

Experimentelle Grundlagen für die meso- und makroskopische Modellierung von Beton bei hohen Belastungsgeschwindigkeiten

Eine kritische Beurteilung des Dehnrateneffekts

Experimental fundamentals for the meso and macroscopic modeling of
concrete at high loading velocities

A critical review of the strain rate effect

Von der Fakultät Bauingenieurwesen
der Technischen Universität Dresden
zur Erlangung der Würde eines
Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte

DISSERTATION

vorgelegt von

Dipl.-Ing. Tino Kühn (fh), M.Sc.
geboren am 16. Juli 1974 in Freital

Gutachter:

Prof. Dr.-Ing. habil. Ulrich Häußler-Combe
Prof. Dr.-Ing. Manfred Keuser
Prof. Dr.-Ing. Steffen Marx

Tag der Verteidigung 10.02.2020

Kurzzusammenfassung

Die vorliegende Arbeit widmet sich detailliert der Frage von Geschwindigkeitseffekten bei der dynamischen Kennwertermittlung von Betonen. Der ursprüngliche Leitgedanke einer skalenübergreifenden numerischen Betrachtung der Geschwindigkeitseffekte und die Einbindung dieser Erkenntnisse in das makroskopische VERD-Modell wurde zugunsten einer detaillierten experimentellen Studie zum Dehnrateneinfluss verworfen. Es zeigte sich recht deutlich, dass die Ursachen vieler dieser Geschwindigkeitseffekte vor allem im experimentellen Umfeld und den zugrunde liegenden Annahmen zu finden sind, statt in der Reaktion des Werkstoffes. Der Autor liefert aus diesem Grunde notwendige Kennwerte und eine detaillierte Analyse der möglichen Ursachen, die zur Fehlinterpretation der stofflichen Reaktionen führen können. Er geht dabei davon aus, dass der klassische Dehnrateneffekt eine rein strukturelle Eigenschaft ist, die nichts mit einer stofflichen Kenngröße zu tun hat.

Die zugrunde liegende Daten von ca. 3000 Versuchen am SHB im Zug- und Druckbereich wurde über einen Zeitraum von ca. 6 Jahren als Grundlage für numerische Analysen auf meso- und makroskopischer Ebene geschaffen. Für die Bewertung werden den klassischen Methoden die eigenen Ansätze gegenübergestellt. Hierin gehen vor allem die Anlagen-spezifischen Wechselwirkungen mit ein. Dieser Ansatz wird ebenso konsequent bei der Betrachtung der statischen Referenzmethoden angewandt. Hier führt dies bspw. zu einer kritischen Bewertung des statischen Nachbruchverhaltens im Zugversuch. Diese Gesamtbetrachtung von Prüfmaschine und Prüfling ist dabei wesentlich und dem Maschinenbau- und Automatisierungstechnik-Hintergrund des Autors geschuldet.

Eine vom Autor entwickelte alternative Prüfmethodik am SHB erlaubt eine verbesserte statistische Bewertung der Ergebnisse. Sie ähnelt einem Perlschnurverfahren und verhindert als Abgrenzungsverfahren die Einbeziehung des Energieüberschusses in die Beurteilung von Festigkeiten. Eine konsequente Energiebetrachtung bezieht die kinetische Energie der resultierenden Bruchstücke in diese Bewertung mit ein. Zugleich wurden die resultierenden Bruchflächen ermittelt. Sie finden Anwendung in der Bewertung spezifischer Festigkeiten und Bruchenergien im Zugbereich oder bei der Quantifizierung einer Schädigung im Druckbereich. In Anlehnung an das VERD-Modell wurde ein Schädigungsansatz mit wenigen Parametern entwickelt und konsequent in die Auswertung der Einzelversuche integriert. Aus ihm lassen sich alle Wesentlichen stofflichen Kennwerte auch analytisch ableiten. Der entwickelte Ansatz zur Trägheitskompensation relativiert den scheinbaren Geschwindigkeitseffekt wesentlich.

Der Autor entscheidet sich bei seiner Herangehensweise bewusst für den Blick über den Tellerrand und hinterfragt kritisch etablierte Methoden wie beispielsweise den biaxialen Verlauf der Festigkeit im DIF-Diagramm nach Empfehlung der CEB. Auf eine logarithmische Darstellung eines sog. DIFs wird grundsätzlich verzichtet. Aufgrund der umfangreichen und systematischen Datenbasis lassen sich hierzu unzählige Fragen diskutieren. Der Autor beschränkt diese letztlich auf die Dokumentation der wesentlichsten Denkipulse.

Abstract

The presented work analyses in detail the questions of speed effects in the dynamic determination of concrete properties. The original idea of a cross-scaled numerical analysis of velocity effects and the integration of these findings into the macroscopic VERD-model has been abandoned in favour of a detailed experimental study of the so called strain rate influence. It became quite clear that the causes of many of these velocity effects can be found in the experimental environment and the underlying assumptions, rather than in the reaction of the pure material. For this reason, the author provides necessary parameters and a detailed analysis of the possible causes that may lead to the misinterpretation of those material reactions. He assumes that the classical strain rate effect is a purely structural property that has nothing to do with a reaction on the material level.

The underlying database of approx. 3.000 tests on the SHB in the tensile and compressive domain was compiled over a period of approx. 6 years as a basis for numerical analyses on a mesoscopic and macroscopic level. For the evaluation, the classical methods are compared with the own approaches. This mainly includes the facility-specific interactions. This approach is also as consistently applied when analysing the static reference methods. Here, for example, this leads to a critical review of the static post cracking behaviour in the tensile test. This overall consideration of testing facility and test specimens is essential and due to the mechanical engineering and automation technology background of the author.

An alternative testing methodology developed by the author for the SHB allows improved statistical evaluation of results. It resembles a fatigue testing method and it prevents the inclusion of a certain surplus of energy in the assessment of strengths. A consistent energy balance involves the kinetic energy of the resulting fragments in this evaluation. At the same time, the resulting fracture surfaces were determined and used in the evaluation of specific strengths and fracture energies in tension and in the quantification of damage in the compressive domain. Based on the VERD-model, a damage evolution approach with few parameters was developed and consistently integrated into the evaluation of the individual tests. From it, all essential material properties can also be derived analytically. The developed approach to inertia compensation significantly relativizes the apparent velocity effects.

In his approach, the author consciously decides to look beyond the box and critically scrutinizes established methods such as the biaxial course of the strength in the DIF-diagram as recommended by the CEB. A logarithmic representation of the DIFs are consciously avoided. Due to the extensive and systematic database, countless questions can be discussed. The author ultimately limits these to the documentation of the most essential thought impulses.

Inhaltsverzeichnis

Abbildungsverzeichnis	vii
Tabellenverzeichnis	xiii
1 Einleitung	1
1.1 Motivation	1
1.1.1 Beton auf der Ebene der Baugruppe	1
1.1.2 Beton auf der Bauteilebene	2
1.1.3 Beton auf der Werkstoffebene	3
1.2 Ziele der Arbeit	4
1.3 Struktur der Arbeit	4
2 Eigenschaften von Beton, wesentliche Forschungsergebnisse	7
2.1 Die Definition von Betrachtungsebenen	7
2.2 Die Bestandteile von Beton	7
2.3 Betoneigenschaften im quasi-statischen Zustand	8
2.3.1 Verhalten unter Zugbeanspruchung	8
2.3.2 Verhalten unter Druckbeanspruchung	9
2.3.3 Mehraxiales Festigkeitsverhalten	10
2.4 Zeitabhängige Eigenschaften von Beton	12
2.4.1 Beobachtungen zum dynamischen Verhalten von Beton	13
2.4.2 Das Phänomen der dynamischen Festigkeitssteigerung	15
2.4.3 Ursachen zum Dehnrateneffekt	19
2.5 Probleme zum Stand der Forschung	26
2.6 Zielstellungen für die vorliegende Arbeit	27
3 Theoretische Grundlagen zum Split-Hopkinson-Bar (SHB)	29
3.1 Generelles Messprinzip	30
3.2 Grundlagen der Wellenausbreitung in elastischen Körpern	32
3.2.1 Wellen in Fluiden	34
3.2.2 Wellen im Festkörper	34
3.2.3 Wellen an der Oberfläche von massiven Festkörpern	36
3.2.4 Wellen an den Grenzschichten von Festkörpern	36
3.3 Sonderfall der eindimensionalen Wellenausbreitung im SHB	36
3.4 Bewertung eines Standardversuches am SHB	38
3.4.1 Verhältnisse am Impaktor	38
3.4.2 Methoden der Impulsmodulation Pulsshaping	39
3.4.3 Berücksichtigung der Wellendispersion am SHB	40
3.4.4 Berücksichtigung der Reibung an den Grenzflächen	42
3.4.5 Verhältnisse im Bereich der Probe	43
3.4.6 Energetische Bilanzierung	45
3.4.7 Berücksichtigung von Trägheitseffekten	47
3.5 Bewertung eines Spaltzugversuches am SHB	49
3.5.1 Methode	49
3.5.2 Verhältnisse im Bereich der Probe	49
3.5.3 Ableitung von Spaltzugspannungen	49
3.5.4 Bestimmung der lokalen Dehnungen	51
3.5.5 Berücksichtigung von Trägheitseffekten	51

4	Statische Kennwertermittlung	53
4.1	Versuchsprogramm	53
4.1.1	Werkstoffe der Hauptversuche	55
4.1.2	C40 Varianten unterschiedlicher Korngrößen	56
4.1.3	Werkstoffe der Nebenversuche	57
4.1.4	Chargenübersicht	58
4.1.5	Festlegungen zur Probekörpergeometrie	59
4.2	Statische Referenz Untersuchungen	60
4.3	Statische Druckversuche an zylindrischen Kleinproben (COMP)	62
4.3.1	Versuchsaufbau für Druckversuche	62
4.3.2	Methodik der Datenanalyse	63
4.3.3	Festigkeiten der Druckversuche an Standardproben	76
4.3.4	Zusammenfassung der wichtigsten skalaren Kenngrößen	83
4.4	Direkte Zugversuche an Kleinproben (TENS)	85
4.4.1	Versuchsaufbau für direkte Zugversuche	85
4.4.2	Rohdatenanalyse und Filterauswahl	86
4.4.3	Ausgewählte Ergebnisse zu den direkten Zugversuchen	93
4.5	Statische Spaltzugversuche an zylindrischen Kleinproben (SPLT)	98
4.5.1	Versuchsaufbau für Spaltzugversuche	98
4.5.2	Rohdatenanalyse und Filterauswahl	99
4.5.3	Ergebnisse Spaltzugversuche	102
5	Dynamische Kennwertermittlung	107
5.1	Kalibrierungsversuche am SHB	107
5.1.1	Eigenschaften der Impaktoren	107
5.1.2	Eigenschaften der Stäbe	111
5.1.3	Eigenschaften der DMS und Kalibrierung	118
5.1.4	Methodik der Impulsselektion	122
5.1.5	Kalibrierung des Vibrometers	124
5.2	Druckversuche am SHB (SHPB)	126
5.2.1	Versuchsprogramm	126
5.2.2	Versuchsaufbau für Druckversuche am SHB	128
5.2.3	Methodik der Datenanalyse	129
5.2.4	Klassifizierung durch Mittelwertbildung	153
5.2.5	Ableitung der Ersatzformulierung	159
5.2.6	Bewertung der maximale Spannungen des Referenzwerkstoffes C40	164
5.2.7	Bewertung der maximalen Spannungen unterschiedlicher Betonklassen	168
5.2.8	Analysen optionaler Bewertungsmethoden	181
5.2.9	Auswirkungen alternativer Auswertungsansätze	189
5.2.10	Entwicklung alternativer Prüfmethoden	195
5.2.11	Zusammenfassung zu den Geschwindigkeitseffekten	204
5.3	Dynamische Spaltzugversuche (SHBT)	208
5.3.1	Versuchsprogramm	208
5.3.2	Versuchsaufbau und Methodik	209
5.3.3	Detaillierte Betrachtung	210
5.3.4	Globale Bewertung der skalaren Kenngrößen	222
5.3.5	Zusammenfassung zu den Geschwindigkeitseffekten	230
6	Ermittlung sonstiger Kennwerte	233
6.1	Bestimmung von Oberflächenkennwerten	233
6.1.1	Methodik direkte Vermessung	233
6.1.2	Datenaufbereitung	234
6.1.3	Data Gridding	234

6.1.4	Bestimmung von Oberflächenkennwerten	235
6.1.5	Statistische Bewertungen	237
6.1.6	Bestimmung geometrischer Kennwerte	239
6.1.7	Dynamische Kennwerte der Oberflächen	241
6.1.8	Parameter Signifikanzanalyse	242
6.1.9	Varianzanalyse anhand ausgewählter Parameter	244
6.1.10	Auflösungsabhängigkeit vs fraktales Verhalten	246
6.1.11	Geometrische Rekonstruktion	250
6.1.12	Methodik Flächenanalyse für Spallationsversuche	252
6.1.13	Methodik der Flächenanalyse für Spaltzugversuche	254
6.1.14	Methodik der Oberflächenanalyse für Druckversuche	256
6.1.15	Kalibrierung anhand von Referenz-Siebverteilungen	259
6.2	Reibung ausgewählter Werkstoffpaarungen	261
6.2.1	Methodik	261
6.2.2	Kritische Bewertung der Methodik	262
6.3	Haftung und kohesive Festigkeiten	264
6.3.1	Methodik	264
6.3.2	Ergebnisse der Oberflächenanalyse	264
6.3.3	Ergebnisse der Zugprüfung	265
6.3.4	Bewertung der Ergebnisse	265
6.4	Untersuchung zu den verwendeten Zuschlagsstoffen, Schüttungen	267
6.4.1	Bestimmung von Volumen- und Oberflächenverteilungen	267
6.4.2	Ableitung von Einzelkorneigenschaften	268
6.4.3	Mischung der verwendeten Werkstoffe	270
6.4.4	Generierung künstlicher Kornverteilungen	271
6.5	Bestimmung absoluter Feuchtigkeiten	273
6.5.1	Ergebnisse des Langzeitverhaltens für das Trocknen	273
6.5.2	Ergebnisse des Langzeitverhaltens für das Wässern	273
6.5.3	Diffusionsverhalten bei Kurzzeitinfiltration	274
7	Numerische Analyse auf makroskopischer Ebene	277
7.1	Einleitung	277
7.2	Stand des Wissens zur stoffgesetzlichen Formulierung	278
7.3	Gliederung	279
7.4	Die konstitutive Formulierung	280
7.4.1	Die isotrope Schädigungsformulierung	280
7.4.2	Erweiterung um Gradientenschädigung	282
7.4.3	Die viskose Erweiterung	283
7.5	Die Finite Elemente Implementierung	285
7.6	Ein uniaxiales Wellenausbreitungsproblem	289
7.6.1	System, Material und Diskretisierung	289
7.6.2	Effekte der Gradientenschädigung	291
7.6.3	Ergebnisse eines Referenzfalles	291
7.6.4	Dehnratenabhängigkeit der Zugfestigkeit	294
7.7	Strukturelles Verhalten	295
7.7.1	Systemkonfiguration und prinzipielles Strukturverhalten	295
7.7.2	Stoßbeanspruchung mit Schädigung	297
7.7.3	Strukturelles Amplituden- und Zeitverhalten	298
8	Zusammenfassung	301
8.1	Dynamische Druckversuche	301
8.1.1	Datenanalyse nach Standardmethode	303
8.1.2	Auswirkungen alternativer Bewertungsansätze	303

Inhaltsverzeichnis

8.1.3	Alternative Prüfkonzepete	304
8.1.4	Verfahren zur Abgrenzung überschüssiger Energieanteile	305
8.1.5	Ausblick und Forschungsbedarf zum SHPB-Versuch	305
8.2	Dynamische Spaltzuguntersuchungen	307
8.2.1	Ausblick, Forschungsbedarf zum SHBT-Versuch	308
8.3	Statische Kennwertermittlungen	309
8.4	Numerische Untersuchungen zum VERD-Model	311

Abbildungsverzeichnis

1.1	Detailansichten unterschiedlicher struktureller Plattenschädigungen	3
2.1	Betrachtungsebenen von Beton nach ZILCH [183] aus RITTER [148]	7
2.2	Grenzsieblinien für Zuschlag mit 16 mm Größtkorn nach DIN 1045-2 [10]	8
2.3	Mikrorissverteilung nach DUDA [47] aus KESSLER-KRAMER [90]	9
2.4	Spannungen in der Rissebene nach MECHTCHERINE [121]	9
2.5	Spannungs-Dehnungsverhalten nach POLLING [141] aus LI [109]	10
2.6	Kraftumlenkung bei Druckbeanspruchung nach KÖNIG [59]	10
2.7	Biaxiales Festigkeitsverhalten von Beton nach KUPFER [104]	11
2.8	Mehraxiales Verhalten nach OTTOSEN [134] aus RITTER [148]	11
2.9	Zuordnung unterschiedlicher Beanspruchungsarten	12
2.10	relative Druckfestigkeitssteigerung über der Dehnrate nach BISCHOFF [27]	16
2.11	relative Zugfestigkeitssteigerung über der Dehnrate nach BISCHOFF [27]	17
2.12	Dynamische Festigkeitssteigerung vs Betondruckfestigkeit nach ORTLEPP [42]	17
2.13	Einfluss der Dehnrate auf die Druckstauchung nach BISCHOFF und PERRY [28]	18
2.14	Einfluss der Dehnrate auf den Elastizitätsmodul nach WATSTEIN [172]	18
2.15	Dehnrateneinfluss auf die Energieabsorption	19
2.16	Einfluss der Dehnrate auf die Querdehnung nach TAKEDA und TACHIKAWA [168]	19
2.17	Veranschaulichung des Risswachstums aus ZIELINSKI [181]	20
2.18	Effekte der Bruchmechanismen aus ZIELINSKI [181]	20
2.19	Risswachstum in Normalbeton nach GÖDDE [58]	21
2.20	Ursachen der Festigkeitssteigerung nach CURBACH [41]	22
2.21	Spannungsverteilung vor einem Anriss nach CURBACH [41]	22
2.22	Spannungsvergleichmäßigung an Diskontinuitäten nach CURBACH [41])	23
2.23	Verzögerung des Versagens durch Drehung des Spannungsgradienten nach EIBL [50]	24
2.24	Zugfestigkeiten für trockene und nasse Proben nach REINHARDT et al. [146]	24
2.25	Der STEFAN-Effekt in der Betonpore unter Zugbeanspruchung, nach ROSSI [150]	25
2.26	Rissbild für statische und dynamische Belastung nach BACHMANN [21]	25
2.27	Festigkeitsverteilung mit Spannungsniveaus nach CURBACH [41]	26
3.1	Prinzip des SHB nach KOLSKY [99]	29
3.2	SHB in der klassischen Druckkonfiguration	30
3.3	LAGRANGE-Diagramm zur Wellenfortpflanzung im SHB	31
3.4	Verhältnisse am Stabelement in Anlehnung an SCHULER [157]	37
3.5	Verhältnisse beim Impaktoraufprall mit Federersatzmodell	38
3.6	Relative Wellenausbreitungsgeschwindigkeiten	41
3.7	Verhältnisse im Bereich der Probe zwischen Eingangs- und Ausgangstab	43
3.8	Verhältnisse im Bereich der Probe im SHBT-Versuch	49
4.1	Übersicht zu den Kleinproben unterschiedlicher Werkstoffe	53
4.2	Übersicht zu den Werkstoffen der Hauptversuche	56
4.3	Übersicht zu den Werkstoffen der unterschiedlichen Korngrößen	57
4.4	Übersicht zu den Werkstoffen der Nebenversuche	58
4.5	Probengeometrien	60
4.6	Versuchsaufbau für statische Druckversuche	63
4.7	Kraft-Verschiebungsverläufe für den verwendeten Prüfaufbau	63
4.8	Auswirkungen der Steifigkeitskorrektur auf den Kalibrierkörper	64
4.9	Filterauswahl für statische Druckversuche für schnelle und langsame Versuche	65
4.10	Resultierende Beschleunigungskräfte auf die Probe	66

4.11	Exemplarischer Spannungs-Dehnungs-Dehnratenverlauf für schnelle (VB) und langsame Versuche (VA)	67
4.12	Vergleich technischer und wahrer Spannungs-Dehnungs-Dehnratenverlauf	68
4.13	Definition von skalaren Kenngrößen im Spannungs-Dehnungsdiagramm	69
4.14	Ersatzmodell für eine Schädigungsentwicklung	70
4.15	Schädigungsentwicklung auf Basis einer ungewichteten Weibullverteilung	72
4.16	Schädigungsentwicklung für verschiedene Wichtungsvarianten	73
4.17	Schädigungsentwicklung für verschiedene Verteilungsfunktionen	73
4.18	Mittelwertkurven mit Angabe von Min, Max und Std	75
4.19	Mittelwertkurven eines inkonsistenten Datensatzes	75
4.20	Übersicht der maximalen Spannungen mit Streubreite	77
4.21	Übersicht zum Einfluss der Betoniercharge	78
4.22	Geschwindigkeitsabhängigkeit der Spannungen	79
4.23	Geschwindigkeitsabhängigkeit der Elastizitätsmodulen	79
4.24	Übersicht zum Einfluss der Betonfeuchtigkeit	80
4.25	Feuchtigkeitseinfluss auf die E-Modulen	80
4.26	Übersicht zum Einfluss der Probenlängen auf die maximalen Spannungen	81
4.27	Längenverhältnisse mit Reibungskorrektur nach KLEPACZKO [86]	82
4.28	Dehnratenabhängigkeit der spezifischen Bruchflächen	83
4.29	Versuchsaufbau für statische Zugversuche	85
4.30	Rohdaten des direkten Zugversuches	87
4.31	Filtereinfluss für langsame und schnelle Zugversuche	88
4.32	Wirkungsweise des Filter-Spezial für schnelle und langsame Versuche	89
4.33	Einfluss der lokalen Lastbestimmung	90
4.34	Modifikation der Rohdaten auf Basis unterschiedlicher Steifigkeitskorrekturen	91
4.35	Rohdaten des direkten Zugversuches	91
4.36	Spannungsverläufe des direkten Zugversuches	92
4.37	Übersicht der maximal ertragbaren Spannungen mit Streubreite	94
4.38	Spannungen und Verschiebungen	95
4.39	Geschwindigkeitsabhängigkeit der Spannungen	95
4.40	Abhängigkeit der E-Modulen	96
4.41	Übersicht zu den spezifischen Flächen	96
4.42	Ausgewählte Oberflächenprofile unterschiedlicher Werkstoffe	97
4.43	Versuchsaufbau für statische Spaltzugversuche	99
4.44	Rohdaten des Spaltzugversuches	100
4.45	Einfluss des Tiefpassfilters	101
4.46	Spannungs-Verschiebungs-Beziehung	102
4.47	Übersicht der maximal ertragbaren Spannungen mit Streubreite	103
4.48	Maximale Spannungen im Vergleich zu Druck- und Zugspannungen	104
4.49	Maximale Zugspannungen mit den Auswirkungen der Bruchflächenkorrekturen	105
4.50	Ausgewählte Oberflächenprofile unterschiedlicher Werkstoffe	106
5.1	Übersicht Impaktoren	107
5.2	Einfluss der Impaktorlänge auf die Eingangswelle	108
5.3	Einfluss des Impaktorwerkstoffes auf die Eingangswelle	109
5.4	Einfluss des Impaktorgeschwindigkeit auf die Eingangswelle	110
5.5	Einfluss des Pulsehapers auf die Eingangswelle	110
5.6	Modale Eigenschaften der Stäbe	112
5.7	Filterauswahl für Signalentfaltung für das Eingangssignal	113
5.8	Bestimmung der Stabwellenausbreitungsgeschwindigkeit	114
5.9	Wellenformen am Eingangsstab mit Dispersionskorrektur	115
5.10	Spektrale Betrachtung der Eingangswellen mit Amplitude und Phasengeschwindigkeit	116
5.11	Theoretische Phasengeschwindigkeiten nach Pochhammer, Bankroft etc.	117

5.12	Fehlerbetrachtung zur Dispersionskorrektur	118
5.13	statische Kalibrierdaten des Prüfnormals	120
5.14	Wellen am Eingangs-, Ausgangstab und Kalibriernormal	121
5.15	Impulsselektion für die Druck- Zugkalibrierung der HL-DMS	122
5.16	Methoden der Impulsselektion	123
5.17	Kalibrierung Vibrometer am freien Stabende	125
5.18	Versuchsaufbau für SHPB-Druckversuche	129
5.19	Normierte Daten der Lichtschranke	130
5.20	Druckverlauf der Beschleunigungseinrichtung	131
5.21	Dehnungen am Ein- und Ausgangstab	131
5.22	Dehnungen am Ein- und Ausgangstab skaliert	132
5.23	Sequenzen während der Druckschädigung	133
5.24	Höhenprofil zur Bestimmung der freien Oberflächen	134
5.25	Einfluss unterschiedlicher Filtermethoden	136
5.26	Einfluss der Filtermethoden auf den Spannungs-Dehnungsverlauf	136
5.27	Einfluss der Selektionsmethoden auf den Wellenverlauf	138
5.28	Einfluss der Selektionsmethoden auf den Spannungs-Dehnungsverlauf	139
5.29	Einfluss des Zeitversatzes der reflektierten Welle	140
5.30	Einfluss des Zeitversatzes der transmittierten Welle	141
5.31	Einfluss des Zeitversatzes der reflektierten Welle	142
5.32	Methodischer Einfluss einer skalierten Reflektionswelle	143
5.33	Einfluss der Auswertemethode auf die Spannungs-Dehnungsbeziehungen	143
5.34	Partikelgeschwindigkeiten der Stabenden im Bereich der Probe	144
5.35	Partikelverschiebungen der Stabenden im Bereich der Probe	145
5.36	Bestimmung der Partikelbeschleunigungen an den Stabenden	145
5.37	Bestimmung von Kenngrößen der Dehnungen	146
5.38	Bestimmung von Kräften an den Stabenden	146
5.39	Bestimmung mittlerer Spannungen an der Probe	147
5.40	Belastungsgleichgewicht der Probe	148
5.41	Spannungen am Probeneingang aufgrund lokaler Massenträgheit	149
5.42	Definition von Selektionskriterien am Spannungs-Dehnungsdiagramm	150
5.43	Einfluss verschiedener Methoden zur Trägheitskorrektur	151
5.44	Einfluss einer Reibungskorrektur	151
5.45	Einfluss aus der Betrachtung wahrer oder technischer Spannungen	152
5.46	Ersatzformulierung des Spannungs-Dehnungsverlaufes	153
5.47	Mittelwertkurven der Spannungs-Dehnungsbeziehungen	154
5.48	Korrelationen nach maximalen Spannungen	155
5.49	Einfluss der Betonagecharge auf die maximalen Spannungen	155
5.50	Mittelwertkurven nach Betonagechargen klassifiziert	156
5.51	Mittelwertkurven nach Ladedruck klassifiziert	156
5.52	Mittelwertkurven nach Dehnraten klassifiziert	157
5.53	Mittelwertkurven nach Spannungsraten klassifiziert	158
5.54	Klassifikation nach der Bruchenergie	158
5.55	Klassifikation nach maximalen Spannungen	159
5.56	Klassifikation nach der mittleren Dehnraten	160
5.57	Klassifikation nach der mittleren Spannungsraten	160
5.58	Modellbasierte Spannungs-Dehnungs-Zusammenhänge	161
5.59	Klassifikation nach maximalen Spannungen	162
5.60	Klassifikation nach maximalen Spannungen	163
5.61	Modellverhalten zum Feuchtigkeitseinfluss	163
5.62	Modellverhalten zum Feuchtigkeitseinfluss	164
5.63	Maximale Spannungen für verschiedene Betone der C40 Klasse	165

5.64	Maximale Spannungen für verschiedene Betone der C40 Klasse	165
5.65	Festigkeiten für verschiedene Betonierchargen der C40 Klasse	166
5.66	Festigkeiten für verschiedene Prüfalalter der C40-GRS-M1 Charge	167
5.67	Dehnrateneinfluss der Probenlänge auf die maximale Spannung	167
5.68	Spannungsrateneinfluss der Probenlänge auf die maximale Spannung	168
5.69	Maximale Spannungen für Werkstoffe der Hauptversuche	169
5.70	Maximale Spannungen für Werkstoffe unterschiedlicher Korngrößen	169
5.71	Maximale Spannungen für Werkstoffe der Nebenversuche	170
5.72	Dehnratenabhängigkeit der maximalen Spannungen für unterschiedliche Werkstoffe	170
5.73	Zusammenfassung der maximalen Spannungen der statischen Druckversuche	171
5.74	Streuung der statischen Referenzkennwerte bei Normgeschwindigkeit	172
5.75	Relative Spannungen unterschiedlicher Werkstoffe	172
5.76	Einfluss der statischen Streubreiten auf die relativen Spannungen	173
5.77	Feuchtigkeitseinfluss für einen C80 Referenzwerkstoff	173
5.78	Normierung des Dehnrateneinflusses am Beispiel C80	174
5.79	Normierter Feuchtigkeitseinfluss für die 4 Referenzbetone	174
5.80	Relativen Spannungen bei logarithmischer Skalierung	175
5.81	Relativen Spannungen bei linearer Skalierung	176
5.82	Auswirkungen der Methodik der Spannungsrelativierung	177
5.83	Auswirkungen der Methodik der Spannungsrelativierung logarithmisch	177
5.84	Maximale Spannungen	178
5.85	Dehnungen bei maximaler Spannung	178
5.86	Gesamtenergie	179
5.87	Dehnratenabhängigkeit des Fit Parameters EM	179
5.88	Dehnratenabhängigkeit des Fit Parameters ED	180
5.89	Dehnratenabhängigkeit des Fit Parameters GD	180
5.90	Auswirkungen der Reibungskorrektur am Beispiel C40	182
5.91	Relative Auswirkungen der Reibungskorrektur am Beispiel C40	183
5.92	Relative Auswirkungen der Reibungskorrektur für die Hauptwerkstoffe	183
5.93	Auswirkungen der Trägheitskorrektur für verschiedene Korrekturmethoden	184
5.94	Auswirkungen der Trägheitskorrektur am Beispiel C40	184
5.95	Auswirkungen der Trägheitskorrektur nach KLEPACZKO	185
5.96	Auswirkungen der Trägheitskorrektur nach KÜHN	185
5.97	Auswirkungen der Trägheitskorrektur	186
5.98	Spezifische Oberflächen für Betone der Hauptversuche	187
5.99	Auswirkungen einer Spannungskorrektur bezüglich der Bruchoberfläche	187
5.100	Zusammenhang zwischen wirksamer Energie und Dehnrage	188
5.101	Dehnratenabhängigkeit der spezifischen Energie	188
5.102	Auswirkungen der Filtermethoden am Beispiel C40	189
5.103	Auswirkungen der Selektionsmethoden am Beispiel C40	191
5.104	Auswirkungen eines geringen Zeitversatzes am Beispiel C40	192
5.105	Globale Auswirkungen des Probenzeitversatzes am Beispiel C40	193
5.106	Auswirkungen der Selektionsmethoden am Beispiel C40	194
5.107	Energiebilanzierung am Beispiel C40	196
5.108	Energiebilanzierung für die Probe am Beispiel C40	196
5.109	Energiebezogene spezifische Oberflächen für das Beispiel C40	197
5.110	Schädigungslevel am Beispiel C40	197
5.111	Wirksame Probenenergie am Beispiel der Hauptwerkstoffe	198
5.112	Dehnratenabhängigkeit der spezifischen Energie	198
5.113	Spannungsratenabhängigkeit der spezifischen Energie	199
5.114	Zusammenhang zwischen Dehnrage und spezifischer Oberfläche	200
5.115	Definition unterschiedlicher Schädigungslevel	201

5.116	Spannungs-Dehnraten-Zusammenhänge für unterschiedliche Werkstoffe und Methoden	201
5.117	Spannungs-Schädigungs-Zusammenhänge für unterschiedliche Werkstoffe und Methoden	202
5.118	Festigkeiten für unterschiedliche Betone für ungeschädigte Proben (D=0)	202
5.119	Dehnratenzusammenhang der Hauptwerkstoffe für jeweils zwei Dehnratenstufen	203
5.120	Bestimmtheit des Geschwindigkeitseinflusses verschiedener Parameter	204
5.121	relativer Dehnrateneinfluss unterschiedlicher Parameter	205
5.122	Relativer Dehnrateneinfluss verschiedener Parameter	206
5.123	Relativer Spannungsrateneinfluss verschiedener Parameter	206
5.124	Relativer Dehnrateneinfluss der Fitting Parameter	207
5.125	Relativer Spannungsrateneinfluss der Fitting Parameter	207
5.126	Versuchsaufbau für SHBT-Spaltversuche	210
5.127	Selektierte Dehnungen am SHB am Beispiel SHBT-C40-P11	211
5.128	Lokale und globale Verschiebungskomponenten	212
5.129	Relative Verschiebungen an der Probe	212
5.130	Lokale und globale Geschwindigkeiten	213
5.131	Lokale und globale Beschleunigungen	213
5.132	Relative Kenngrößen der Verschiebungen	214
5.133	Resultierende Kräfte am Ein- und Ausgang der Probe	215
5.134	Kräfte mit axialen Beschleunigungsanteilen und aktiven Massen	216
5.135	Resultierende Spaltzugspannungen verschiedener Ansätze	217
5.136	Resultierende Spaltzugspannungen nach Bruchflächenkorrektur	217
5.137	Auswirkungen des Probenzeitversatzes auf die lokalen Dehnungen	218
5.138	Auswirkungen des Probenzeitversatzes auf Spannungs-Dehnungsbeziehungen	218
5.139	Spannungs-Rissöffnungsbeziehung für unterschiedliche Ansätze	219
5.140	Kenndaten des Parameter Fittings im SHBT	219
5.141	Dehnratenabhängigkeit verschiedener Spannungen	220
5.142	Korrelation lokaler und globaler Geschwindigkeiten	221
5.143	Spannungs-Dehnungsbeziehung unterschiedlicher Dehnraten	221
5.144	Spannungs-Dehnungsbeziehung unterschiedlicher Dehnraten	222
5.145	Spannungs-Dehnungsbeziehung unterschiedlicher Dehnraten	223
5.146	Spannungs-Dehnungsbeziehung unterschiedlicher Dehnraten	223
5.147	Dehnratenabhängigkeit der Beschleunigungskorrekturfaktoren	224
5.148	Dehnratenabhängigkeit der spezifischen Flächen	225
5.149	Spezifische Spannungen der Hauptwerkstoffe	225
5.150	Spannungs-Dehnungsbeziehung unterschiedlicher Dehnraten	227
5.151	wirksame Energien im Bereich der Probe	228
5.152	Vergleich der resultierenden Bruchenergien	228
5.153	spezifische Bruchenergie verschiedener Betone	229
5.154	spezifische Bruchenergie vs maximale Spannung	229
5.155	Relativer Dehnrateneinfluss auf die Wesentlichen Parameter des SHBT-Versuchs	231
6.1	Messprinzip des Linienscanners (Fa. Leuze)	233
6.2	Rohdatenaufbereitung am Beispiel einer gescannten Zugprobe (TENS-S02-P09)	234
6.3	Methode des Gridding der Rohdaten	235
6.4	Auswirkungen des WIENER Filter auf die Rohdatenbasis	236
6.5	Standardkenngrößen zur Oberflächenbewertung	237
6.6	Verteilung unterschiedlicher geometrischer Kennwerte der Bruchstücke	240
6.7	Beispiele zur Beschreibung der Bilddynamik anhand der Rauheitenverteilung	242
6.8	Verteilung der Variationskoeffizienten verschiedener Oberflächenparameter	243
6.9	Varianz ausgewählter Kennwerte für unterschiedliche Festigkeitsbereiche	245
6.10	Verteilung des Flächeninhaltes in linearer und logarithmischer Skalierung	247

6.11	Verteilung der mittleren Rauheit R_a in linearer und logarithmischer Skalierung . . .	248
6.12	Verteilung des spezifischen Flächeninhaltes	249
6.13	Verteilung der mittleren Rauheiten	249
6.14	Verteilung der Varianz des spezifischen Flächeninhaltes	250
6.15	Verteilung der Varianz der mittleren Rauheiten	250
6.16	Probe im statischen Zugversuch mit Rekonstruktion der Bruchfläche (TENS-C40-M1-VA-HB-PL80-P09)	251
6.17	Rohdatenaufbereitung am Beispiel einer Bruchfläche der Spallationsprobe	253
6.18	Probe im statischen Zugversuch mit Rekonstruktion der Bruchfläche	253
6.19	Rohdatenaufbereitung am Beispiel einer gescanten Spaltzugprobe	255
6.20	Probe im statischen Zugversuch mit Rekonstruktion der Bruchfläche	255
6.21	Methodik der Datenaufbereitung	257
6.22	Oberflächenanalyse von Probenfragmenten aus einem SHPB-Druck-Versuch	258
6.23	Häufigkeitsverteilungen verschiedener Kennwerte der Partikel	258
6.24	Auflösungsabhängigkeit der Referenzmessungen an Siebungen	260
6.25	Vergleich der Oberflächenprofile für unterschiedliche Bearbeitungsmethoden	266
6.26	Übersicht Impaktoren	267
6.27	Verteilung des Massendurchgangs für die Komponenten Sand und Kies	267
6.28	Verteilung der prozentualen volumetrischen Anteile für die untersuchten Betone	270
6.29	Künstliche Schüttungen für Serien unterschiedlicher Festigkeiten	272
6.30	Künstliche Schüttungen für Serien unterschiedlicher Korngrößen	272
6.31	Prozentualer Massenverlust der Proben bei der Langzeit-trocknung	273
6.32	Prozentualer Massenzuwachs der Proben beim Wässern	274
6.33	spezifischer Massenzuwachs durch kurzzeitige Infiltration	275
7.1	Rheologische Modelle zur Beschreibung von Schädigungen	283
7.2	Rheologische Modelle zur Beschreibung von Viskosität	284
7.3	Balken-System mit Zugbeanspruchung bei konstanten Dehnraten	289
7.4	Abhängigkeit der charakteristischen Länge von der Dehnung	291
7.5	Abhängigkeit der charakteristischen Länge von der Spannungen	291
7.6	Induzierte Spannungswellen	292
7.7	Reflektierte Wellen	292
7.8	Spannungswellen in Abhängigkeit von der Materialformulierung	293
7.9	Spannungs-Dehnungsbeziehung elastisch (ERD)	293
7.10	Spannungs-Dehnungsbeziehung viscoelastisch (VERD)	293
7.11	Relative dynamische Zugfestigkeiten in Abhängigkeit von der Dehnraten	295
7.12	Balkenproblem mit Stoßbeanspruchung	296
7.13	Verteilung der elastische Spannungswellen	296
7.14	linear elastischer Balken unter Stoßbeanspruchung (a) selektierte Spannungen	296
7.15	selektierte Verschiebungen	296
7.16	Schädigung vs Lastamplitude	297
7.17	Schädigungsentwicklung über die Zeit	297
7.18	Bereich der ertragbaren Amplituden und Beanspruchungszeiten mit $D_{crit} = 0.5$	298

Tabellenverzeichnis

4.1	Zuordnungsmatrix der Werkstoffe zu den Einzelversuchen mit Stichprobenumfang . . .	55
4.2	Betonzusammensetzung für die vier Hauptwerkstoffe	56
4.3	Betonzusammensetzung für Versuche unterschiedlicher Zuschlagsgrößen	57
4.4	Betonzusammensetzung für die Nebenversuche	58
4.5	Übersicht zu den einzelnen Chargen und Herstellungszeitpunkten	59
4.6	Übersicht zu den verwendeten Standardproben	60
4.7	Übersicht zu Druckfestigkeitskennwerte der 28 Tage Normprüfung	61
4.8	Übersicht zu den um den Chargeneinfluss bereinigten Druckfestigkeitskennwerten . .	61
4.9	Übersicht zu den Proben für statische Druckversuche	62
4.10	Übersicht zu Massen und Steifigkeiten der aktiven Bauteile des Prüfaufbaus	64
4.11	Festlegung der Begrifflichkeiten	69
4.12	Übersicht zu den maximalen Spannungen der statischen Druckversuche	76
4.13	Abgleich der maximalen Spannung mit Ergebnissen der Normprüfung	77
4.14	Übersicht zum Einfluss der Betoniercharge auf die Druckfestigkeitskennwerte	77
4.15	Übersicht zum Einfluss der Betonfeuchtigkeit auf die Druckfestigkeitskennwerte . . .	80
4.16	Übersicht zum Einfluss der Probenlänge C40-GRS-VA-HB	81
4.17	Übersicht zu den Elastizitätsmodulen der statischen Druckversuche	83
4.18	Übersicht zu den Kennwerten der statischen Druckversuche	84
4.19	Übersicht zu den Kennwerten der Ersatzformulierung	84
4.20	Übersicht zu Massen und Steifigkeiten der aktiven Bauteile des Prüfaufbaus	86
4.21	Übersicht zu den Proben für direkte statische Zugversuche	86
4.22	Übersicht zu den maximalen Spannungen eines Beispielen für verschiedene Auswertemethoden	93
4.23	Übersicht zu Festigkeiten für direkte statische Zugversuche	93
4.24	Übersicht zu korrigierten Festigkeiten für direkte statische Zugversuche	97
4.25	Übersicht zu den Proben für Spaltzugversuche	99
4.26	Übersicht zu den maximalen Spannungen	103
4.27	Übersicht zu den maximalen Spannungen in Bezug auf Zug- und Druckfestigkeit . .	105
4.28	Übersicht zu den maximalen Spannungen mit Bruchflächenkorrektur	106
5.1	Eigenschaften der Impaktoren	107
5.2	Eigenschaften der Stäbe am SHB	111
5.3	Zusammenfassung wichtigsten Frequenzbereiche im Stab	112
5.4	Messtechnisch erfasste Schallgeschwindigkeiten	115
5.5	Eigenschaften der Halbleiter DMS	119
5.6	Messtechnisch erfasste Positionen der DMS	119
5.7	Korrekturfaktoren für die Skalierung der HL-DMS am SHB	121
5.8	Korrekturfaktoren für die Kalibrierung der HL-DMS am SHB	122
5.9	Auswirkungen der Impulsselektionsmethode	124
5.10	Auswirkungen Vibrometereinstellungen	125
5.11	Übersicht zu den Proben für dynamische Druckversuche	128
5.12	Ergebnisse aus der Analyse der Sequenzen am Beispiel	134
5.13	Übersicht zu geometrischen Kennwerten der Beispielprobe	135
5.14	Übersicht zu den Auswirkungen unterschiedlicher Basisfilter	137
5.15	Übersicht zu den Auswirkungen unterschiedlicher Selektionsmethoden	139
5.16	Einfluss des Zeitversatzes der reflektierten Welle	140
5.17	Einfluss des Zeitversatzes der transmittierten Welle	141
5.18	Einfluss des Zeitversatzes der reflektierten Welle	142
5.19	Einfluss der Auswertemethode auf die Spannungs-Dehnungsbeziehungen	144
5.20	Übersicht zu den Proben für dynamische Druckversuche	161

5.21	Übersicht zu den Parametern zur Dehnratenabhängigkeit der Feuchte	175
5.22	Übersicht ausgewählter Kennwerte der Hauptversuche	181
5.23	Übersicht ausgewählter Kennwerte der Nebenversuche	181
5.24	Übersicht zu den Grenzwerten der Stufenmethode	199
5.25	Übersicht zu den Grenzwerten der Stufenmethode	203
5.26	Übersicht der Kennwerte für 2 Stufen der Stufenmethode für $D=0$	203
5.27	Übersicht zu den Proben der Spaltzugversuche am SHB	209
5.28	Übersicht zu den relativen Spannungen	226
5.29	Übersicht zu den relativen Spannungen	227
5.30	Übersicht zu Wesentlichen energetischen Kenngrößen	230
6.1	Übersicht Auswirkung des Filterkerns auf die Rohdaten	236
6.2	Übersicht zu den statistischen Basiskennwerten der Flächenprofile	239
6.3	Übersicht zu den geometrischen Kennwerten der Oberflächen	241
6.4	Übersicht zu den dynamischen Kennwerten der Oberflächen	242
6.5	Überblick zu den Variationskoeffizienten ausgewählter Parameter	244
6.6	Zusammenfassung zur Analyse der spezifischen Flächeninhalte	245
6.7	Zusammenfassung zur Analyse der mittleren Rauheiten	246
6.8	Zusammenfassung von mittleren Skalierungskennwerten für ausgewählte Werkstoffe	248
6.9	Zusammenfassung ausgewählter geometrischer Kennwerte für den direkten Zugversuch (TENS-C40-M1-VA-HB-PL80-P09)	252
6.10	Zusammenfassung geometrischer Kennwerte für den Beispielprobekörper	254
6.11	Zusammenfassung geometrischer Kennwerte für den Beispielprobekörper	256
6.12	Zusammenfassung geometrischer Kennwerte für den Beispielprobekörper	259
6.13	Zusammenfassung geometrischer Kennwerte für die Beispielsiebreihe	259
6.14	Übersicht Gleitreibungskoeffizienten für verschiedene Werkstoffkombinationen	262
6.15	Übersicht der Werkstoffkombinationen zur Ermittlung lokaler Haftfestigkeiten	264
6.16	Oberflächeneigenschaften der Probekörper	265
6.17	Eigenschaften der Werkstoffkombinationen	265
6.18	Übersicht zu den Verteilungswerten für den verwendeten Kies	268
6.19	Übersicht zu den Verteilungswerten für den verwendeten Sand	268
6.20	Übersicht zu den Verteilungswerten für den verwendeten Kies	269
6.21	Übersicht zu den Verteilungswerten für den verwendeten Sand	269
6.22	Übersicht zu den Volumenverteilungen für Betone unterschiedlicher Festigkeitsklassen	270
6.23	Übersicht zu den Volumenverteilungen für Betone unterschiedlicher Größtkorngehalte	271
6.24	Übersicht zu den Dichten	274
6.25	Übersicht zu den resultierenden Massen	275
6.26	Übersicht zu den Dichten	276
7.1	Materialparameter	281

Symbolverzeichnis

Lateinische Großbuchstaben

A	Querschnittsfläche
D	Durchmesser
E	Elastizitätsmodul
F	Kraft
S	Spannung
L	Länge
U	Verschiebung
V	Geschwindigkeit
A	Beschleunigung
R	Elektrischer Widerstand
U	Elektrische Spannung
V	Volumen

Lateinische Kleinbuchstaben

d	Durchmesser
$f_{c.dyn}$	Dynamische Druckfestigkeit
$f_{c.stat}$	Statische Druckfestigkeit
$f_{t.dyn}$	Dynamische Zugfestigkeit
$f_{t.stat}$	Statische Zugfestigkeit
h	Höhe bzw. Dicke
l	Länge
m	Masse
p	Druck
t	Zeit
u	Verschiebung
v	Geschwindigkeit
a	Beschleunigung
c	Schallgeschwindigkeit

Griechische Buchstaben

∂t	Ableitung nach der Zeit
∂x	Ableitung nach dem Ort
Δt	Zeitdifferenz
ε	Dehnung
ε_i	Dehnung aus der induzierten Welle
ε_r	Dehnung aus der reflektierten Welle
ε_t	Dehnung aus der transmittierten Welle
$\dot{\varepsilon}$	Dehnrage
$\ddot{\varepsilon}$	Dehnungsbeschleunigung
$\dot{\varepsilon}_0$	Quasistatische Dehnrage
μ	Querdehnrage
ρ	Dichte
σ	Spannung
$\dot{\sigma}$	Spannungsrage
$\ddot{\sigma}$	Spannungsbeschleunigung

Tabellenverzeichnis

Indizes

<i>b</i>	Bar (Stab)
<i>s</i>	Specimen (Probe)
<i>imp</i>	Impaktor
<i>dyn</i>	Dynamisch
<i>stat</i>	Statisch
<i>max</i>	Maximal
<i>min</i>	Minimal
<i>mean</i>	Mittelwert
<i>stabw</i>	Standardabweichung
<i>t</i>	Tension (Zug)
<i>c</i>	Compression (Druck)

Einheiten

bar	Bar
J	Joule
Hz	Hertz
m	Meter
mm	Millimeter
µm	Mikrometer
m/s	Meter pro Sekunde
s	Sekunde
ms	Millisekunde
µs	Mikrosekunde
N	Newton

Als konsistentes Einheitensystem wurde das *kg, mm, ms* -System genutzt.
Alle hiervon abweichenden Größen werden gesondert gekennzeichnet.

Abkürzungen

DIF	Dynamic Increase Factor
DMS	Dehnmessstreifen
TNT	Sprengstoff Trinitrotolul
TNTe	äquivalente TNT Masse
SHB	Split- HOPKINSON -Bar Versuchseinrichtung
SHPB	Split- HOPKINSON -Pressure-Bar in Druckkonfiguration
SHTB	Split- HOPKINSON -Tension-Bar in direkter Zugkonfiguration
SHBT	Split- HOPKINSON -Brazilian-Test, dynamische Spaltzugkonfiguration
SPALL	dynamischer Spallationskonfiguration bzw. Spallationsversuch
SPALT	statischer Spaltzugversuch
TENS	statischer Zugversuch
COMP	statischer Druckversuch
VERD	Viscoelastic Retarded Damage

1 Einleitung

1.1 Motivation

Moderne Stahlbetonbauten sind in Metropolen und bei Industriebauten nicht mehr wegzudenken. Neben den statischen Einwirkungen auf solche Gebäude treten vermehrt Fragestellungen zu deren dynamischem Verhalten in den Vordergrund. Dieses wiederum lässt sich auf Basis der Einwirkmechanismen und Geschwindigkeiten in verschiedene Klassen unterteilen. Im Grunde genommen ist jegliche Änderung eine dynamische Angelegenheit, da transiente, also zeitabhängige Effekte in der Regel nicht ausgeschlossen werden können. Spielen diese Effekte eine eher untergeordnete Rolle, wird von einer quasi-statischen Annahme ausgegangen. Berücksichtigt man allerdings bereits das Langzeitverhalten, spielen Effekte wie Kriechen, Gefügeänderungen, Verfestigungen etc. eine Rolle. Finden diese Vorgänge schneller oder häufiger statt, spricht man von Schwingungen, bei denen strukturelle Eigenschaften wie komplexe Gebäudesteifigkeiten zu unterschiedlichen Reaktionen, zum Beispiel zu Resonanzen, führen können. Auf materieller Ebene spricht man in diesem Fall meist von der Ermüdung des Werkstoffes, von ertragbaren Lastwechselzahlen oder von einer statistisch bestimmbaren Lebensdauer des Objektes. Markant für all diese Beispiele ist, dass in der Regel von einer quasi-statischen Lastverteilung auf die Struktur ausgegangen werden kann. Die zeitlichen Änderungen der Belastungskomponenten bewirken eine homogene, von der Einwirkungsdauer unabhängige Belastungsverteilung.

Anders sieht dies bei einer Steigerung der Belastungsgeschwindigkeit aus, wie sie beispielsweise bei Erdbeben durch recht lange Anregungen oder kurzzeitige Einwirkungen bei Ereignissen wie Anprall auf die Struktur wirken. Die Strukturen reagieren bei höheren Geschwindigkeiten bzw. Frequenzen aufgrund ihrer Massen träge und die daraus resultierenden Gesamtkräfte erhöhen sich deutlich. Rein statisch betrachtet bildet sich in der Struktur unter Vernachlässigung dieser Massenträgheiten ein Kräfteungleichgewicht heraus, was zu zusätzlichen Kräften in der Struktur führt. Kann beispielsweise ein hohes Gebäude der lateralen Bodenverschiebung bei einem Erdbeben nicht folgen bzw. kann es nicht ausreichend elastisch darauf reagieren, wird es unweigerlich zur Rissbildung und Schädigung kommen.

Deutlich komplexer werden diese Vorgänge bei weiterer Steigerung der Belastungsgeschwindigkeiten. Spielen Massenträgheit und die Ausbreitungsgeschwindigkeiten der Belastungen in dem Bauteil eine übergeordnete Rolle, spricht man auch von einem hochdynamischen Bereich. Beispiele hierfür sind starke lokale Belastungen, wie sie bei einem direkten Beschuss oder lokalen Sprengungen auftreten. Ähnliches gilt für den Aufprall massiver Objekte auf diese Bauteile. Bei hohen Belastungsgeschwindigkeiten, die sich bei derartigen Beanspruchungen im Bauteil einstellen, wird ein anderes Werkstoffverhalten beobachtet als unter den Bedingungen einer quasi-statischen Einwirkung. Dies äußert sich zum Beispiel durch eine scheinbare Zunahme der Festigkeit von Betonen mit steigender Dehnrates. Sollte es möglich sein, diese Reserven nutzbar zu machen, lassen sich Bauteile deutlich einfacher gegen solche Einwirkungen dimensionieren.

1.1.1 Beton auf der Ebene der Baugruppe

Ob der terroristische Akt oder die gezielte Zerstörung eines Bauwerkes, im zivilen Bereich dieser hochdynamischen Beanspruchungen wurden bereits seit den 1950er Jahren umfangreiche Forschungsarbeiten durchgeführt. Der Fokus dieser Untersuchungen lag dabei auf der Analyse und der Bewertung lokaler Schädigungen im unmittelbaren Aufprallbereich bzw. der Beurteilung des Tragverhaltens komplexer Bauteile. Je nach Belastungsart und Geschwindigkeit lassen sich diese differenzieren und unterschiedliche Schädigungsmechanismen daraus ableiten.

Dynamische Belastungsszenarien auf struktureller Ebene sind beispielsweise:

- gezielte Sprengungen, bspw. bei Tunnelbauten

1 Einleitung

- Sprengungen aus Kriegshandlungen oder terroristisch motivierter Art, meist gezielte Kontaktdetonationen
- einmalige Anprallereignisse wie aus Fahrzeug-, Schiffs- oder Flugzeugaufprall
- mehrfache Aufprallereignisse wie bspw. Splittereinschläge bei Turbinenschäden, Erdbeben
- Einwirkungen aus wiederkehrenden Aufprallereignissen wie beispielsweise durch Abbruchhämmer, regelmäßige Anstöße etc.
- Einwirkungen aus Erdbeben mit meist starken und variablen Amplituden
- Einwirkungen aus sonstigen Schwingungen kleinerer und häufigerer Amplituden

Diese einzelnen Szenarien bewirken jeweils unterschiedliche Schädigungsmechanismen, was die Analyse oder die reine Beschreibung der Schädigungen von Baugruppen äußerst komplex macht.

1.1.2 Beton auf der Bauteilebene

Reduziert man diese komplexen Strukturen auf ihre Einzelkomponenten, lassen sich die eigentlichen Schädigungsmechanismen klarer identifizieren. Abbildung 1.1 zeigt hierfür Beispiele anhand bewehrter Betonplatten nach einer lokalen punktuellen Beanspruchung für die folgenden Belastungsszenarien:

- statischer Versuch mit einer zentrischen Druckbelastung bei einer Geschwindigkeit von ca. 1 mm/s
- Fallversuch mit 2 m Fallhöhe und 508 kg Fallmasse bei einer Aufprallgeschwindigkeit von ca. 4 m/s
- Beschussversuch mit einem 8 kg Projektil und einer Aufprallgeschwindigkeit von ca. 50 m/s
- Nahfelddetonation mit 1 kg äquivalenter TNT Masse und einer resultierenden Auftreffgeschwindigkeit der Druckwelle von ca. 8300 m/s

Den Kontakt bildet in diesen Beispielen jeweils ein flacher Impaktor mit einem Durchmesser von 100 mm. Der rein statische Fall ist durch ein Biegeversagen in Kombination mit einem Schubversagen bzw. Durchstanzen charakterisiert. Die globale Durchbiegung der Platte ist deutlich erkennbar. Mit höherer Belastungsgeschwindigkeit lokalisiert die Schädigung.

Im recht moderaten Freifallversuch wird eine deutliche Stanzkegelbildung sichtbar. Die globalen Biegeanteile verringern sich zunehmend und die Beanspruchungsseite (Plattenoberseite) ist durch einen scharf abgegrenzten Schädigungsbereich in Form eines ausgestanzten Zylinders gekennzeichnet.

Mit einer weiteren Geschwindigkeitssteigerung auf ca. 50 m/s im Beschussversuch lokalisiert die Beanspruchung stärker, einhergehend mit einer Überschreitung der Druckfestigkeit auf der Plattenoberseite. Dies führt zu einer deutlichen Kraterbildung im Bereich der Kontaktstelle und bewirkt gleichzeitig eine Reduzierung der Schädigungen auf der Bauteilunterseite.

Die Beanspruchungsgeschwindigkeit bei der nachfolgend untersuchten Nahfelddetonation liegt bei ca. 8300 m/s. Sie verursacht durch das lokale Überschreiten der Druckfestigkeit eine deutliche Kraterbildung an der Plattenoberseite. Aufgrund der kurzen Wellenlängen treten zusätzlich an der Plattenunterseite Reflektionen und in Folge derer Zugbeanspruchungen auf. Diese führen zu den klassischen hemisphärisch verteilten Spallationsrissen und Ausbrüchen (vgl. [92], [93], [94]).

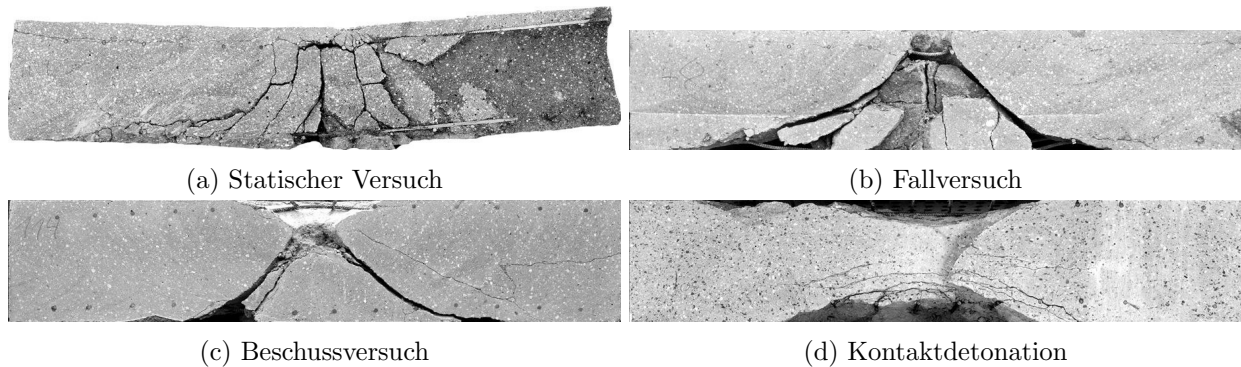


Abb. 1.1: Detailansichten unterschiedlicher struktureller Plattenschädigungen

1.1.3 Beton auf der Werkstoffebene

Reduziert man diese recht verbalen strukturellen Schädigungsbeschreibungen um eine weitere Betrachtungsebene auf den rein materiellen Bereich, erkennt man zwei wesentliche Versagensfälle. Entsprechend ihrer Belastungsrichtung unterscheidet man in Zug- bzw. Druckversagen. Eine Kombination beider wird meist unter Berücksichtigung von zusätzlichen Einflüssen als Schubversagen beschrieben.

Die Existenz von längeren Rissen deutet auf ein Zugversagen rechtwinklig zur Belastungsrichtung hin. Der Werkstoff erreicht lokal eine gewisse Festigkeit und dehnt sich an diesen Stellen bis hin zur Separation. In diesem Zustand sind keine Kräfte mehr übertragbar. Aufgrund der Inhomogenität von Beton und seinen festen und weniger festen Bestandteilen tritt dieses Versagen recht spontan auf und wird aufgrund der geringen Dehnungen als spröde bezeichnet. Der Kennwert der Zugfestigkeit liegt für Betone üblicherweise in Bereichen von ca. 2 MPa bis 8 MPa.

Die Ermittlung eines reinen Druckversagens ist hingegen deutlich komplexer, da sich auch im Druckversuch ein inhomogener Spannungszustand einstellt, der wiederum zu Zugrissen führt. Komprimiert man in einem derartigen Versuch einen Betonzylinder oder Quader zwischen zwei Stirnflächen, neigt dieser dazu seitlich auszuweichen und verursacht eine Umfangszunahme bzw. Querdehnung. Diese wiederum führt zu inneren Spannungen, die letztlich mit dem Überschreiten lokaler Zugfestigkeiten Risse parallel zur Belastungsrichtung ausbilden. Die verbleibenden Bruchstücke dienen als Stützen, welche die Lasten weiterhin aufnehmen. Diese führen zu deutlich höheren Druckbelastbarkeiten in Bereichen von ca. 10 MPa bis zu über 100 MPa.

Ein reines Druckversagen kann sich hingegen nur unter einer allseitigen Beanspruchung in Form eines sogenannten hydrostatischen Spannungszustandes einstellen. In diesem Zustand ist ein seitliches Ausweichen nicht möglich und der Probekörper kompaktiert unter Volumenabnahme. Die Dichte erhöht sich entsprechend. Ein Beton mit vielen Poren lässt sich leichter komprimieren bzw. pulverisieren als Betone mit geringen Porenanteilen.

Ein Zusammenspiel dieser drei Mechanismen kann in den Versuchen aus Abbildung 1.1 festgestellt werden, wobei jeder dieser Mechanismen offensichtlich ein unterschiedliches Zeitverhalten aufweist. Global betrachtet verhält sich Beton unter dynamischer Belastung einfach anders als unter statischer Belastung. Als wesentliche stoffliche Ursache hierfür werden üblicherweise innere Transporteffekte bei niedrigen Dehnraten bis ca. 1 1/s angenommen. Bei höheren Dehnraten bis ca. 300 1/s werden zusätzliche Trägheitseffekte bei der Bildung von Rissen dafür verantwortlich gemacht. Über diesen Bereich hinaus finden Zustandsänderungen statt und die physikalischen Grundlagen zu den Mechanismen ändern sich grundlegend.

Die messtechnische Erfassung dieser Effekte und die klare Trennung von stofflichen und strukturellen Phänomenen sind noch immer eine Herausforderung und ein wesentlicher Kern dieser Arbeit.

1.2 Ziele der Arbeit

Aus den analysierten Problemen ergibt sich die Motivation für diese Arbeit. Den Kern bildet hierbei der sogenannte Dehnrateneffekt bei Beton, dessen Überprüfung im Grunde genommen eine Vielzahl von Einzelfragestellungen beinhaltet und in dieser Komplexität kaum innerhalb eines in dieser Form begrenzten Umfanges durchführbar ist.

Der Autor geht dabei von der Hypothese aus, dass ein Dehnrateneffekt, wie er auf materieller Ebene immer wieder postuliert wird, für Betone nicht existiert. Wichtige Detailfragen sind häufig nur unzureichend oder nicht nachvollziehbar genug dokumentiert und bedürfen daher einer kritischen Hinterfragung. Diese können beispielsweise wie folgt zusammengefasst werden:

- Welche Rolle spielen die Effekte der Wellenausbreitung und die damit einhergehenden inhomogenen Belastungen bei der Versuchsdurchführung?
- Welche Rolle spielt der Einfluss der lokalen Trägheiten auf materieller als auch struktureller Ebene?
- Welche Einflüsse sind aus den Wechselwirkungen mit der Prüfeinrichtung zu erwarten?
- Welche Zusammenhänge können aus einer konsequenten Toleranz- und Fehlerfortpflanzungsanalyse abgeleitet werden?
- Welche Festigkeit lässt sich einem Probekörper noch zuordnen, der offensichtlich nach dem Versuch geschädigt ist?

Auf Basis experimenteller Untersuchungen im statischen und dynamischen Bereich sollen Kennwerte für unterschiedliche Betonfestigkeitsklassen ermittelt werden. Hierbei ist das dynamische Zugverhalten und das Verhalten unter Druckbeanspruchung von besonderem Interesse. Für eine numerische Analyse auf mesoskopischer Ebene werden zusätzliche Kennwerte für die Einzelkomponenten und ihre Interaktion bestimmt. Ein besonderes Augenmerk wird bei den Experimenten darauf gelegt, einen deutlich höheren Stichprobenumfang unter gleichbleibenden Prüfbedingungen zu erzielen.

Auf die eigentliche Methodik der Kennwertermittlung und der Analyse der Daten wird ebenfalls ein besonderes Augenmerk gelegt. Mögliche Schwachstellen bei den klassischen Annahmen werden identifiziert, Probleme aufgezeigt und wenn möglich korrigiert. Die Fortpflanzung von Fehlern und Toleranzen wird durchgängig analysiert.

Numerische Untersuchungen begleiten die experimentellen Untersuchungen auf verschiedenen Ebenen, auch wenn diese in dieser Arbeit nicht vordergründig dargestellt werden. Die Prüfmethode wurden hierfür abgebildet, um einerseits die Validität der Analysemethoden zu überprüfen und andererseits die Rückkopplung des Anlagenverhaltens auf das Experiment abschätzen zu können. Hieraus lassen sich thematisch auch folgende Notwendigkeiten ableiten:

- Numerische und experimentelle Validierung der Versuchseinrichtungen
- Kennwertermittlung als Basis für die meso- und makroskopischen Modelle
- Numerische Untersuchungen auf der mesoskopischen Ebene zu den Effekten unterschiedlicher Belastungsszenarien und Ableitung makroskopischer Zusammenhänge
- Weiterentwicklung und Validierung des makroskopischen Visco-Elastic-Retarded-Damage Modells (VERD) um dynamische Effekte

1.3 Struktur der Arbeit

Die Chronologie der zugrunde liegenden Untersuchungen ergab sich aus den Anforderungen einer deutlich tieferen Betrachtung der experimentellen Vorgänge, als dies vorerst geplant war.

Benchmark-Berechnungen mit dem VERD-Modell auf makroskopischer Ebene zeigten Effekte, wie eine transiente Schädigungsentwicklung (Abschnitt 7.7.3), die in dieser Form bisher noch nicht beobachtet werden konnten. Es wurde deutlich, dass der Ursprungsgedanke zur Arbeit, die reine Weiterentwicklung des VERD-Stoffgesetzes um die Integration dynamischer Eigenschaften (Kapitel 7), eine genauere Betrachtung der Vorgänge auf einer tieferen Ebene bedingt. Ebenfalls schließt die Kennwertermittlung auf der makroskopischen Betrachtungsebene (Kapitel 4) zwar eine Vielzahl von Effekten mit ein, allerdings lassen sich diese nicht wirklich einer Ursache zuordnen oder nachträglich separieren.

Um dies zu ermöglichen, wurde vorerst ein mesoskopisches Modell entwickelt, um die Vorgänge auf dieser Ebene zu untersuchen und um Rückschlüsse daraus auf das makroskopische Verhalten zu transferieren. Die notwendigen Einflussparameter konnten damit reduziert werden, allerdings wurde die zusätzliche Ermittlung von Kennwerten für die Einzelkomponenten des bis dahin als homogen betrachteten Werkstoffes notwendig. Sie wurden zusätzlich in das experimentelle Programm aufgenommen (Kapitel 4). Aufgrund des begrenzten Umfangs dieser Arbeit wurde auf die Dokumentation hierzu zugunsten der Kennwertermittlungsmethoden verzichtet.

Nebeneinflussgrößen, wie beispielsweise Haftfestigkeiten der einzelnen Zuschläge, Kornverteilungen etc., wurden zusätzlich bestimmt. Es zeigte sich allerdings auch hierbei, dass die experimentelle Ermittlung von allgemeingültigen Kennwerten äußerst komplex ist und viele Fehlerquellen beinhaltet, sobald der zeitliche Aspekt betrachtet wird. Aus diesem Grunde wurde auch diesen Methoden vermehrt Aufmerksamkeit geschenkt. Hierzu wurden prinzipielle numerische Untersuchungen zu den Prüfeinflüssen und Randbedingungen durchgeführt, aus denen sich Wechselwirkungen, Korrekturen und Zusammenhänge ableiten lassen. Auch auf die Dokumentation dieser numerischen Randuntersuchungen wurde in dieser Arbeit verzichtet.

Die einzelnen Schritte hierzu können wie folgt zusammengefasst werden:

- Weiterentwicklung des makroskopischen Schädigungsmodells VERD (Kapitel 7)
- Numerische Benchmark-Untersuchungen auf struktureller Ebene (Abschnitt 7.6)
- Mesoskopische Untersuchungen (nicht in dieser Arbeit dokumentiert)
- Experimentelle Kennwertermittlung auf makroskopischer Ebene (Kapitel 4)
- Experimentelle Untersuchungen zu mesoskopischen Komponenten (Kapitel 4)
- Experimentelle Untersuchungen zu Nebeneinflussgrößen wie Reibungen, Haftfestigkeiten etc. (Abschnitt 6.1-6.5)
- Numerische Untersuchungen zu den Prüf-Randbedingungen (nicht in dieser Arbeit dokumentiert)

Aus diesen Gedanken erschließt sich letztlich der eigentliche Fokus dieser Arbeit, welcher sich auf eine detaillierte Analyse der experimentellen Grundlagen hierfür richtet. Der strukturelle Aufbau der Arbeit weicht vom chronologischen ab und fasst die Kapitel wie folgt thematisch zusammen:

- Einleitung mit Stand des Wissens (Kapitel 1, 2)
- Theoretische Betrachtungen zum SHB (Kapitel 3)
- Statische Kennwertermittlung im direktem Zug-, Spaltzug und Druckversuch (Kapitel 4)
- Dynamische Kennwertermittlung am SHB als Druck- und Spaltversuche (Kapitel 5)
- Kennwertermittlung zu zusätzlichen Einflussgrößen (Kapitel 6)
- Numerische Untersuchungen zum VERD-Stoffgesetz für Beton (Kapitel 7)

2 Eigenschaften von Beton, wesentliche Forschungsergebnisse

2.1 Die Definition von Betrachtungsebenen

Die bisherigen Ausführungen haben gezeigt, dass die Wahrnehmung von Beton und seiner Eigenschaften deutlich von der jeweiligen Betrachtungsebene abhängt. In einer ähnlichen Weise trifft dies auch auf die Definitionen auf einer materiellen Ebene zur Beschreibung von Werkstoffeigenschaften zu. Nach WITTMANN [176] lassen sich diese für Betone in die drei folgenden Ebenen unterteilen:

- Die Mikroebene: Sie betrachtet den Werkstoff auf der Ebene der chemischen Bestandteile. Die Wechselwirkungen sind äußerst komplex und messtechnisch nur schwierig zu erfassen. Sie werden bei den nachfolgenden Untersuchungen nicht beachtet.
- Die Mesoebene: Sie unterscheidet in der Regel zwischen den Zuschlägen und der Zementmatrix. Messtechnisch lassen sich die Eigenschaften der Einzelkomponenten getrennt erfassen bzw. durch eine geeignete Parameterwahl deren Einflussgrößen ableiten.
- Die Makroebene: Sie betrachtet den Werkstoff als homogen in einem Größenbereich von mehreren Zentimetern. Die messtechnische Erfassung von Betoneigenschaften erfolgt in der Regel unter diesen Voraussetzungen, wodurch sich komplexe Eigenschaften und Abhängigkeiten einstellen.

Die Komplexität der betrachteten Einzelkomponenten nimmt mit der Abnahme des Betrachtungsvolumens deutlich zu und die Einflüsse der einzelnen Komponenten werden erkennbar. Im Gegenzug dazu verringert sich allerdings auch die Komplexität der notwendigen Werkstoffformulierungen, da makroskopische Eigenschaften wie beispielsweise Anisotropie oder mehraxiale Festigkeiten nicht mehr relevant sind (vgl. Abb. 2.1).

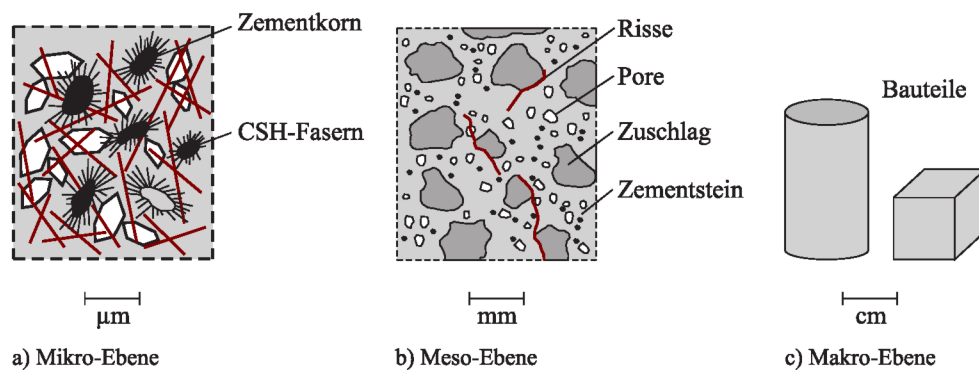


Abb. 2.1: Betrachtungsebenen von Beton nach ZILCH [183] aus RITTER [148]

2.2 Die Bestandteile von Beton

Beton ist ein Verbundwerkstoff und kann in Form eines Zweiphasensystems mit den Hauptkomponenten Zementstein und Betonzuschlag beschrieben werden. Der Zuschlag beträgt in etwa 60 % bis 80 % des Gemisches. Einen vernachlässigbaren Volumenanteil bildet die Verbund- bzw. Kontaktzone zwischen Gesteinskörnung und Zementmatrix. Sie hat allerdings den maßgebenden Einfluss auf das Bruchverhalten des Werkstoffes, da dieser Bereich bereits im unbeanspruchten Zustand eine Vielzahl an Poren und Mikrorissen beinhaltet. Die Festigkeit des Betons hängt von dessen schwächster Komponente ab. In der Regel bildet diese die Zementsteinmatrix. Sie besitzt eine große Anzahl an Poren, die etwa 8 % bis 15 % ausmachen [147]. Die DIN EN 197-1 [12] regelt die Anforderungen und Zusammensetzung der hierzu verwendeten Zemente. Diese werden durch die folgenden Hauptgruppen gegliedert:

2 Eigenschaften von Beton, wesentliche Forschungsergebnisse

- CEM I: Portlandzement - Hauptbestandteil ist ein feingemahlener Portlandzementklinker
- CEM II: Portlandkompositzement - Zusammensetzung aus verschiedenen Bestandteilen
- CEM III: Hochofenzement - Bestandteile sind unter anderem Portlandzementklinker und Hüttensand
- CEM IV Puzzolanzement
- CEM V Kompositzement

Die Gesteinskörnung (Sand, Kies, Split usw.) ist hingegen durch eine deutlich höhere Druckfestigkeit gekennzeichnet. Ihre Eigenschaften werden in **DIN EN 12620** [13] geregelt. Von ihr hängen auch die Eigenschaften des frischen Betons ab, wie die Verarbeitbarkeit, der Wasser- bzw. Zementbedarf und die Verdichtbarkeit des Gemisches. Die Eignung eines Korngemisches als potentieller Zuschlag wird in der Regel anhand der Festigkeit, der Frostbeständigkeit, der Kornform, der Sieblinie und der Reinheit beurteilt [60]. In **DIN 1045-2** [10] sind für Korngemische verschiedenen Größtkorns Grenzsieblinien angegeben. Abb. 2.2 zeigt hierfür beispielhaft die Grenzsieblinien eines Zuschlages mit Größtkorn 16 mm.

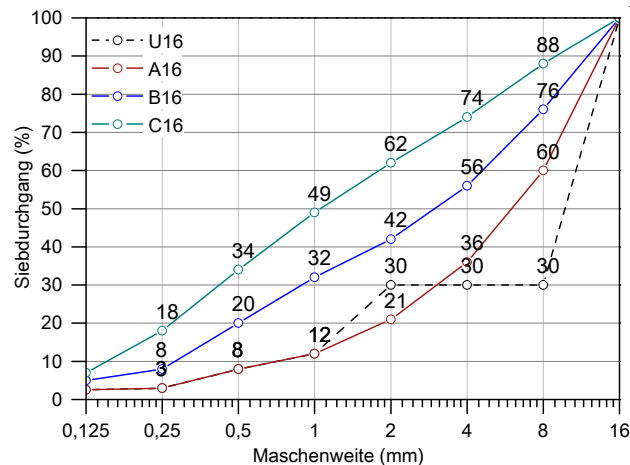


Abb. 2.2: Grenzsieblinien für Zuschlag mit 16 mm Größtkorn nach **DIN 1045-2** [10]

2.3 Betoneigenschaften im quasi-statischen Zustand

2.3.1 Verhalten unter Zugbeanspruchung

Aus der inhomogenen Struktur des Betons resultiert ein nichtlineares Verhalten, dessen prinzipieller Verlauf bei Zugbelastung nach **DUDA** [47] der Abbildung 2.3 entnommen werden kann.

Der Verlauf kann in die folgenden drei Abschnitte unterteilt werden:

- In der ersten Belastungsphase bis zum Punkt A ist ein nahezu ideal elastisches Verhalten zu erkennen. Das Wachstum der Mikrorisse erfolgt gleichmäßig über die gesamte Länge der Probe. Die Verteilung der Risse ist stochastisch aufgrund der Inhomogenität der lokal reduzierten Festigkeiten.
- Das Rissstadium 2 bis Punkt B ist durch eine lokale Häufung von Mikrorissen gekennzeichnet. Diese lokalen Verformungen resultieren in einem zunehmend nichtlinearen Zusammenhang im Spannungs-Dehnungsverlauf bis zum Erreichen der maximalen Spannung. Das Risswachstum wird zunehmend instabil.
- Der abfallende Bereich bis Punkt C wird als Rissstadium 3 bezeichnet und geht mit einer deutlichen Zunahme der Verformungslokalisierung einher bis hin zum Trennriss. Er wird ebenfalls als Entfestigungsbereich bezeichnet.

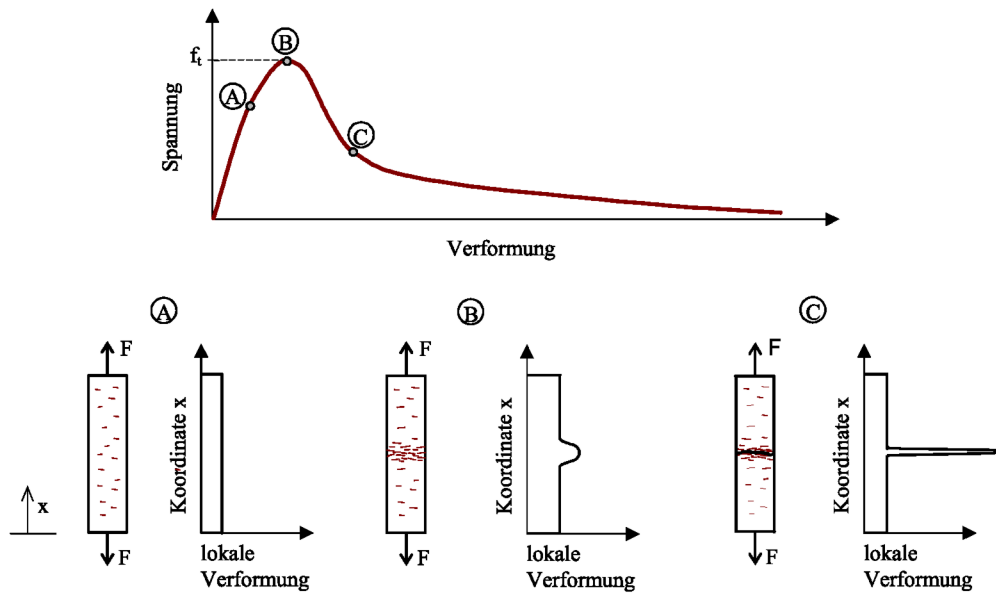


Abb. 2.3: Mikrorissverteilung nach DUDA [47] aus KESSLER-KRAMER [90]

In der letzten Bruchphase kann die Spannung nur noch über Materialbrücken und Kornverzahnungen zwischen den Rissufern aufgenommen werden (Abb. 2.4). Diese Art von Riss wird nach MECHTCHERINE [121] als Mesoriss bezeichnet. Er entsteht erst nach Auflösung der Materialbrücken und der Kornverzahnungen. Es ist zu diesem Zeitpunkt keine Spannungsübertragung mehr möglich.

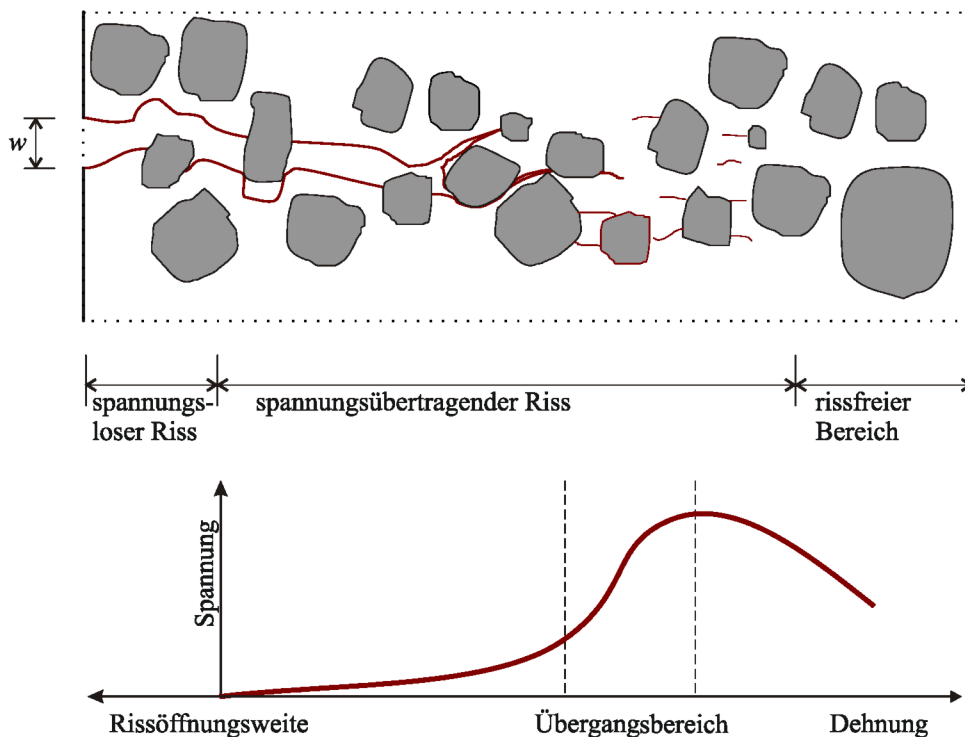


Abb. 2.4: Spannungen in der Rissebene nach MECHTCHERINE [121]

2.3.2 Verhalten unter Druckbeanspruchung

Bei der Betrachtung von Beton unter Druckbeanspruchung wird eine wesentlich höhere Festigkeit als bei reiner Zugbelastung erzielt. Die Druckfestigkeit f_c kann dabei bis auf den Faktor 10 ansteigen.

Für einen Beton C35/45 wird die Druckfestigkeit beispielsweise mit 35 MPa angesetzt, während die Zugfestigkeit nach SCHNEIDER [156] bei etwa 3,20 MPa liegt. Wird der Beton statisch auf Druck belastet, so wachsen die bereits vorhandenen Mikrorisse bis etwa 40% der Druckfestigkeit an. Der Werkstoff verhält sich in dieser ersten Phase der Belastung annähernd linear-elastisch. Ab etwa 80% von f_c nimmt die Stauchung überproportional zu, da sich die Mikrorisse weiter in der Zementsteinmatrix ausbreiten und sich zu größeren Bruchflächen vereinigen. (vgl. Abb. 2.5)

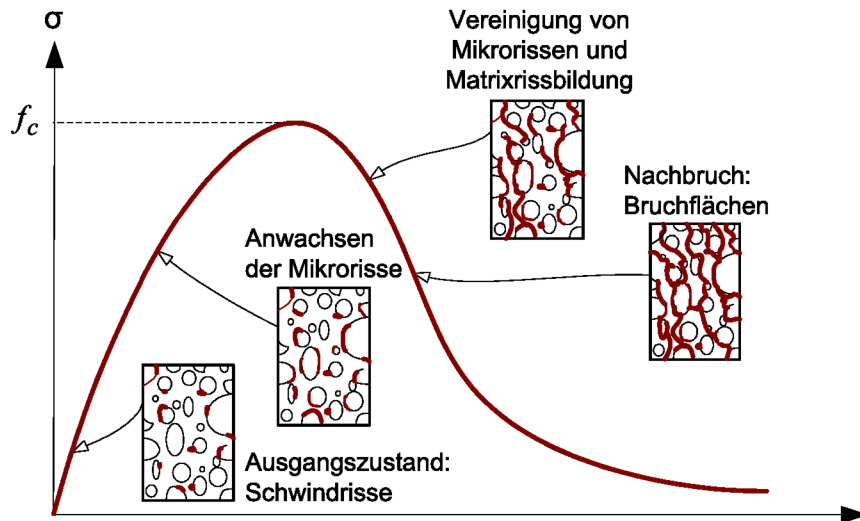


Abb. 2.5: Spannungs-Dehnungsverhalten nach POLLING [141] aus LI [109]

Im Gegensatz zum Versagen unter Zugbelastung treten die Risse überwiegend parallel zur Richtung der aufgetragenen Druckspannung auf. Die Schädigung erfolgt aufgrund lokaler Querkzugbelastungen, da die Übertragung der Druckspannung über das steife Gesteinskorngerüst und nicht über die weichere Zementsteinmatrix erfolgen kann (vgl. Abb. 2.6).

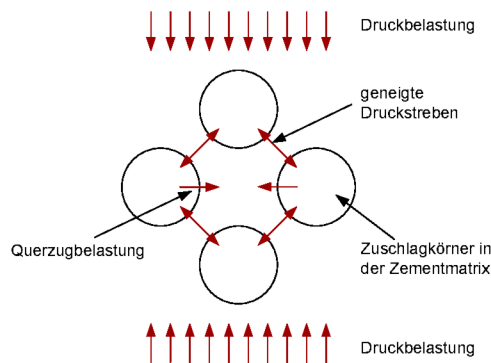


Abb. 2.6: Kraftumlenkung bei Druckbeanspruchung nach KÖNIG [59]

2.3.3 Mehraxiales Festigkeitsverhalten

Anhand des einaxialen Zug- und Druckverhaltens von Beton wird die deutliche Richtungsabhängigkeit des Werkstoffes erkennbar. Betrachtet man zusätzliche Lastkomponenten quer zur Hauptlasttrichtung wird das zwei- oder dreiaxiale Verhalten bezüglich der erreichbaren Festigkeiten erkennbar. KUPFER [104] konnte das Phänomen bereits 1969 anhand von biaxialen Experimenten nachweisen. Er zeigte, dass bei vorhandenem Querdruck bzw. einer Querdehnungsbehinderung, sich die Druckfestigkeit steigern lässt, wohingegen sie bei vorhandenem Querzug abfällt. Abbil-

Abbildung 2.7 zeigt ein solches Verhalten exemplarisch mit den durch KUPFER experimentell ermittelten Daten.

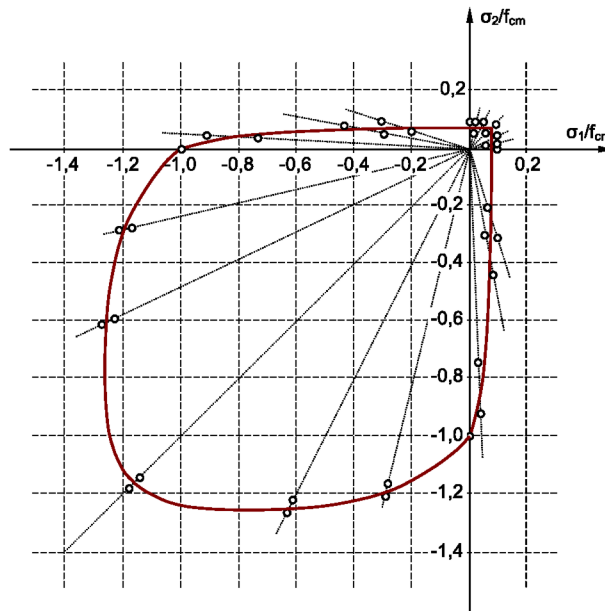


Abb. 2.7: Biaxiales Festigkeitsverhalten von Beton nach KUPFER [104]

Ähnliches gilt für den dreiaxialen Spannungszustand. Entsprechend des Beispiels der zwei axialen Druckbeanspruchung, ist eine Querkzugkomponente in der dritten Richtung zu erwarten. Die Druckfestigkeit lässt sich bei allseitiger Druckbelastung bzw. ein- bis zweiachsiger Querdehnungsbehinderung um ein Vielfaches steigern (KAUTSCH [89]). Es ergeben sich Grenzflächen der Festigkeit, wie sie in Abb. 2.8 dargestellt sind.

Mit zunehmender hydrostatischer Beanspruchung ändert sich das Verhalten allerdings grundlegend. Untersuchungen von VAN MIER, REINHARDT & VAN DER VLUGT [122], [144] zeigten, dass ein Risszuwachs bei einer hydrostatischen Drucküberlagerung nahezu unterbunden wird und ein recht duktiler Versagen auftritt. Eine Erweiterung üblicher Festigkeitsmodelle um den hydrostatischen Anteil erfolgte beispielsweise durch OTTOSEN [134], WILLAM-WARNKE [95]. Einen umfangreichen Überblick hierzu liefert SPECK [162].

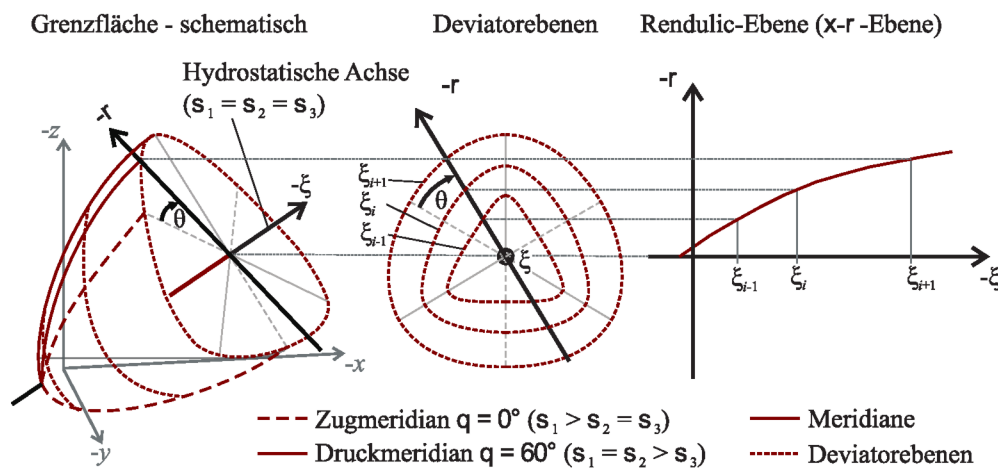


Abb. 2.8: Mehraxiales Verhalten nach OTTOSEN [134] aus RITTER [148]

2.4 Zeitabhängige Eigenschaften von Beton

Viele Werkstoffe sind bekannt dafür, dass sie unter schneller Belastung fester erscheinen als im statischen Fall (MAINSTONE [114]). Dieser Effekt potenziert sich je größer der entsprechende Dehnratenzuwachs ist. Unterschiedliche Beanspruchungsarten verursachen unterschiedliche Belastungen in unterschiedlichen Dehnratenbereichen. Abbildung 2.9 bezeichnet hierfür typische Bereiche, die jeweils durch unterschiedliche Effekte und Beanspruchungsarten gekennzeichnet sind. Von einer statischen Beanspruchung wird beispielsweise bei ca. $10 \cdot 10^{-5}$ 1/s ausgegangen.

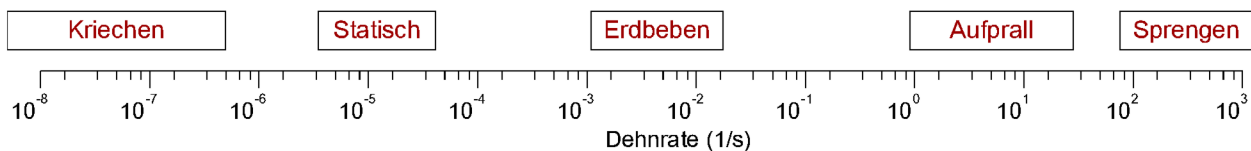


Abb. 2.9: Zuordnung unterschiedlicher Beanspruchungsarten nach Dehnraten nach BISCHOFF [27]

Der Begriff des Dynamischen Verhaltens ist aus dieser Betrachtung heraus nicht eindeutig definiert und wird im Allgemeinen als eine schnelle Zustandsänderung verstanden. Richtiger wäre es, von einem zeitabhängigen bzw. transiente Verhalten zu sprechen, was alle langsamen und extrem schnellen Effekte mit einschließt.

- Unter den Begriffen Kriechen bzw. Relaxation werden langsame Effekte zusammengefasst, die bei Beton im Wesentlichen über Stunden, Monate oder Jahre verlaufen und unter Belastung beispielsweise ein gewisses Nachgeben verursachen. Eine Besonderheit dabei ist die Alterung von Betonen, welche auch ohne äußere Beanspruchung zu Änderungen der Eigenschaften durch Nacherhärtung, Quellen, Schwinden etc. führt.
- Der Bereich langsamer zyklischer Ermüdungsbeanspruchung stellt ebenfalls einen Sonderfall dar, da in der Regel davon ausgegangen wird, dass transiente Effekte hierbei keine Rolle spielen. Relevanter ist die Häufigkeit der Belastungswechsel, die wiederum auf eine gewisse Lebensdauer von Bauteilen umgerechnet werden können. Je nach Belastungsfrequenz können diesem Verhalten ebenfalls Effekte aus Kriechen, Relaxieren bzw. Alterung überlagert werden. In der Regel liegen die Belastungsraten im Bereich der Validität einer statischen Annahme.
- Der quasi-statische Bereich definiert einen scheinbaren Ruhebereich in dem transiente Effekte keine Rolle spielen sollten. Typisch sind Belastungsversuche von wenigen Minuten Dauer, bei denen diese Annahmen noch zutreffend sind. Die Beanspruchung erfolgt homogen und Effekte aus lokalen Trägheiten spielen meistens keine Rolle.
- In den Bereich, der üblicherweise als Dynamik bezeichnet wird, fallen alle Effekte die beispielsweise bei Beanspruchungen aus Erdbeben oder Anprallereignissen auftreten. Lokale Trägheiten beeinflussen das strukturelle Verhalten und die Beanspruchung erfolgt in der Regel inhomogen.
- Einen Sonderfall stellt dabei die Absolutkinematik dar, welche die reine Bewegung starrer Strukturen beschreibt, ohne deren Massen zu berücksichtigen. Die Kinetik hingegen schließt diese Anforderungen mit ein.
- Hochdynamische Effekte treten bei sehr schnellen Beanspruchungen, wie beispielsweise Explosionsbeanspruchungen auf, bei denen es aufgrund von lokalen Trägheiten zu deutlichen Veränderungen in der Struktur der Werkstoffe kommt. Für Beton ist dabei meist eine deutliche Zunahme des hydrostatischen Spannungszustandes maßgebend, was zu einer Kompaktierung bzw. einer Pulverisierung des Werkstoffes führen kann.

Die vorliegenden Untersuchungen beschränken sich auf den Bereich der statischen und dynamischen Beanspruchungen mit maximalen Dehnraten bis ca. 100 (1/s), wie sie bei Aufprallereignissen relevant werden.

2.4.1 Beobachtungen zum dynamischen Verhalten von Beton

Einen sehr guten Überblick über den Stand des Wissens zum dynamischen Materialverhalten von Beton legen die Arbeiten von **BISCHOFF** [27], **BACHMANN** [21], **RIEDEL** [147] und **SCHULER** [157] dar. An diesen Beobachtungen und Aussagen hat sich seither nichts Grundlegendes geändert, sodass für eine tiefere Analyse auf diese Arbeiten verwiesen wird. Im Folgenden wird aus diesem Grund nur in gekürzter Form auf die wichtigsten Erkenntnisse zum Verhalten von Beton unter dynamischer Beanspruchung und seinen möglichen Ursachen eingegangen.

2.4.1.1 Dynamische Druckfestigkeit

1917 führte **ABRAMS** als Erster dokumentierte Versuche zum Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit auf die Druckfestigkeit von Beton durch [15]. Ergebnisse aus Versuchen, wie sie beispielsweise von **HOPKINSON** [74] durchgeführt wurden, führten zur Aussage, dass eine erhöhte Belastungsgeschwindigkeit zur Steigerung der Festigkeiten von Werkstoffen führen kann.

ABRAMS erkannte offensichtlich das Potential dieses Phänomens für Beton und führte Versuche an 270 Betonzylindern in einer Druckprüfmaschine mit Geschwindigkeiten von 0,15 mm/min bis 3,81 mm/min durch. Dies entspricht bei einer Probenlänge von 305 mm Dehnraten von etwa $5 \cdot 10^{-4}$ 1/s bis $1,25 \cdot 10^{-2}$ 1/s. Er fand heraus, dass mit abnehmendem Gehalt an Gesteinskörnung ein zunehmender Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit zu verzeichnen ist. Für die drei untersuchten Mischungsverhältnisse von Zement und Zuschlag im Bereich von 1/3, 1/5 und 1/9 verzeichnete er Druckfestigkeitssteigerungen von 6,25 %, 13,20 % und 19,70 %. Zahlreiche weitere Wissenschaftler stellten daraufhin fest, dass sowohl die Druckfestigkeit als auch die Zugfestigkeit bei hohen Dehngeschwindigkeiten auf ein Vielfaches der quasi-statischen Festigkeit ansteigen (vgl. **REINHARDT** [145], **ZIELINSKI** [181], **BISCHOFF** [27]).

Ab ca. 1950 lag das Interesse der Untersuchungen mit Dehngeschwindigkeiten bis zu 10 1/s bei den normalfesten Betonen mit quasi-statischen Druckfestigkeiten von bis zu 40 MPa (vgl. **JONES** und **RICHART** [85], **EVANS** [53] und **WATSTEIN** [172]).

Ab ca. 1960 entstanden die ersten Veröffentlichungen zum dynamischen Materialverhalten hochfester Betone (high performance concrete - HPC) mit Druckfestigkeiten von ca. 60 MPa und mehr (**COWELL** [40], **TAKEDA** und **TACHIKAWA** [168]). In den folgenden Jahren wurden auch die hochfesten Betone in zunehmendem Maße auf ihre dynamische Druckfestigkeit mit Dehnraten bis ca. 100 1/s untersucht (**HUGHES** und **WATSON** [77], **MALVERN** [118], **ORTLEPP** [133], **SCHULER** [158]).

Ultrahochfeste Betone (ultra high performance concrete - UHPC) mit statischen Druckfestigkeiten von über 100 MPa sind Gegenstand der aktuelleren Forschung auf diesem Gebiet (**NÖLDGEN** et al. [131], **CADONI** et al. [31]), wobei die momentanen Bestrebungen dahin gehen, diese durch zusätzliche Fasern noch deutlich duktiler zu gestalten (**KÖRMELING** [102], **LOHRMANN** [112], **LOK** [113], **PAJAK** [137], [136]).

2.4.1.2 Zugfestigkeit, direkte Zugversuche

Aufgrund der komplexeren Versuchsdurchführung erfolgten dynamische Untersuchungen zum Zugverhalten von Beton erst später. 1966 führte **COWELL** [40] als wahrscheinlich Erster Spaltzugversuche an Beton durch und konnte so eine Zugfestigkeitssteigerung in Abhängigkeit von der steigenden Belastungsgeschwindigkeit zeigen.

Die wahrscheinlich ersten direkten Zugversuche führte 1970 **KOLMOS** [98] durch. Er konzentrierte sich bei seiner Arbeit auf die Auswirkungen von Zementgehalt, Wasser-Zement-Wert, Probekörpergeometrie, Dehnraten und Wassergehalt im Festbeton auf die Bruchdehnung bei einem gleichbleibenden Festigkeitsniveau. Weitere umfangreiche Untersuchungen zum Zugverhalten führten **HEILMANN**, **HILSDORF** und **FINSTERWALDER** [69] im Jahre 1977 durch.

An der Universität von Delft wurde 1980 ein vertikaler Zug-SHB entwickelt, bei dem die Zugkraft-Einleitung durch ein Fallgewicht am unteren Ende des Versuchsstandes erzeugt und in die Probe eingeleitet wird. Aufbau und Versuchsergebnisse wurden von **KÖRMELING**, **REINHARDT**, **WEERHEIJM** und **ZIELINISKI** unter anderem in [103], [182] und [173] veröffentlicht.

WEERHEIJM konnte 1992 an diesem Versuchsaufbau nach seinen Angaben auch vollständige Spannungs-Rissöffnungs-Beziehung messen und somit neben der dynamischen Zugfestigkeit auch eine Bruchenergie bestimmen.

ALBERTINI und **MONTAGNANI** [18] stellten 1994 einen modifizierten SHB für große Probekörper vor, bei dem der Zugimpuls durch ein vorgespanntes Seil und das plötzliche Lösen einer Klemme eingeleitet wird.

BACHMANN [21] und **ZHENG** [178] beschäftigten sich in ihren Arbeiten mit der Auswirkung verschiedener Belastungsgeschichten anhand von dynamischen Zugversuchen im SHB mit direkter Zugeinleitung und mit vorgespanntem Eingangsstab. Beide gelangten zu der Erkenntnis, dass das Verhalten des Betons nicht nur von der momentanen Dehngeschwindigkeit, sondern vielmehr von seiner gesamten Belastungsgeschichte abhängig ist. So kann der Beton eine kurze Belastung oberhalb der statischen Tragfähigkeit überstehen und eine gewisse Resttragfähigkeit behalten. Bei längerer Belastung oberhalb der statischen Festigkeit kommt es allerdings zu einem Versagen des Materials. Das heißt, der Schädigungsgrad einer Probe hängt von Belastungsniveau, -dauer und Dehngeschwindigkeit ab. Bei gleichbleibendem Belastungsniveau nimmt der Schädigungsgrad mit zunehmender Dehnrate ab.

2.4.1.3 Zugfestigkeit, Spallationsversuche

Das Phänomen der Spallation nutzen 1971 erstmals **BIRKIMER** und **LINDEMANN** [26] um die Zugfestigkeit von Betonprobekörpern zu ermitteln. Ein Zugversagen durch Spallation entsteht, wenn eine Druckwelle den Probekörper durchläuft und an einer freien Oberfläche zu einer Zugwelle reflektiert wird. Diese übersteigt dann die Zugfestigkeit des Materials und führt zu entsprechenden Trennrissen.

Um diesen Effekt für Werkstoffuntersuchungen an Beton zu nutzen, beschossen **BIRKIMER** und **LINDEMANN** einen 833 mm langen zylinderförmigen Probekörper auf einer Seite direkt mit einem Projektil, dessen Druckamplitude geringer als die Druckfestigkeit des Betons war. Die Proben versagten auf Grund des reflektierten Zugimpulses. Sie erzielten dabei Dehnraten bis 25 1/s.

Das Prinzip nutzte 1988 **McVAY** [120] ebenfalls, um die Festigkeitssteigerung an Betonplatten unter Explosionsbelastung zu bestimmen. Erste Spallationsversuche in einem dafür speziell konzipierten SHB führten 2001 **KLEPACZKO** und **BRARA** [97] durch. Sie erzielten Dehnraten von 10 1/s bis 120 1/s.

Am Ernst-Mach-Institut (EMI) in Freiburg führten **SCHULER** [159] 2006 und **MILLON** [124] 2015 Spallationsversuche zur Bestimmung der dynamischen Zugfestigkeiten, Elastizitätsmodulen und Bruchenergien durch.

Einen umfangreichen Überblick zu den weiteren Arbeiten auf diesem Gebiet geben **MALVAR** und **ROSS** [84].

2.4.1.4 Zugfestigkeit, Spaltzugversuch

Der Spaltzugversuch entwickelte sich als Alternative zu direkten Zugversuchen, die aufgrund ihrer komplexeren Versuchsdurchführung für Beton ungeeignet erscheinen. Der Versuch wurde erstmalig von **CARNEIRO** [33] im September 1943 bei der Brasilianischen Gesellschaft für Technische Normung vorgestellt und wird seither auch als Brazilian-Test bezeichnet. **AKAZAWA** [16], [17] veröffentlichte

im November 1943 unabhängig davon einen Spaltzugversuch in seiner Dissertation als **AKAZAWA-Methode**.

Die Methode floss aufgrund ihrer Einfachheit, vorerst für zylindrische Proben, recht schnell in die nationalen und internationalen Normen ein (**ASTM C496/C496M-04E1**, **DIN EN 12390-6**, **JIS A 1113**). **NILSSON** [129] verglich zylindrische und prismatische Proben und konnte die Spaltbruchfestigkeit an Würfeln mit der gleichen Genauigkeit bestimmen.

Der Einfluss des Verhältnisses von Länge zu Durchmesser (L/D) des Probekörpers wurde zahlreich untersucht. Unter anderem konnte **WRIGHT** [177] 1955 nachweisen, dass keine Abhängigkeiten der Spaltzugfestigkeiten von der Länge der Proben bestehen. Der ebene Spannungszustand in kurzen Proben ($L < D$) und der ebene Dehnungszustand in langen Proben ($L > D$) zeigt keine Auswirkungen auf die Bestimmung der Festigkeit. Es konnte ebenfalls gezeigt werden, dass die Streuungen bei längeren Proben abnehmen.

Den Einfluss der Zwischenlage auf die Spaltzugfestigkeit untersuchte unter anderem **SELL** [161] 1963. Die verwendeten Werkstoffe reichten von Pappe, Kork, Holz und Gummi bis hin zu Stahl oder Messing. In der **DIN EN 12390-6** sind diese Streifen mit Hartfaserplatten nach **DIN EN 316** mit einer Dichte größer als 900 kg/m^3 bei einer Breite von 10 mm und einer Stärke von 4 mm festgelegt. Diese sind allerdings nicht für höherfeste Betone anwendbar.

Umfangreiche Untersuchungen von **MALÁRICS** [115] aus 2011 kamen unter anderem zu dem Schluss, dass die Prüfung hochfester Betone auch ohne Zwischenstreifen möglich ist, allerdings zu niedrigeren Werten führt. Ein Größeneinfluss ist bei einem Verhältnis von $D/L > 1$ weder von der Länge des Probekörpers noch vom Material abhängig.

Untersuchungen zu Einflüssen aus der Betonzusammensetzung wurden von verschiedenen Autoren durchgeführt. So ist beispielsweise nach **CARNEIRO**, **BARCELLOS** [33], **HANNANT** [43] und **WALKER** und **BLOEM** [153] der Einfluss des Größtkorns vernachlässigbar.

Erste dynamische Spaltzugversuche an Beton führte **COWELL** [40] 1966 durch. Er konnte so die Zugfestigkeitssteigerung in Abhängigkeit der steigenden Belastungsgeschwindigkeit zeigen. Der Effekt ist bekannt und wird ausführlich beispielsweise für die einaxiale Zugfestigkeit in **MECHTCHERINE** [121] diskutiert.

Nach **TEDESCO** et al. [169] [170] beeinflusst die Geschwindigkeit aufgrund des komplexeren Spannungszustandes im Probekörper nicht nur die Spaltzugfestigkeit, sondern auch den zugrunde liegenden Versagensmechanismus. Er führte Spaltzugversuche im Dehnratenbereich $10 \cdot 10^{-7} \text{ 1/s}$ bis $10 \cdot 10^2 \text{ 1/s}$ durch und beobachtete bei höheren Dehnraten die Ausbildung von sekundären Rissen. Proben bei niedrigen Geschwindigkeiten versagten durch die Ausbreitung von Makrorissen.

2.4.2 Das Phänomen der dynamischen Festigkeitssteigerung

Im Allgemeinen wird die dynamische Festigkeitssteigerung als Verhältnis zwischen der dynamischen zur quasi-statischen Festigkeit angegeben und als Dynamic Increase Factor (DIF) bezeichnet. In ähnlicher Weise wird dieser Steigerungsfaktor auch für andere, den Werkstoff charakterisierenden Parameter mit Bezug auf ihre quasi-statischen Werte angegeben. Für höhere Belastungsgeschwindigkeiten, die meist mit höheren Dehnraten gleichgesetzt werden, wird für Beton ein Einfluss für folgende wesentliche Parameter beobachtet:

- eine Steigerung der Festigkeiten im Zugbereich bis zum ca. 8-fachen der statischen Festigkeiten,
- eine Steigerung Festigkeiten im Druckbereich bis zum ca. 3-fachen der statischen Festigkeiten,
- die Veränderung der Elastizitätsmodulen,
- ein Einfluss auf die Bruchdehnungen,

- ein Einfluss auf die Bruchenergie,
- kein Einfluss auf die Querdehnung.

2.4.2.1 Dehnratenabhängigkeit der Zug- und Druckfestigkeiten

Dieses Verhältnis wird von einer Vielzahl von Autoren für ihre bisherigen Versuchsergebnisse üblicherweise in einem einfach-logarithmischen Diagramm aufgetragen. **BISCHOFF** [27] liefert hierfür eine umfangreiche Zusammenfassung der Ergebnisse verschiedener Autoren. Die sich daraus ergebenden Festigkeitssteigerungen werden in der Regel bilinear approximiert (vgl. Abb. 2.10) und fließen in dieser Form in diverse Regelwerke wie dem **CEB BULLETIN 187** [2] ein.

Nach **CEB BULLETIN 187** steigt im Bereich der quasi-statischen Festigkeit von $3 \cdot 10^{-5}$ 1/s bis zu einer Dehnrate von 30 1/s die dynamische Festigkeit nur moderat an. Je nach Betonsorte beträgt das Verhältnis ca. 1,4 bis 2,0 für die Druckfestigkeit und 1,6 bis 2,2 für die Zugfestigkeit. In Bereichen größer als 30 1/s steigt die dynamische Festigkeit deutlich an und erreicht Steigerungsfaktoren von bis zu 3,0 im Druck- bzw. 3,3 im Zugbereich bei Dehnraten von 100 1/s.

Für höhere Festigkeiten als 50 MPa fallen die Festigkeitssteigerungen geringer aus. Allerdings zeigen die meisten experimentellen Untersuchungen, dass das Steigerungspotential bei Druck- und Zugfestigkeit einen deutlich größeren Unterschied zueinander aufweisen.

Experimentell nachgewiesene Druckfestigkeitssteigerungen fallen meist etwas geringer aus als in den bilinearen Annahmen des **CEB BULLETIN 187**. Sie weisen Steigerungen mit bis zu 2,0 im Druck- und bis zu 6,0 im Zugbereich bei einer Dehnrate von 100 1/s auf. Ebenfalls lässt sich anhand von realen experimentellen Daten ein Übergang von moderater zu starker Zugfestigkeitssteigerung bereits bei einer Dehnrate um 5 1/s erkennen.

In den Abbildungen 2.10 und 2.11 werden die Druck- bzw. Zugfestigkeitssteigerungen über der Dehnrate aus Versuchsergebnissen verschiedener Wissenschaftler aus **BISCHOFF** [27] und mögliche Approximationsansätze hierzu dargestellt. Eine Dehnrate für den quasi-statischen Fall wird nach **CEB BULLETIN 187** einheitlich mit $3 \cdot 10^{-5}$ 1/s definiert. Andere Autoren wie **DARGEL** [44] weichen von diesen Festlegungen zumindest für den Druckbereich deutlich ab (vgl. Abb. 2.10). Im Zugbereich definieren **PEDERSEN** [139] und **MALVAR** [84] die jeweiligen Grenzen allerdings deutlich konservativer (vgl. Abb. 2.11).

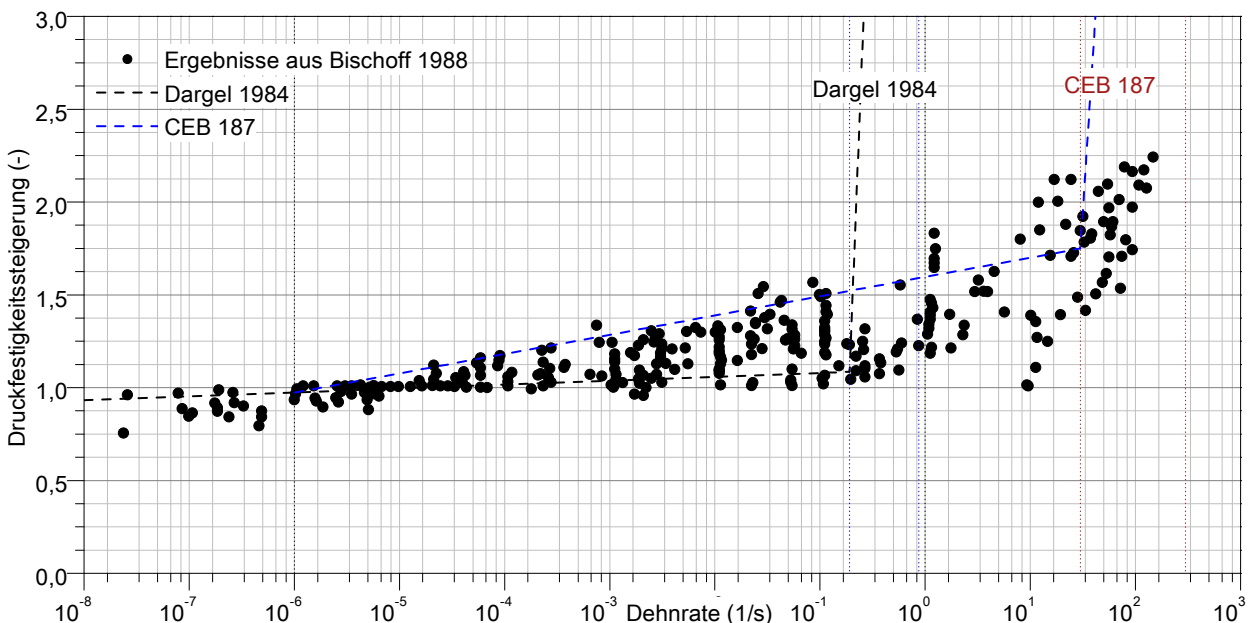


Abb. 2.10: relative Druckfestigkeitssteigerung über der Dehnrate nach **BISCHOFF** [27]

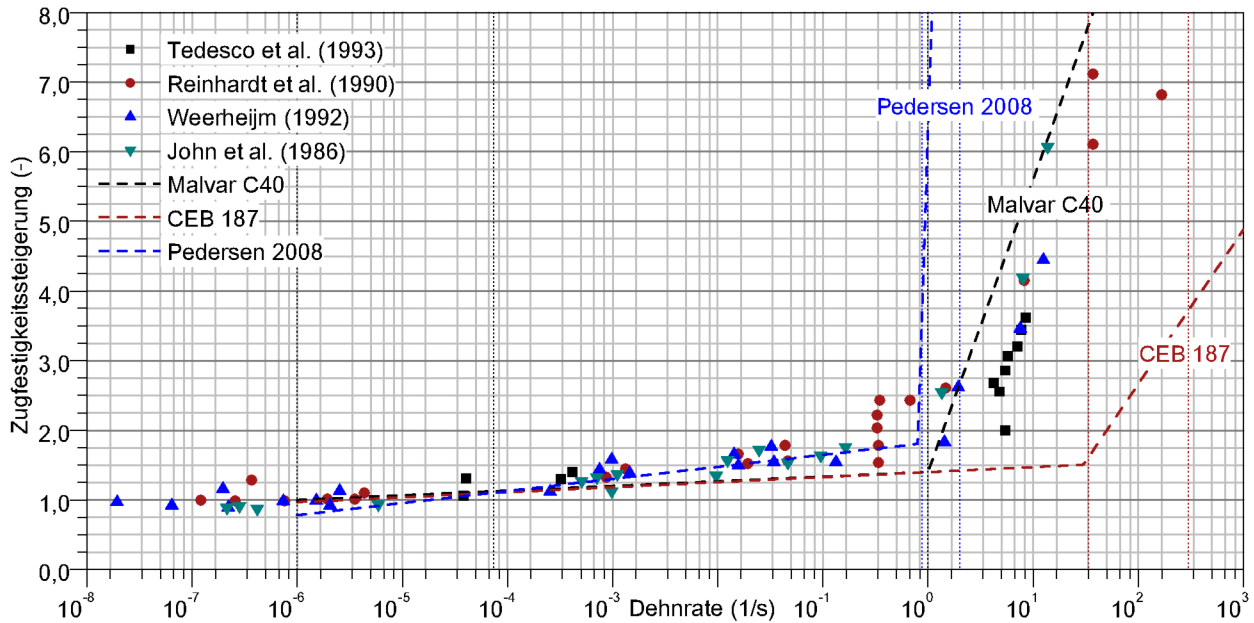


Abb. 2.11: relative Zugfestigkeitssteigerung über der Dehnrate nach **BISCHOFF** [27]

2.4.2.2 Festigkeitsabhängigkeit der Festigkeitssteigerungen

Durch den Vergleich der Versuchsergebnisse verschiedener Betonfestigkeiten durch **NÖLDGEN** [130] stellte sich heraus, dass mit zunehmender statischer Druckfestigkeit eine geringere Steigerung der dynamischen Festigkeit bei gleicher Dehnrate möglich ist. Diese Erkenntnisse werden auch durch die Ansätze im **CEB BULLETIN 187** (Abbildung 2.10) berücksichtigt.

Einen experimentellen Vergleich von Normalbeton, hochfestem Beton und ultrahochfestem Beton veröffentlichte beispielsweise **ORTLEPP** [42]. Er führte dynamische Zugversuche in einer Fallanlage durch. Abbildung 2.12 zeigt die Ergebnisse und den Trend, dass geringere statische Festigkeiten zu höheren dynamischen Festigkeitssteigerungen führen können.

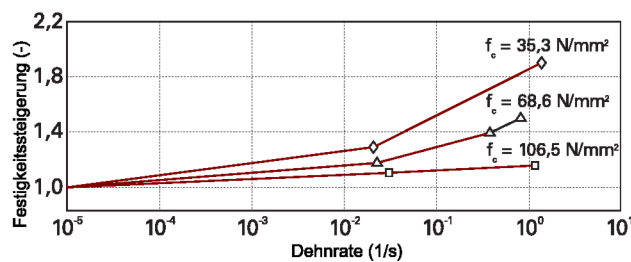


Abb. 2.12: Dynamische Festigkeitssteigerung vs Betondruckfestigkeit nach **ORTLEPP** [42]

2.4.2.3 Dehnratenabhängigkeit der Dehnungen

Obwohl sich die meisten Forscher einig sind, dass die Druckfestigkeit von Beton mit zunehmender Dehngeschwindigkeit steigt, gibt es sehr unterschiedliche Ergebnisse für die Bestimmung der maximalen Druckdehnungen. In den meisten Veröffentlichungen wird von einer Zunahme der Maximaldehnung berichtet (zum Beispiel [30], [152], [168], [172], [182]).

Es gibt aber auch die gegenteilige Aussage, dass die Maximaldehnung beim Druckversagen bei verschiedenen Dehngeschwindigkeiten unverändert bleibt (zum Beispiel **HATANO** und **TSUTSUMI** [64], **COWELL** [40]) oder sogar mit steigender Dehnrate abnimmt (zum Beispiel **PAULMANN** und

STEINERT [87], HUGHES und WATSON [77]). Einen sehr guten Überblick hierzu gibt zum Beispiel BISCHOFF [28] mit Abbildung 2.13.

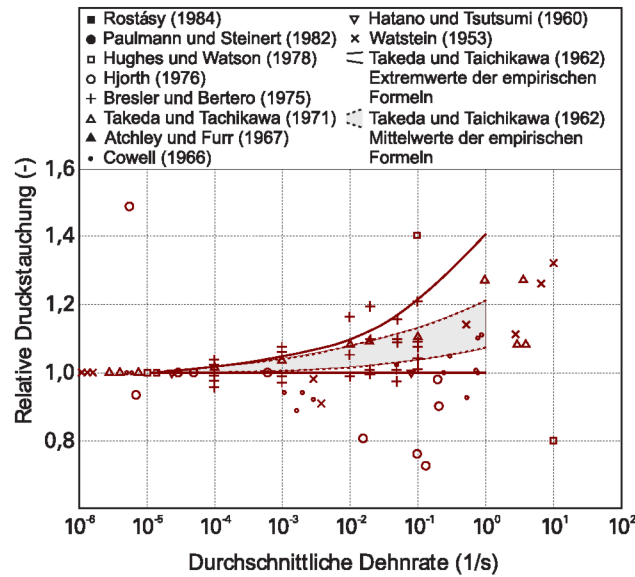


Abb. 2.13: Einfluss der Dehnrate auf die Druckstauchung nach BISCHOFF und PERRY [28]

2.4.2.4 Dehnratenabhängigkeit der Elastizitätsmodulen

Im Gegensatz zur Dehnung besteht beim Verhalten der Elastizitätsmodulen unter dynamischer Druckbeanspruchung mehr oder weniger Konsens darüber, dass die E-Modulen mit steigender Dehnrate zunehmen (MAINSTONE [114]). Es ist bisher allerdings ungeklärt, in welchem Maße diese Steigerung stattfindet, da für einen ähnlichen Festigkeitszuwachs bei sinkender Maximaldehnung eine deutlich höhere Steigerung nötig ist, als bei gleichbleibender oder zunehmender Maximaldehnung. Für die bekannten Zugversuche aus der Literatur besteht grundsätzliche Übereinstimmung, dass sowohl Zugfestigkeit, Maximaldehnung als auch Elastizitätsmodul mit zunehmender Dehnrate ansteigen. (vgl. BISCHOFF [29])

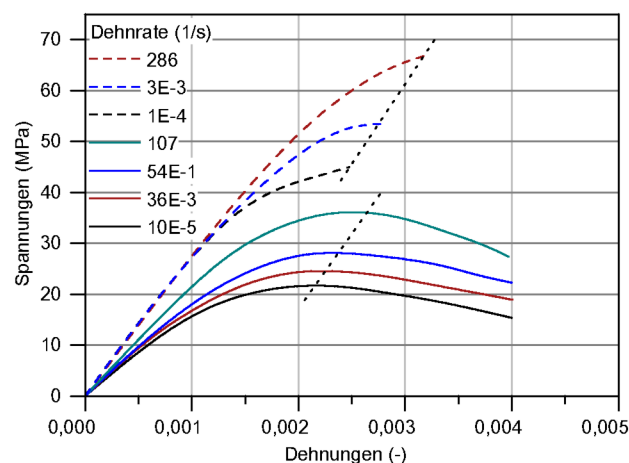


Abb. 2.14: Einfluss der Dehnrate auf den Elastizitätsmodul nach WATSTEIN [172]

2.4.2.5 Dehnratenabhängigkeit des Energieabsorptionsvermögens

Als Energieabsorptionsvermögen wird meist die Fläche der Spannungs-Dehnungsverlaufes bis zur maximalen Spannung definiert. Der elastische Anteil bleibt erhalten und wird nicht berücksichtigt.

Mit steigender Dehnrates steigt beispielsweise nach **WATSTEIN** [172] das Vermögen deutlich an. Er ermittelte in seinen Untersuchungen einen Anstieg von bis zu 120 % für Dehnrates im Bereich von 10 1/s. **TAKEDA** und **TACHIKAWA** [168] zeigten einen Anstieg zwischen 20 % und 80 % für Dehnrates im Bereich von 1 1/s. Nach **COWELL** [40] hängt das Vermögen stark von der Spannung und der Dehnung ab.

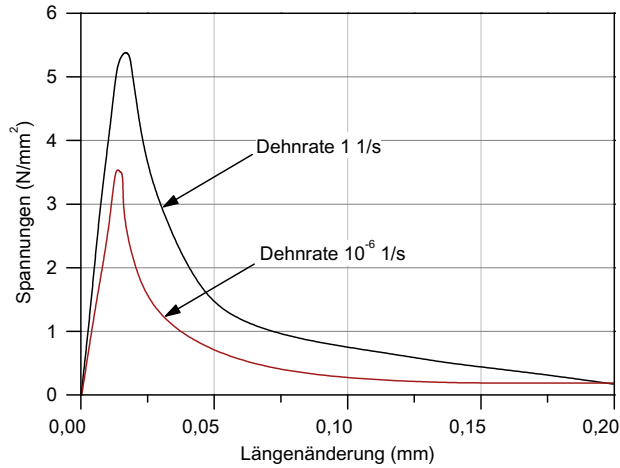


Abb. 2.15: Dehnrateseinfluss auf die Energieabsorption nach **KÖRMELING** und **REINHARDT** [144]

2.4.2.6 Dehnratesabhängigkeit der Querdehnungszahl

Es liegen nur wenige Untersuchungen zur Beeinflussung der Querdehnung bei höheren Dehnrates vor. Die wenigen Daten wurden von **BISCHOFF** und **PERRY** in [29] von verschiedenen Autoren zusammengefasst. Mit zunehmender Dehnrates wurde eine Abnahme der Querdehnungszahl bei Druckversuchen festgestellt. Unter Zugbeanspruchung hingegen konnte eine Zunahme bestimmt werden. Als Ursache wurde die unterschiedliche Ausbildung von Mikrorissen identifiziert.

PAULMANN und **STEINERT** [87] gehen allerdings aufgrund der großen Streuung in den Versuchsergebnissen von einer konstanten Querdehnung aus. Diese Empfehlung findet sich so auch im **CEB BULLETIN 187**.

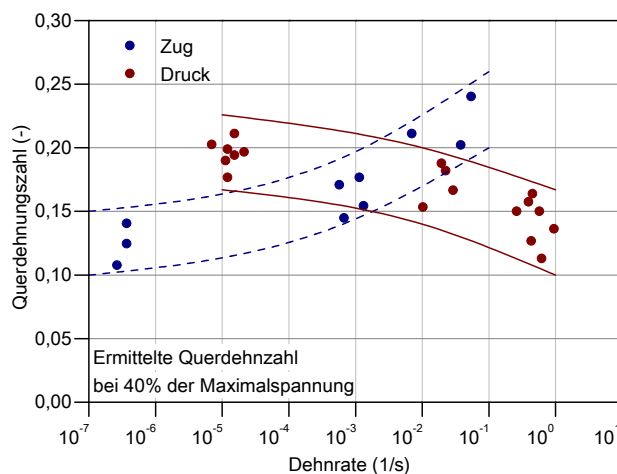


Abb. 2.16: Einfluss der Dehnrates auf die Querdehnung nach **TAKEDA** und **TACHIKAWA** [168]

2.4.3 Ursachen zum Dehnrateseffekt

Hinsichtlich der Ursachen der beschriebenen Druck- und Zugfestigkeitssteigerung gibt es mehrere Hypothesen, die in qualitativer Hinsicht eine Beschreibung ermöglichen, mit denen aber quanti-

tative Angaben noch nicht oder nur näherungsweise gemacht werden können. Eine erste mögliche Begründung hierfür lieferten **KÖRMELING**, **ZIELINSKI** und **REINHARDT** 1980 [103] wie folgt.

2.4.3.1 Rissumlagerung und Verzweigung am Zuschlagskorn

Es konnte bereits 1982 in der Dissertation von **ZIELINSKI** [181] gezeigt werden, dass unter dynamischer Belastung mehr Zuschlagskörner beim Versagen der Probe durchtrennt werden als im quasi-statischen Fall. Daraus resultierte die Annahme, dass die Betonmatrix im dynamischen Fall höhere Spannungen übertragen kann als unter quasi-statischen Bedingungen, was eine Festigkeitssteigerung des untersuchten Normalbetons erklären würde (Abbildung 2.17).

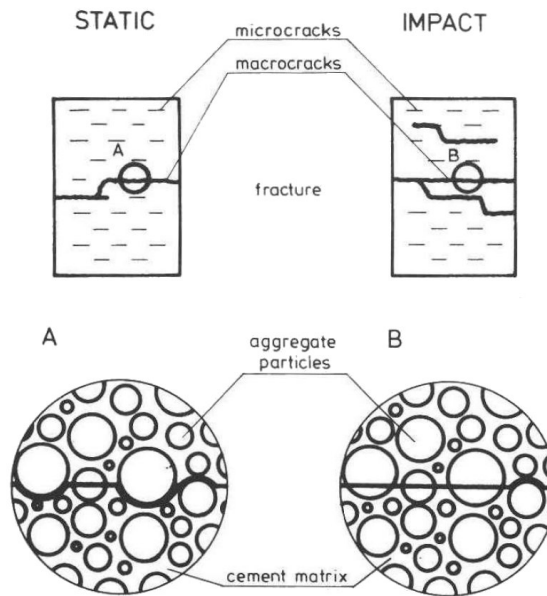


Abb. 2.17: Veranschaulichung des Risswachstums aus **ZIELINSKI** [181]

ZIELINSKI entwickelte ein bruchmechanisches Konzept unter Berücksichtigung der Absorption der Energie während des Schädigungsprozesses und erklärte seinen Einfluss auf das Spannungs-Dehnungsverhalten. Das gleichzeitige Auftreten multipler Risse bei hohen Dehnraten wurde als Ursache für größere Dehnungen und höhere Spannungen identifiziert. Der Zusammenhang ist in Abbildung 2.18 dargestellt.

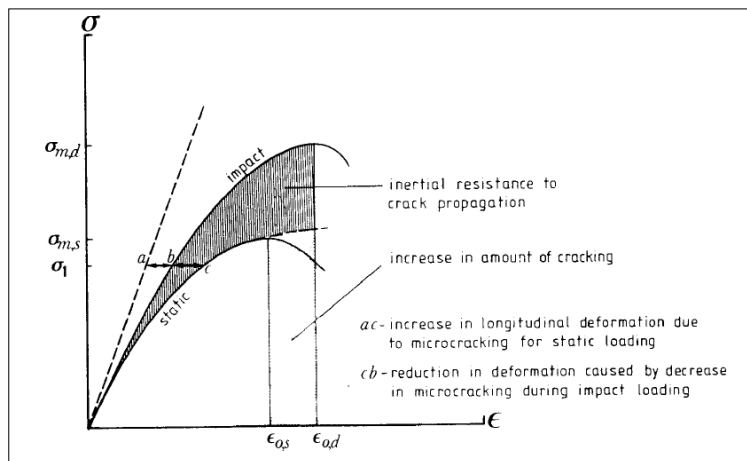


Abb. 2.18: Effekte der Bruchmechanismen aus **ZIELINSKI** [181]

GÖDDE [58] untersuchte 1986 den Kornbruch als eine Ursache der dynamischen Festigkeitssteigerung in einem numerischen Modell für einen Normalbeton. Er bettete ein rundes Zuschlagskorn in die Mörtelmatrix mit einem entsprechenden Verbundverhalten in der Grenzfläche ein. Auf Höhe der Zuschlagkornmitte wurde rechtwinklig zur Belastungsrichtung eine Kerbe als definierter Anriss vorgegeben.

In seiner Simulation konnte **GÖDDE** das Risswachstum bei verschiedenen Dehngeschwindigkeiten nachbilden und zeigen, dass sich kurz vor dem Risswachstum im Mörtel, ausgehend von der Kerbe, ein zweiter Riss an der der Belastungsseite zugewandten Zuschlagkornseite ausbildet, der sich entlang der Grenzschicht zwischen Korn und Matrix fortpflanzt.

Bei geringer Belastungsgeschwindigkeit dreht sich die Richtung des Risswachstums im Mörtel beim Auftreffen auf das Zuschlagkorn und folgt der Grenzschicht bis zur Vereinigung mit dem Anriss an der Kornoberseite (Abbildung 2.19 (a)). Bei hoher Belastungsgeschwindigkeit kommt die Trägheit der Rissufer zum Tragen. Um das geradlinige Risswachstum an der Grenzfläche zum Zuschlagkorn abzulenken, muss der sich schnell fortpflanzende Riss gestoppt und in neuer Richtung wieder beschleunigt werden. Hinzu kommt die schnell ansteigende Spannung im Korn unter dynamischer Belastung, sodass sich ab einer gewissen Belastungsgeschwindigkeit ein Fortsetzen des Risses in und durch das Zuschlagkorn hindurch einstellt (Abbildung 2.19 (b)).

Damit konnte **GÖDDE** auch numerisch zeigen, dass mit zunehmender Belastungsgeschwindigkeit ein vermehrtes Kornversagen eintritt, was zur Steigerung der von außen messbaren Betonfestigkeit beiträgt, da die Zuschlagkörner eine höhere Festigkeit aufweisen als die Betonmatrix.

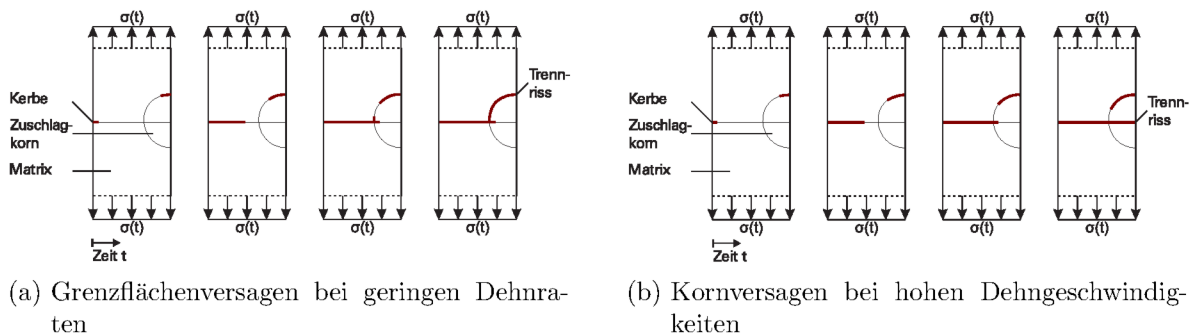


Abb. 2.19: Risswachstum in Normalbeton nach **GÖDDE** [58]

Das zusätzliche Kornversagen als eine Ursache für die dynamische Festigkeitssteigerung kann auch den bereits erwähnten Effekt erklären, dass sich mit zunehmender statischer Betonfestigkeit ein geringerer Einfluss der Dehnrates bemerkbar macht. Da hochfeste und ultrahochfeste Betone bereits unter statischer Belastung eine vermehrte Anzahl von Kornbrüchen aufweisen, verringert sich das dynamische Steigerungspotential der Festigkeit. Daher kann diese Ursache nach **ORTLEPP** zumindest quantitativ abgeschätzt werden, indem man im direkten Vergleich von normalfesten und hochfesten Betonen deren dynamische Festigkeitssteigerung und die Bruchflächen qualitativ betrachtet. [133].

2.4.3.2 Begrenzung der Rissausbreitungsgeschwindigkeiten

Einen weiteren Beitrag zur Erklärung des dynamischen Materialverhaltens von Beton leistete 1980 **EIBL** [49] mit der Einführung eines Strukturmodells zur Berücksichtigung der lokalen Trägheitseffekte. Damit war es möglich die limitierende Wirkung der Rissausbreitung numerisch zu beschreiben. **CURBACH** [41] hat 1987 hierzu Zugversuche an einer gekerbten Platte simuliert und experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Von besonderem Interesse waren der Spannungsverlauf im Rissligament und die sich einstellende Rissgeschwindigkeit. **CURBACH** erweiterte mit Abb. 2.20 die Mechanismen nach **ZIELINSKI** (Abb. 2.18) um den möglichen Einfluss der Rissgeschwindigkeit.

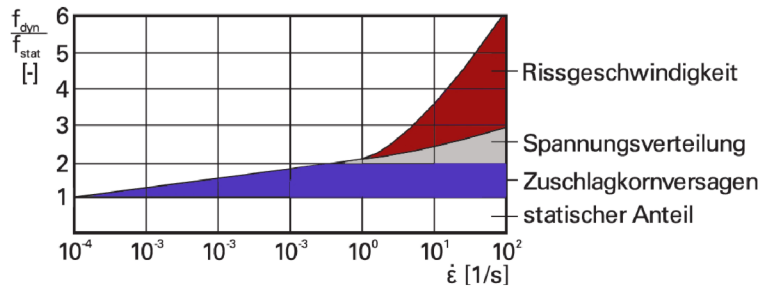


Abb. 2.20: Ursachen der Festigkeitssteigerung nach CURBACH [41]

Unter statischer Belastung stellt sich nach CURBACH auf der Makroebene ein einheitliches Spannungsniveau im Betonquerschnitt ein und es bilden sich Kerbspannungsspitzen vor den vorhandenen Fehlstellen (Abb. 2.21 (a)). Bei schneller Belastung durchläuft die steigende Spannung "wellen- gleich" die Probe und es kann sich aufgrund des schnellen Spannungsanstieges kaum eine Kerbspannungsspitze ausbilden (Abb. 2.21 (b)). Das heißt, im dynamischen Fall ist die "Völligkeit" der Spannungsverteilung deutlich höher als im statischen, was von außen betrachtet einer höheren gemessenen Werkstofffestigkeit entspricht.

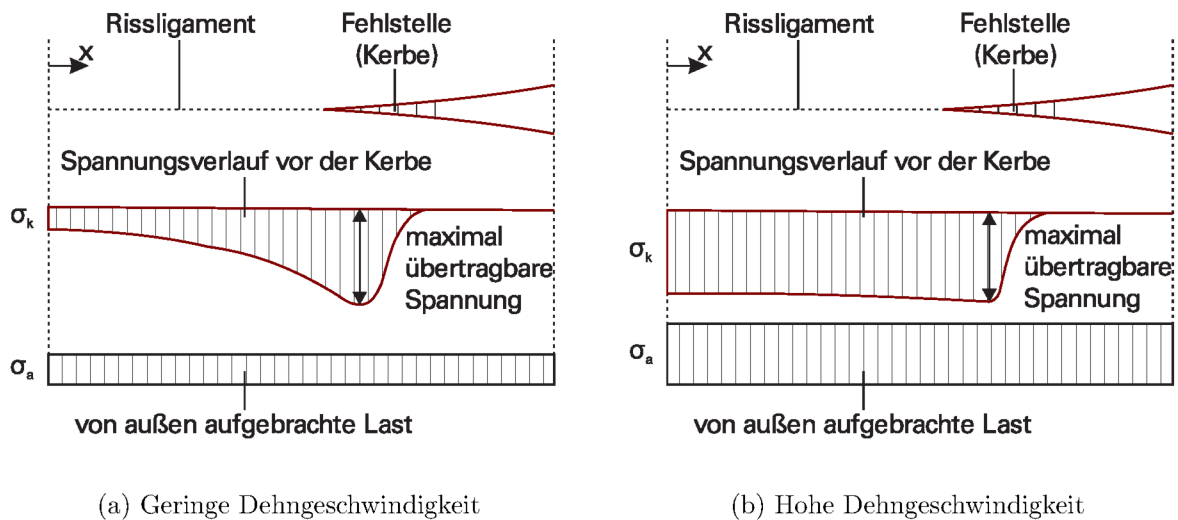


Abb. 2.21: Spannungsverteilung vor einem Anriss nach CURBACH [41]

2.4.3.3 Homogenisierung der Spannungsverteilungen im Belastungsquerschnitt

Betrachtet man die Betonstruktur auf der Mesoebene, kommt es nach EIBL [50] und CURBACH [41] auch hier zu einer Vergleichmäßigung und damit größeren Völligkeit der Spannungsverteilung. Auf dieser Betrachtungsebene werden die Betonbestandteile Matrix, Zuschlagkorn und Poren unterschieden. Dadurch ist die Spannungsverteilung im statischen Fall stark diskontinuierlich und von einzelnen Spannungsspitzen an den Übergängen der Bestandteile gekennzeichnet (Abbildung 2.22 (a)). Dies führt zu einer geringeren, von außen als gleichmäßig verteilt gemessenen Spannung (Abbildung 2.22 (b)). Durch die Erhöhung der Belastungsgeschwindigkeit wird die Spannungsverteilung im Querschnitt homogenisiert, das heißt die Spannungsspitzen steigen nicht weiter an, während die Bereiche geringerer Spannung stärker beansprucht werden (Abbildung 2.22 (c)). Dies führt zu einer deutlich höheren von außen messbaren Spannung am Querschnitt (Abbildung 2.22 (d)).

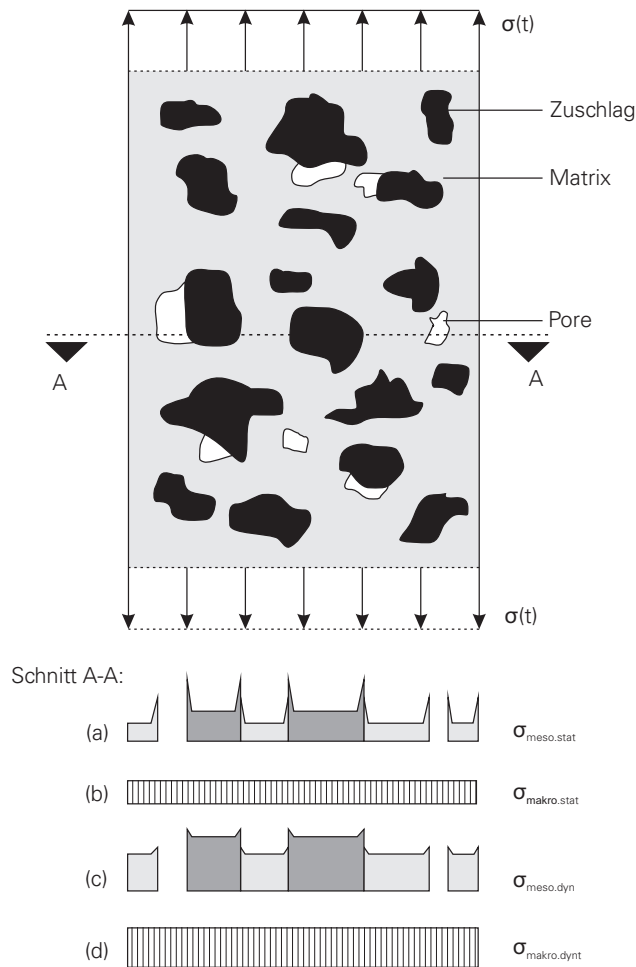


Abb. 2.22: Spannungsvergleichmäßigung an Diskontinuitäten nach CURBACH [41])

Wichtige Anteile an der Festigkeitssteigerung beschreiben das Vorhandensein einer oberen Grenze einer Schädigungsgeschwindigkeit und der Massenträgheit, wobei beides zum Teil auch zusammenhängt. Die Ausbreitung eines Risses im Beton von seinem ersten Anriss bis zum Durchtrennen des Querschnittes geschieht nicht plötzlich, sondern der Riss braucht eine gewisse Zeit um den Querschnitt vollständig zu durchlaufen. Die Dauer bis zum Entstehen eines Trennrisses ist dabei abhängig von der Geschwindigkeit, mit der sich der Riss im Werkstoff ausbreiten kann. CURBACH vermutet, dass es eine obere Grenze der realen Rissausbreitungsgeschwindigkeit in Beton gibt, die bei etwa 500 m/s liegt und damit deutlich niedriger ist als ein theoretischer Maximalwert, der Rayleigh-Wellengeschwindigkeit von etwa 2300 m/s.

2.4.3.4 Einfluss der Beanspruchungsgeschichte

Es existiert nach EIBL und CURBACH weiterhin ein sogenannter Memory-Effekt im Beton, der aus der Trägheit der Rissufer resultiert. Das heißt, selbst wenn die Belastungsgeschwindigkeit nur bis zum Erreichen einer geringeren als der dynamischen Festigkeit hoch ist und sich dann verringert oder gar zu null wird, erinnert sich der Beton an den zu Beginn raschen Spannungsanstieg und kann einer höheren Festigkeit als im statischen Falle widerstehen, auch wenn im Moment des Versagens die Belastungsgeschwindigkeit klein ist. Der Laststeigerungspfad 0–IV in Abbildung 2.23 zeigt einen kontinuierlichen langsamen Spannungsanstieg bis zur statischen Festigkeit, Pfad 0–II zeigt einen kontinuierlichen schnellen Spannungsanstieg bis zur dynamischen Festigkeit. Der Pfad 0–I–III zeigt eine anfangs schnelle Belastungszunahme bis zu einer Spannung die zwischen statischer und dynamischer Festigkeit liegt und dann eine konstante Belastung, was einer Belastungsgeschwindigkeit

von Null entspricht. Trotz der Belastungsgeschwindigkeit von Null zum Zeitpunkt des Versagens tritt dieses bei einer Spannung auf, die größer ist als die statische Festigkeit.

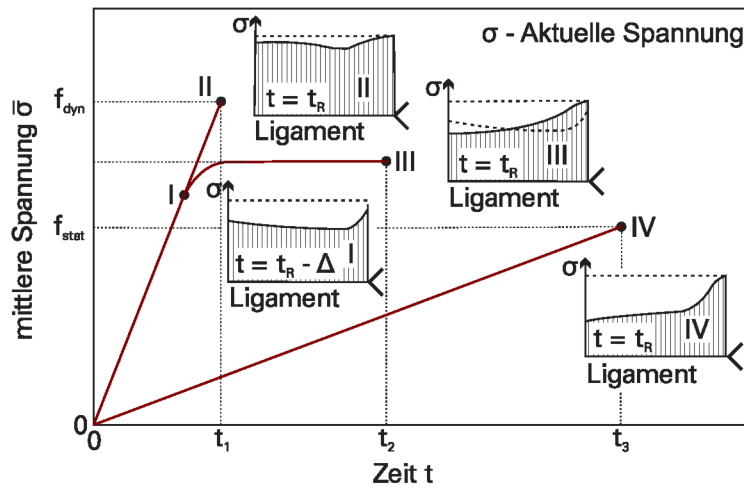


Abb. 2.23: Verzögerung des Versagens durch Drehung des Spannungsgradienten nach EIBL [50]

2.4.3.5 Dynamische Wirkung von freien Porenwasser

Ein weiteres wichtiges Phänomen, dass zur dynamischen Festigkeitssteigerung von Beton beizutragen scheint, ist die Wirkung des freien Porenwassers. Den Einfluss des Wassergehaltes auf den Dehnrateneffekt zeigten 1990 REINHARDT et al. [146], indem er vergleichende dynamische Zugversuche an getrockneten und feucht gelagerten Betonproben durchführte. Damit zeigten er, dass für die ofentrockenen Proben bis zu einer Dehnrade von 1,25 1/s kein erkennbarer Dehnrateneffekt eintritt. Die Festigkeit der nass gelagerten Proben dagegen verdreifachte sich (siehe Abb. 2.24), was zu der Annahme bewegte, dass der Feuchtegehalt des Betons der maßgebende Einflussfaktor für den Dehnrateneffekt darstellt.

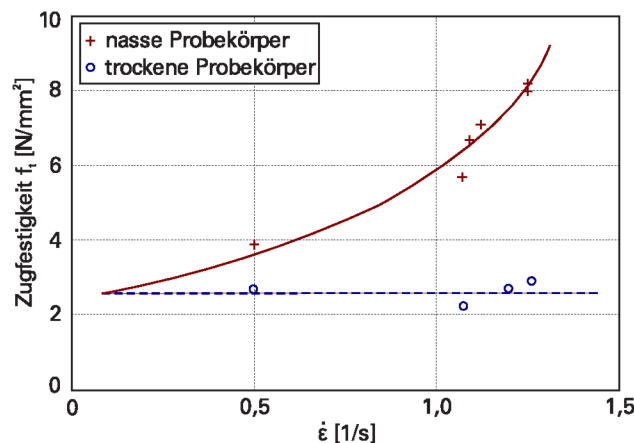


Abb. 2.24: Zugfestigkeiten für trockene und nasse Proben nach REINHARDT et al. [146]

Den Einfluss des Porenwassers auf den Dehnrateneffekt bestätigten unter anderem ERZAR et al. 2010 [52]. Sie führten vergleichende Versuche in einer Spallations-Konfiguration und mit direktem Beschuss durch. Für beide Versuchsanordnungen erhielten sie ähnliche Resultate. Der Feuchtegehalt der Proben hat einen erheblichen Einfluss auf deren Sensibilität gegenüber dem Dehnrateneffekt. Je feuchter der Beton ist, desto stärker ausgeprägt ist der Dehnrateneffekt.

Die physikalische Grundlage zur Begründung dieser Versuchsergebnisse wird im sogenannten STEFAN-Effekt vermutet. Dieser besagt, dass Wasser zwischen zwei parallelen Oberflächen einer Ver-

schiebung dieser Kapillarkräfte entgegenwirkt (Abb. 2.25). Das heißt, dass im Falle von wassergefüllten Betonporen das Wasser bei einer Druckbeanspruchung so lange stützend wirkt, bis es aus den Poren verdrängt wurde. Es sorgt somit für eine Homogenisierung der Spannungsverteilung.

Unter Zugbeanspruchung wirken die Kapillarkräfte der Verformung der Poren und somit einer Öffnung von Rissen entgegen. Nach ROSSI [150] teilen sich die Kapillarkräfte in einen statischen und einen dynamischen Anteil auf, wobei der dynamische Teil abhängig von der Dehngeschwindigkeit ist.

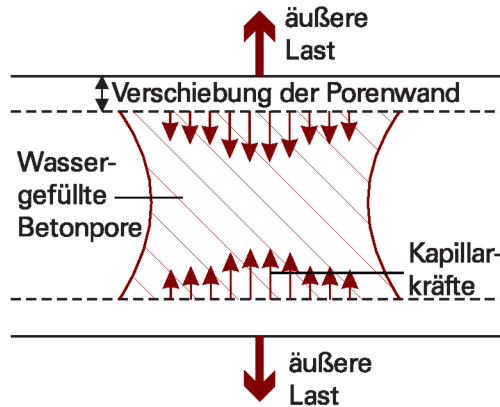


Abb. 2.25: Der STEFAN-Effekt in der Betonpore unter Zugbeanspruchung, nach ROSSI [150]

2.4.3.6 Dynamische Effekte durch Mehrfachrissbildung

Schon 1982 hat REINHARDT [143] das sogenannte Multiple Cracking an dynamisch beanspruchten Probekörpern beschrieben. Durch die vielfache Rissbildung vor dem Versagen der Probe wird seiner Meinung nach die Bruchenergie unter dynamischer Belastung erhöht, da die Vielzahl der einzelnen, nicht zum Versagen führenden Risse trotzdem die Gesamtbruchfläche erhöhen. BACHMANN [21] lieferte 1993 eine Abbildung dieses Phänomens in einer FE-Simulation auf Basis eines rein statischen Stoffgesetzes ohne zusätzliche dehnratenabhängige Erweiterungen an einem Feder-Masse-System (Abbildung 2.26). Damit konnte er zeigen, dass mit Zunahme der Dehnrates die Anzahl der Einzelrisse deutlich steigt und gleichzeitig die Rissbreite auf Grund der Trägheit der Rissufer abnimmt.

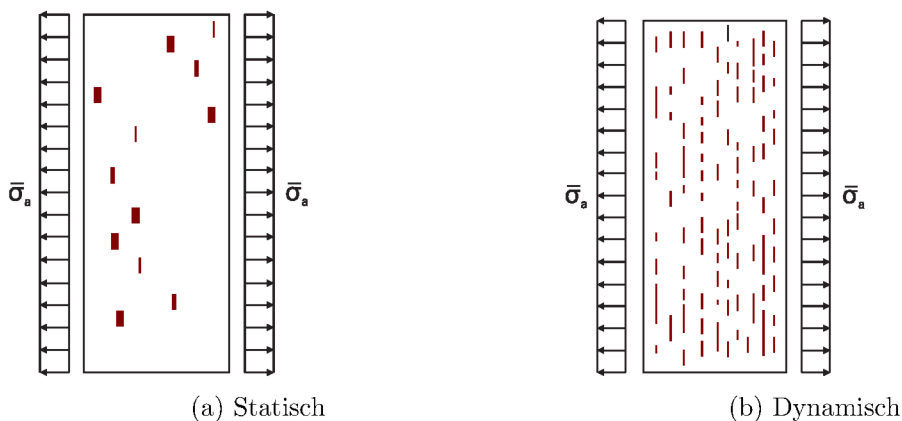


Abb. 2.26: Rissbild für statische und dynamische Belastung nach BACHMANN [21]

2.4.3.7 Trägheitseffekte der Rissufer

BISCHOFF, BACHMANN und EIBL [29] begründeten eine Festigkeitssteigerung auf Basis der Mikrorissentwicklung. Wird unter hoher Belastungsgeschwindigkeit die Zugfestigkeit des Betons an

einer ersten Stelle überschritten, öffnet sich von dieser Stelle ausgehend ein Riss. Während die Rissufer beschleunigt werden müssen. Um ein weiteres Öffnen des Risses zu ermöglichen steigt, die Spannung im Beton weiter an. Dadurch wird die Zugfestigkeit des Betons auch an weiteren Stellen überschritten und es gehen weitere Risse auf. Dieser Vorgang setzt sich fort, bis ein Riss den Betonkörper völlig durchtrennt hat, wodurch eine weitere Spannungsübertragung unmöglich wird. Somit entsteht eine Vielzahl von Rissen, die den Beton mit zunehmender Dehnrate stärker fragmentieren.

2.4.3.8 Werkstoffheterogenität und Belastungsinhomogenität

Bei dynamischen Versuchen an heterogenen Werkstoffen sind immer wieder große Streuungen zu beobachten, die mit wachsender Belastungsgeschwindigkeit zunehmen. Beispielsweise machte CURBACH [41] hierfür die ungleichmäßige und zufällige Festigkeitsverteilung auf der Mesoebene im Beton verantwortlich. Bei statischer Belastung eines Probekörpers steigt das Spannungsniveau über den gesamten Querschnitt kontinuierlich an und der Probekörper versagt an der Stelle der geringsten Festigkeit (Abb. 2.27 (a)).

Unter dynamischer Beanspruchung ist das Spannungsniveau im Querschnitt ungleichmäßig verteilt. Auf der der Lasteinleitung zugewandten Seite des Querschnittes ist die Spannung deutlich höher als in den abgewandten Teilen. Das führt dazu, dass die Probe wie in Abbildung 2.27 (b) zu sehen ist, erst bei einer höheren Spannung versagt als im statischen Fall.

Diese Steigerung ist jedoch nicht systematisch zu begründen, sondern unterliegt eher willkürlich der zufälligen Festigkeitsverteilung im Werkstoff und der Richtung, aus der die dynamische Belastungswelle die Probe durchläuft. Würde im Fall aus Abbildung 2.27 (b) die Belastungswelle von der rechten Seite aufgebracht werden, würde die selbe Probe bei einer deutlich geringeren Festigkeit versagen. Hiermit kann also der mit der Dehnrate zunehmende Streubereich erklärt werden.

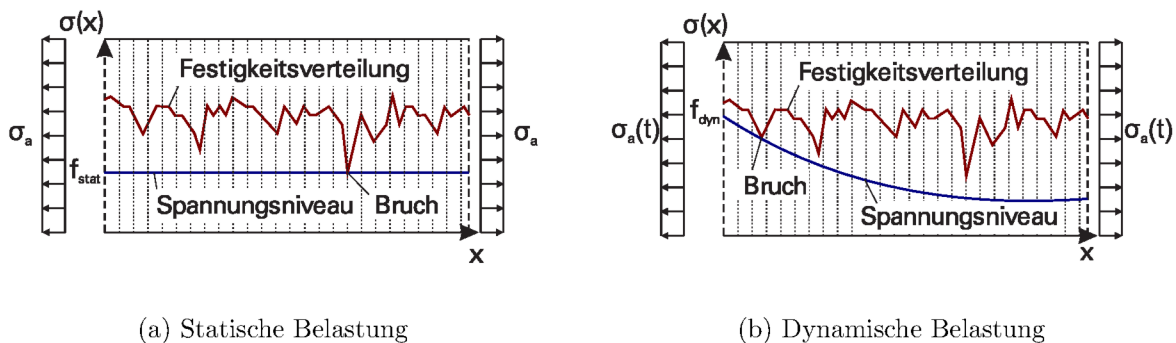


Abb. 2.27: Festigkeitsverteilung mit Spannungsniveaus nach CURBACH [41]

2.5 Probleme zum Stand der Forschung

Abschnitt 2.4 gibt einen Einblick in die umfangreichen Forschungsarbeiten auf dem Gebiet der dynamischen Kennwertermittlung für den Werkstoff Beton. Der sogenannte Dehnrateneffekt spielt dabei eine zentrale Rolle und beinhaltet letztlich eine Vielzahl von unterschiedlichen Ursachen und Wirkungen.

Im Gegensatz zur Bestimmung statischer Werkstoffeigenschaften sind die Ermittlungsmethoden für die hochdynamische Charakterisierung nicht in diesem Maße regulierbar. Das liegt vor allem an den vielen Einflussgrößen, die diese Prüfmethode mit sich bringen. Entsprechend vielfältig und unübersichtlich sind die angewandten Methoden und die damit erzielten Ergebnisse, die nur in Ausnahmefällen vollständig nachvollziehbar und vergleichbar sind. Unabhängig davon werden sie

leider beispielsweise immer wieder wie in Abb. 2.10 zusammengefasst, obwohl die zugrunde liegenden Methoden stark voneinander abweichen. Kritische Betrachtungen der Effekte wie beispielsweise durch SCHWER [160] zur lateral Umschnürung, BISCHOFF [29] zum Maschineneinfluss, PAJAK [136] zum Geometrieinfluss und KÜHN [91] zur Auswertemethodik werden aufgrund der Vielzahl von Daten meist nicht beachtet.

Im Grunde scheidet die werkstoffseitige Betrachtung von Beton bereits in dem Versuch, den heterogenen und spröden Werkstoff mit Methoden der Kontinuumsmechanik als homogenen Werkstoff abzubilden. Je nach Betrachtungsebene mag dies zwar Sinn machen, allerdings lassen sich nicht alle Annahmen direkt auf andere Skalierungsebenen übertragen. Typische Beispiele hierfür sind:

- die Bestimmung eines Elastizitätsmodul als Sekante bei ca. 30 % oder 40 % der Druckfestigkeit des Werkstoffes
- die Annahme einer homogenen Spannungsverteilung im Stauchversuch
- die Annahme eines definierten Normalspannungsverhältnisses im mehraxialen Druck- bzw. Zugversuch
- die isotrope Annahme des Werkstoffes bis weit in den geschädigten Bereich

Diese vereinfachten Betrachtungsweisen führen dann beispielsweise zu Effekten wie unterschiedliche Festigkeiten bei der Druckprüfung eines Würfels oder der eines Zylinders, oder dass größere Proben andere Festigkeiten als kleinere aufweisen sollen. Leider werden derartige Annahmen in vielen Untersuchungen nicht kritisch hinterfragt. Daraus entstehende Effekte können meist nicht nachvollzogen werden. Es ist unter anderem ein Ziel der vorliegenden Arbeit die Untersuchungen detailliert und nachvollziehbar zu dokumentieren und die Einflüsse der einzelnen Effekte, soweit dies möglich ist, aufzuzeigen.

2.6 Zielstellungen für die vorliegende Arbeit

Eine zentrale Rolle in dieser Arbeit spielt der Dehnrateneffekt bzw. der Effekt einer dynamischen Festigkeitssteigerung von Beton. Zumindest definiert die Hinterfragung dessen den Ausgangspunkt der zugrunde liegenden Untersuchungen.

- Auf Basis von Veröffentlichungen sollte ein Beton-Schädigungsmodell (VERD) derart erweitert werden, dass die Effekte im niedrigen und höheren Dehnratenbereich auf makroskopischer Ebene abgebildet werden können. Es zeigte sich schnell, dass dies zwar möglich ist, die experimentelle Datenbasis zur Kalibrierung hierzu allerdings sehr inkonsistent ist und häufig einen zu geringen Stichprobenumfang enthält.
- Aus diesem Grunde wurden statische und dynamische Experimente zur Kennwertermittlung notwendig, um für einen breiten Festigkeitsbereich Eigenschaften im Zug und Druckbereich vorgeben zu können.
- Es zeigte sich ebenfalls, dass die physikalischen Zusammenhänge zu Effekte, wie beispielsweise einer mehraxiale Festigkeitsteigerung oder zur schädigungsinduzierten Anisotropie nicht oder nur unzureichend beschreibbar sind. Aus diesem Grunde wurden numerische Simulationen auf einer mesoskopischen Ebene nötig, um die Einflussparameter zu reduzieren und daraus makroskopische Effekte abzuleiten.
- Für die mesoskopischen Modelle fehlten wiederum Kennwerte, die für diese Skalenebene relevant waren. Das Versuchsprogramm wurde daraufhin um die experimentelle Ermittlung von Kennwerten zu den Einzelkomponenten erweitert.

Letztlich zeigte sich, dass allein der Punkt dynamische Kennwertermittlung alles andere als einheitlich geregelt ist. Für die eigenen Untersuchungen wurde daher neben der detaillierten Dokumentation der erzielten Ergebnisse Wert auf einen hinreichend großen Stichprobenumfang, möglichst einheitliche Probengrößen und entsprechend große Chargenumfänge im Bereich von hunderten Proben

2 Eigenschaften von Beton, wesentliche Forschungsergebnisse

gelegt. Die Einflussfaktoren aus den unterschiedlichen Auswertemethoden sollten, soweit es möglich ist, aufgezeigt werden. Gleiches gilt für die Fortentwicklung von Toleranzen und Streuungen.

Die Rückkopplung der Anlagentechnik auf das Messergebnis sollte durch prinzipielle numerische Berechnungen dargestellt werden. Sie dienen gleichzeitig der Überprüfung der Versuchsdurchführung und der Auswertemethodik. Falls möglich werden diese Erkenntnisse zur Korrektur der experimentell ermittelten Ergebnisse eingesetzt.

Der Autor vermutet die Hauptursachen des vermeintlichen Dehnrateneffektes in diesem Wechselspiel aus Prüftechnik und Prüfobjekt und der zu starken Vereinfachung bei den den meisten Auswertemethoden zugrunde gelegten Annahmen. Die Folgen der lokalen Trägheit und der inhomogenen Spannungsverteilung können in den meisten Fällen nicht abgeschätzt werden. Dies beginnt bereits bei der korrekten Ermittlung statischer Kennwerte und verschärft sich mit zunehmender Prüfgeschwindigkeit. Die Ergebnisse sind entsprechend kritisch zu hinterfragen.

3 Theoretische Grundlagen zum Split-Hopkinson-Bar (SHB)

Das Prinzip des Split-HOPKINSON-Bars geht auf **BERTRAM HOPKINSON** [73], **R. M. DAVIES** [45] und **HERBERT KOLSKY** [99] zurück. Während **HOPKINSON** und **DAVIES** an der Bestimmung des Druckimpulses und der Wellenausbreitung im Stab interessiert waren, wollte **KOLSKY** die Erkenntnisse über die Lastausbreitung nutzen, um die dynamische Festigkeit von Werkstoffen zu untersuchen. Er teilte den **HOPKINSON**-Bar in zwei Teile und setzte eine Probe zwischen die beiden Stäbe (Abb 3.1). Er benutzte diese Konfiguration zur Charakterisierung von Werkstoffen in Dehnratenbereichen von $10 \cdot 10^2$ 1/s bis etwa $10 \cdot 10^4$ 1/s und beschrieb erstmalig detailliert die zugrunde liegende Methodik und die Berechnungsvorschriften zur Bestimmung von vollständigen Spannungs-Dehnungsbeziehungen. Die von ihm modifizierte Versuchseinrichtung wird bis heute als **KOLSKY**-Bar oder Split-**HOPKINSON**-Bar (SHB) bezeichnet.

Im Regelfall werden quasi-statische Eigenschaften zur Charakterisierung von Werkstoffen in Zug- oder Druckvorrichtungen als Kraft-Weg-Zusammenhänge ermittelt und Kenngrößen wie Festigkeiten, Elastizitätsmodulen, Dehnungen und Energien daraus abgeleitet. Bei höheren Belastungsgeschwindigkeiten kommen diese geregelten Prüfmaschinen allerdings aufgrund ihrer Trägheit und der Geschwindigkeit der geschlossenen Regelkreise an ihre Grenzen.

Ein Impaktereignis mit typischen Dehnraten im Bereich von 100 1/s lässt sich gut mit einem Hammerschlag auf eine feste Struktur vergleichen. Ein gezielter Hammerschlag ist dabei völlig ausreichend um eine massive Betonstruktur zu zerstören. Das Problem dabei besteht allerdings, dass daraus nur wenige Informationen messtechnisch erfassbar sind und eine Werkstoffcharakterisierung nicht möglich ist. Betrachtet man das Hammerschlagereignis als unelastischen Stoß, ließen sich die Geschwindigkeiten des Hammers und der Struktur vor und nach dem Aufprall messtechnisch erfassen und daraus Impulse und Energien ableiten. Unter bestimmten Umständen lassen sich zusätzlich aus Hammerlänge und dessen Werkstoffeigenschaften die Dauer der Einwirkung auf die Struktur bestimmen und daraus eine mittlere Kraft abschätzen. Die Vorgehensweise hierzu ähnelt der einer experimentellen Modalanalyse.

KOLSKY löste das Problem mit Hilfe eines indirekten Stoßes. Er platzierte zwei lange Stäbe direkt vor und nach der Probe und war so in der Lage den zeitlichen Verlauf der eingetragenen Druckwelle in der Mitte der Stäbe messtechnisch zu erfassen (Abb. 3.1). Ein weiterer Unterschied zu konventionellen Prüfmaschinen liegt darin, dass sich die Steifigkeit des Stabsystems nur unwesentlich von der Probe unterscheidet. Entsprechend sensibel wirken sich allerdings auch unterschiedliche Proben auf das Messsystem aus und bedingen die genaue Abstimmung des Gesamtsystems.

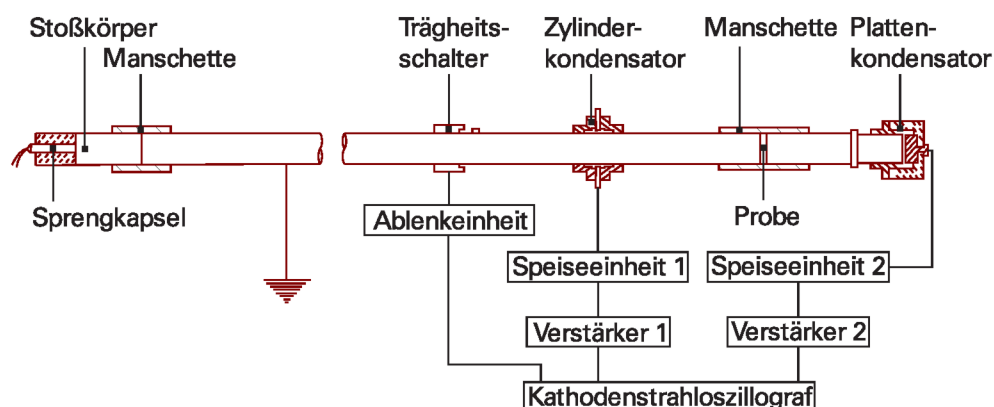


Abb. 3.1: Prinzip des SHB nach **KOLSKY** [99]

Durch Messung der unterschiedlichen Dehnungen und Verschiebungen des Ein- und Ausgangsstabes kann auf das Verhalten in der Probe geschlossen werden. Dieses Prinzip hat sich für die Werkstoffcharakterisierung seither bewährt und ist Basis für die unterschiedlichsten Messmethoden. Unter

anderem entwickelten LINDHOLM und YEAKLEY [111], STAAB und GILAT [163], NICHOLAS [127], HARDING und WELSH [63], OGAWA [132] und SCHULER [157] auf dieser Basis unterschiedliche Konfigurationen zur Durchführung von Zugversuchen.

Abwandlungen des SHB für die Untersuchung von Torsionsbeanspruchungen wurden von DUFFY [48], LEWIS und GOOLDSMITH [107] und NICHOLAS und LAWSON [128] entwickelt. Von CAMPBELL und FERGUSON [32] und KLEPACZKO [96] wurden für die Untersuchung der dynamischen Schubfestigkeiten neue Probekörpergeometrien entworfen und im SHB getestet.

3.1 Generelles Messprinzip

Abbildung 3.2 zeigt den Aufbau des klassischen SHB schematisch in der am häufigsten eingesetzten Druckkonfiguration als Split-Hopkinson-Pressure-Bar (SHPB). Zwischen zwei Stäben ist eine Probe mit gleichem oder geringerem Durchmesser angebracht. Die Dehnungen in den Stäben werden meist mittig durch Dehnmessstreifen (DMS) mit einem schnellen Messsystem erfasst. Ein Impaktor wird beschleunigt und trifft auf das linke Ende des Eingangsstabes. Er erzeugt dadurch eine Druckwelle im Eingangsstab. Diese wird in Form der induzierten Druckdehnung ϵ_i im Eingangsstab messtechnisch erfasst.

Die Druckwelle pflanzt sich in diesem Stab fort. An der Grenzfläche zwischen Eingangsstab und Probe wird ein Teil dieser Welle aufgrund der unterschiedlichen Werkstoffeigenschaften reflektiert und durchläuft erneut den Eingangsstab als Zugwelle entgegen gerichtet. Diese reflektierte Welle wird ebenfalls als ϵ_r im DMS A erfasst.

Ein Anteil der induzierten Welle wird in die Probe übertragen und durchläuft diese bis zur Grenzfläche zwischen Probe und Ausgangsstab. Je nach Länge der eingetragenen Welle, reflektiert ein weiterer Anteil an dieser Grenzfläche mehr oder weniger häufig. Ein Teil verbleibt demnach in der Probe und ein weiterer Teil wird in den Ausgangsstab weitergeleitet. Dieser transmittierte Anteil der Druckwelle wird als ϵ_t am Dehnmessstreifen (DMS B) des Ausgangsstabes erfasst.

Durchläuft die transmittierte Welle den Ausgangsstab vollständig, wird diese ebenfalls am freien Ende des Ausgangsstabes reflektiert und durchläuft den Stab erneut als Zugwelle in umgekehrter Reihenfolge.

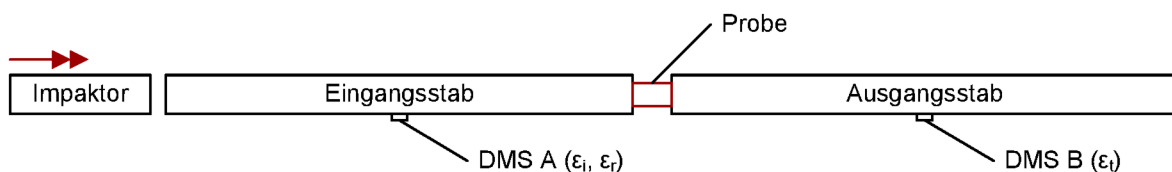


Abb. 3.2: SHB in der klassischen Druckkonfiguration

Abbildung 3.3 beschreibt diesen grundlegenden Zusammenhang anhand des so genannten LAGRANGE-Diagramms für die Wellenfortpflanzung im SHB. Als Basis für die angegebenen Absolutwerte dient der in diesen Untersuchungen verwendeten SHB des OTTO MOHR Labors in Dresden, welcher im Rahmen dieser Arbeit mit konzipiert wurde. Die Stablängen betragen jeweils 3000 mm bei einem Durchmesser von 50 mm. Die Probenlänge beträgt in diesem Beispiel ca. 80 mm. Für Stäbe aus Aluminium ergibt sich bei einer Wellenausbreitungsgeschwindigkeit von ca. 5000 mm/ms eine Durchlaufzeit von 600 μ s bis zur Reflektion im ersten Stab. Die Ausbreitung im Probekörper aus Beton erfolgt mit einer reduzierten Geschwindigkeit von ca. 3600 mm/ms und bewirkt dadurch einige Mehrfachreflektionen im Probekörper.

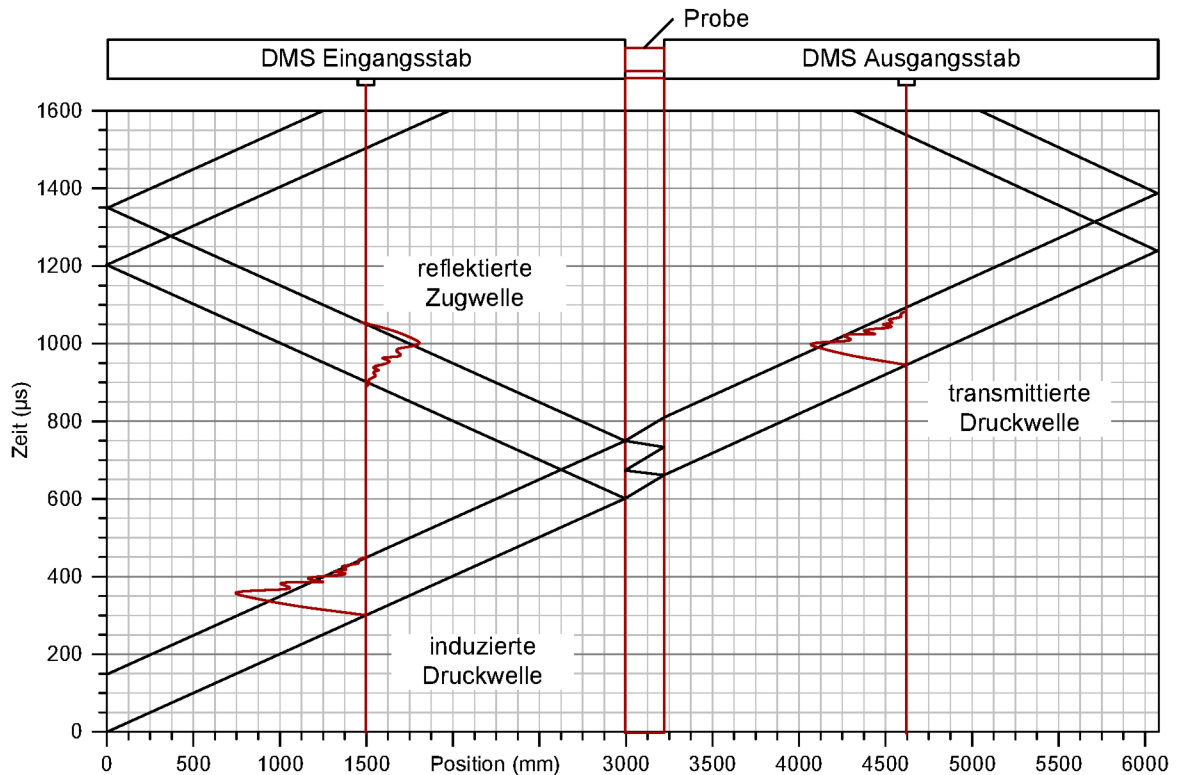


Abb. 3.3: LAGRANGE-Diagramm zur Wellenfortpflanzung im SHB

Die Tatsache, dass die Kompressionswelle am Stabende zu einer Zugwelle reflektiert wird und dass die Zugfestigkeit von Beton deutlich kleiner ist als die Druckfestigkeit ermöglicht es, den SHB auch für Zugversuche zu verwenden. Für diese Variante gibt es wiederum verschiedene Methoden.

Beim indirekten Zugversuch am Split-Hopkinson-Tension-Bar (SHTB) wird der Probekörper zugfest zwischen Ein- und Ausgangsstab angeordnet. Bei diesem Aufbau durchläuft die Druckwelle den Eingangsstab, die Probe und den Ausgangsstab bis zum Ende des Ausgangsstabes, ohne dass die Probe geschädigt wird. Nach der Reflexion am Ende des Ausgangsstabes wird die zurück laufende Zugwelle in die Probe eingeleitet. Die Probe wird dadurch auf Zug beansprucht.

Werkstoffe die keine signifikanten Unterschiede in ihrer Zug- und Druckfestigkeit aufweisen, lassen sich mit dieser Methode nicht untersuchen. Bei ihnen behilft man sich mit einer direkten Zugeinleitung. Ein Teil des Eingangsstab wird dabei auf Zug vorgespannt und schlagartig entlastet. Im Eingangsstab wird direkt eine Zugwelle erzeugt, die sich bis zur Probe fortpflanzt und dort als Zugbeanspruchung wirkt. Die gleiche Beanspruchung kann beispielsweise durch die Verwendung eines Hohlzylinders als Impaktor erzeugt werden.

Ein weitere Möglichkeit ist die Spallationskonfiguration als Split-Hopkinson-Bar-Spallation (SPALL), bei der der Probekörper an das Ende des Eingangsstabes angelegt wird. Der Ausgangsstab ist hierfür nicht nötig. Die induzierte Druckwelle durchläuft bei dieser Methode ebenfalls den Eingangsstab und den Probekörper, wird aber am freien Ende der Probe reflektiert und induziert direkt im Probekörper eine Zugbeanspruchung.

Auf die Methode des Spaltzugversuches als Split-Hopkinson-Bar-Brazilian-Test (SHBT) wird in Abschnitt 5.3 näher eingegangen. Bei dieser Methode wird die Druckkonfiguration des SHB genutzt, um die Spaltzugfestigkeit von Proben als Vergleichsbasis zu ermitteln.

Die unterschiedlichen Methoden bedingen unterschiedliche Randbedingungen und folgen unterschiedlichen physikalischen Voraussetzungen, die vor allem beim Design des SHB für die entsprechende Versuchskonfiguration eine entscheidende Rolle spielen. Die ASM19 [106] definiert hierzu

3 Theoretische Grundlagen zum Split-Hopkinson-Bar (SHB)

beispielsweise in recht allgemeiner Form für einen SHB in Druckkonfiguration folgende Anforderungen:

1. Die Probe muss sich während der Deformation in einem uniaxialen Spannungszustand befinden.
2. Die Probe muss sich gleichmäßig deformieren.
3. Eingangs- und Ausgangsstab werden rein linear elastisch beansprucht.
4. Die Kontaktflächen der Stäbe zur Probe bleiben flach und parallel zur Probe.
5. Die induzierte, transmittierte und reflektierte Welle wird nur minimal durch Dispersion verändert.
6. Die Spannungsverteilung über den Querschnitt von Eingangs- und Ausgangsstab ist uniform.
7. Der Dehnungszustand an der Oberfläche der Stäbe ist repräsentativ für die Dehnungen in den Stäben.
8. Die Belastungswelle bewegt sich als eindimensionale Longitudinalwelle durch den Stab.
9. Das Versagen der Probe wird durch den ersten Wellendurchgang hervorgerufen.
10. Die gemessenen Wellen am DMS des Ein- und Ausgangsstab werden während der ersten Beanspruchung nicht durch reflektierte Wellen überlagert.
11. Die Stäbe müssen frei von Einflüssen durch deren Lagerbedingungen sein.
12. Der Werkstoff der Stäbe sollte dem Werkstoff der Proben in ihrer Impedanz ähneln, um möglichst geringe Störungen an den Kontaktstellen hervorzurufen.

Diese Anforderungen lassen sich für spröde Werkstoffe wie Beton, Keramik oder Glas meist nur schwer realisieren und werden häufig bei den vereinfachten Auswertungsvarianten vernachlässigt. Auf die Auswirkungen solcher Vereinfachungen wird in den jeweiligen Abschnitten 5.2, 5.3 detaillierter eingegangen.

3.2 Grundlagen der Wellenausbreitung in elastischen Körpern

Das Verständnis der Wellenausbreitung im Festkörper ist eine Grundvoraussetzung für die Bewertung hochdynamischer Versuche. Festkörper können im Gegensatz zu Fluiden neben Normalspannungen auch Schubspannungen übertragen, was das Ausbreitungsverhalten grundlegend ändert (vgl. [14]).

Mit mechanischen Wellen wird Energie transportiert. Es findet kein Transport in stofflicher Hinsicht statt. Die Wellen sind durch eine Reihe von Eigenschaften charakterisiert, die mehr oder weniger bei der Bewertung von Experimenten am SHB berücksichtigt werden müssen.

Die **Wellenausbreitung** erfolgt bei konstanter Dichte des Werkstoffes geradlinig. Ändert sich die Dichte oder Temperatur des Werkstoffes, ändert sich auch die Ausbreitungsgeschwindigkeit, bzw. die Phasengeschwindigkeit der jeweiligen Frequenzanteile. Damit kann sich ebenfalls die Ausbreitungsrichtung verändern. Der Zusammenhang zwischen Wellenlänge λ , Frequenz f bzw. der Kreisfrequenz ω und Kreiswellenzahl k zur Ausbreitungsgeschwindigkeit c ist für periodische Wellen wie folgt definiert.

$$c = f \cdot \lambda = \frac{\omega}{k} \quad (3.1)$$

Als **Dispersion** von Wellen wird die Abhängigkeit der Ausbreitungsgeschwindigkeit von der Wellenlänge bezeichnet. Je nach Wellentyp spielt dieser Effekt kaum eine Rolle oder eine stark dominierende Rolle. Dispersion liegt vor, wenn folgendes gilt:

$$c = f \cdot \lambda(f) = \frac{\omega(k)}{k} \neq constant \quad (3.2)$$

Man unterscheidet dabei zusätzlich zwischen normaler Dispersion, bei der die Ausbreitungsgeschwindigkeit abnimmt und anormaler Dispersion, bei der sie zunimmt. Für die Untersuchungen am SHB ist das dispersive Verhalten der Stäbe und der Proben zu berücksichtigen. Je länger die Stäbe sind, desto stärker werden die Wellenformen aufgrund dieses Effektes verändert. Abschnitt 5.1 geht auf darauf mit Bezug auf den SHB und die Möglichkeiten zur Korrektur näher ein.

Reflexion von Wellen tritt an Grenzschichten und Hindernissen auf. Treffen die Wellen schräg auf ein anderes Medium oder eine Grenzschicht, wird die Welle entsprechend des Auftreffwinkels auf diese Grenze zurück geworfen. Die Reflexion von Wellen wird beispielsweise bei Spallationsuntersuchungen am SHB genutzt. Es gilt der Einfallswinkel α ist gleich dem Ausfallswinkel α' .

$$\alpha = \alpha' \quad (3.3)$$

Brechung von Wellen tritt ebenfalls an Grenzschichten auf, wenn ein Teil der Wellen in einen anderen Stoff übergehen. Dabei verändert sich in der Regel die Ausbreitungsrichtung in Abhängigkeit vom Einfallswinkel α und in Abhängigkeit von den Wellenausbreitungsgeschwindigkeiten in beiden Stoffen (c_1, c_2). Wellen werden beispielsweise in inhomogenen Betonproben an den Grenzschichten zwischen Zuschlag und Matrix gebrochen.

$$\frac{\sin \alpha}{\sin \alpha'} = \frac{c_1}{c_2} \quad (3.4)$$

Beugung von Wellen tritt auf, wenn eine Welle auf eine Kante oder einen Spalt trifft und dadurch abgelenkt wird. Das **HUYGENS**sche Prinzip besagt dabei, dass jeder Punkt, der durch eine Welle getroffen wird, auch ein Ausgangspunkt für eine neue Elementarwelle ist, die sich radial ausbreitet. Dadurch besteht die Möglichkeit, dass eine Welle auch um einen Körper herum geleitet werden kann. Beugung tritt in Beton an Zuschlagskörnern auf und verändert somit die Richtung der Wellenausbreitung.

Als **Interferenz** von Wellen wird die Überlagerung von Wellen bezeichnet. Je nach Orientierung der Wellen können sich die Amplituden verstärken oder abschwächen. Interferenz wird im Spallationsversuch bei der Überlagerung der Druckwelle und reflektierte Welle zu einer Zugwelle genutzt.

Eine **Polarisation** von Wellen ist nur bei transversalen Wellen festzustellen. Dabei wird die Schwingung in bestimmten Richtungen unterbunden. Eine Polarisation von Wellen kann im Experiment durch Risse oder sehr schlanke Bauteile auftreten.

Als **Absorption** wird die Schwächung der Amplitude von Wellen bezeichnet, welche beim Übergang von einem Stoff in einen anderen auftritt. Die transportierte Energie verringert sich dadurch und wird an den absorbierenden Stoff übertragen. Die Absorption spielt besonders bei der Prüfung von porösen Stoffen eine Rolle, die in der Regel gute Dämpfungseigenschaften besitzen.

Streuung von Wellen tritt vor allem an kleinen Hindernissen auf. Im Gegensatz zur Beugung sind diese Hindernisse deutlich kleiner als die Wellenlänge. Sie führen daher eher zu einem Aufspalten der Welle in abgeschwächter Form. Der Aspekt der Streuung spielt ebenfalls eine wichtige Rolle bei der Betrachtung von Wellenausbreitungseffekten im inhomogenen Betonkörper mit Störstellen in Form von Zuschlägen und Poren.

Die **Energie** der Wellen wird ohne einen stofflichen Transport weitergeleitet. Sie setzt sich im Wesentlichen aus potentieller E_{pot} und kinetischer Energie E_{kin} zusammen und wird ständig zwischen diesen gewandelt. Die Energie E der harmonischen Welle bestimmt sich aus der momentan in Schwingung versetzten Masse m , der Amplitude A und der Frequenz f nach folgenden Gleichungen.

$$E = \frac{1}{2} \rho \cdot A \cdot v \cdot t \cdot \omega^2 \cdot y_{max}^2 \quad (3.5)$$

Mit der Dichte ρ , der Kreisfrequenz ω , der Amplitude y_{max} , der Querschnittsfläche A , der Ausbreitungsgeschwindigkeit c und der Zeit t , bzw. unter Berücksichtigung des momentan schwingenden

3 Theoretische Grundlagen zum Split-Hopkinson-Bar (SHB)

Volumens V nach

$$E = \frac{1}{2} \rho \cdot V \cdot \omega^2 \cdot y_{max}^2 \quad (3.6)$$

3.2.1 Wellen in Fluiden

Die allgemeine dreidimensionale Wellengleichung für Fluide lautet:

$$\Delta p = \frac{1}{c^2} \frac{\partial^2 p}{\partial t^2} \quad (3.7)$$

mit Δ als Laplace-Operator, p dem Druck, t der Zeit und c der Schallgeschwindigkeit. Die Schallgeschwindigkeit c ergibt sich aus Gleichung 3.1

Aufgrund der Kompressibilität von Gasen können sich darin nur Druck- und Dichtewellen in Richtung der Wellenausbreitung (longitudinal) bewegen. Die Schallgeschwindigkeit ergibt sich mit der Einführung von K als Kompressionsmodul wie folgt.

$$c_F = \sqrt{\frac{K}{\rho}} \quad (3.8)$$

3.2.2 Wellen im Festkörper

Im Gegensatz dazu lassen sich für Festkörper zwei wesentliche Wellenformen unterscheiden, die sich unabhängig voneinander ausbreiten. Die Ausbreitung parallel zur Schwingrichtung wird als Primär-, P- oder Longitudinalwelle bezeichnet. Verläuft die Schwingung senkrecht dazu, werden diese Wellen als Transversal-, Quer-, Schub-, Sekundär-, S- oder Scherwellen bezeichnet. Unter der Voraussetzung einer verlustfreien elastischen Wellenausbreitung lassen sich die Geschwindigkeiten hierzu ausgehend von den NAVIER-STOKES-Gleichungen 3.9 wie folgt entwickeln.

$$\rho \frac{\partial^2 \mathbf{u}}{\partial t^2} = \nu \nabla^2 \mathbf{u} + (\lambda + \nu) \nabla(\nabla \cdot \mathbf{u}) \quad (3.9)$$

Die orts- und zeitabhängige Auslenkung beschreibt $\mathbf{u}(\mathbf{x}, t)$, die Poissonzahl ν , die erste LAMÉ-Konstante λ und ∇ den NABLA-Operator angewandt auf das Vektorfeld \mathbf{u} . Dieses kann in einen divergenz- und rotationsfreien Anteil aufgespalten werden:

$$\mathbf{u} = \mathbf{u}_L + \mathbf{u}_T \quad (3.10)$$

für den rotationsfreien Teil gilt:

$$\nabla \times \mathbf{u}_L = 0 \quad (3.11)$$

$$\nabla \times (\nabla \times \mathbf{u}_L) = \nabla(\nabla \cdot \mathbf{u}_L) - \nabla^2 \mathbf{u}_L = 0. \quad (3.12)$$

Für den divergenzfreien Teil gilt analog:

$$\nabla \cdot \mathbf{u}_T = 0 \quad (3.13)$$

$$\nabla(\nabla \cdot \mathbf{u}_T) = 0. \quad (3.14)$$

Die Wellengleichungen ergeben sich somit getrennt für longitudinale

$$0 = \left(\rho \frac{\partial^2}{\partial t^2} - (\lambda + 2\nu) \nabla^2 \right) \mathbf{u}_L \quad (3.15)$$

und für die transversale Ausbreitung nach:

$$0 = \left(\rho \frac{\partial^2}{\partial t^2} - \nu \nabla^2 \right) \mathbf{u}_T \quad (3.16)$$

Die Geschwindigkeiten für die longitudinale Ausbreitung der harmonischen Welle ergeben sich aus

$$c_L = \sqrt{\frac{\lambda + 2\nu}{\rho}} \quad (3.17)$$

und für die immer geringere Geschwindigkeit der transversalen Ausbreitung nach:

$$c_T = \sqrt{\frac{\nu}{\rho}} \quad (3.18)$$

Mit der Einführung des Elastizitätsmodul E und der Poissonzahl ν ergeben sich die dreiaxialen Wellenausbreitungsgeschwindigkeiten nach

$$c_{L3D} = \sqrt{\frac{E(1-\nu)}{\rho(1-\nu-2\nu^2)}} \quad (3.19)$$

und

$$c_{T3D} = \sqrt{\frac{E}{2\rho(1+\nu)}} = \sqrt{\frac{G}{\rho}} \quad (3.20)$$

mit dem Schubmodul G unter der isotropen Bedingung $G = \frac{E}{2(1+\nu)}$.

Im Sonderfall der dünnen Platte breiten sich Wellen anders aus. Den Effekt kann man sich leicht als eine Art Einschnürung der Welle vorstellen. Die daraus resultierenden **LAMP**-Wellen sind eine Kombination aus Schwingungen in Ausbreitungsrichtung (longitudinal), als auch senkrecht (transversal) dazu [105]. Sie sind gemischte Druck- und Scherwellen und treten meist in zweidimensionalen dünnen Körpern auf. In Abhängigkeit von der Wellenlänge treten bei **LAMP**-Wellen unterschiedliche Schwingungsmoden auf. Wenn die Wellenlänge wesentlich kleiner als die Dicke der Platte ist, entspricht die **LAMP**-Welle der Überlagerung zweier **RAYLEIGH**-Wellen. Sie ist ebenfalls wie die **RAYLEIGH** Welle stark dispersiv.

Für die Annahme des Sonderfalles einer eindimensionalen Ausbreitung, beispielsweise in einem dünnen Stab, dessen Durchmesser deutlich kleiner ist als die Wellenlänge der Körperschallwelle, wird der Einfluss der Querkontraktion meist vernachlässigt. Aus der Poissonzahl $\nu = 0$ und den Gleichungen 3.19 und 3.20 reduzieren diese sich zu:

$$c_{L1D} = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (3.21)$$

bzw. für die Transversalwelle zu:

$$c_{T1D} = \sqrt{\frac{E}{2\rho}} \quad (3.22)$$

Diese vereinfachte Annahme ist der Standard für die Betrachtungen am SHB und in vielen Fällen die Ursache für eine falsche Interpretation des Einflusses der Querdehnung auf die Wellenform als Dispersion. Es zeigte sich zum Beispiel in den numerischen Betrachtungen zur Anlage, dass die

3 Theoretische Grundlagen zum Split-Hopkinson-Bar (SHB)

Annahme einer zweidimensionalen axialsymmetrischen Wellenausbreitung der Form:

$$c_{L2D} = \sqrt{\frac{E}{\rho(1-\nu^2)}} \quad (3.23)$$

eine deutlich bessere Übereinstimmung für die Zustände in den Stäben liefert.

3.2.3 Wellen an der Oberfläche von massiven Festkörpern

Longitudinal- und Transversalwellen sind Wellen die sich im Inneren von Festkörpern als Raumwellen ausbreiten. Treffen diese auf die Oberfläche des Körpers, werden diese reflektiert und gebrochen und verursachen Oberflächenwellen. Diese sind vor allem aus messtechnischer Sicht von großer Bedeutung, da in der Regel nur Oberflächenwellen direkt erfassbar sind. Die durch Oberflächenwellen verursachte Verschiebung ist zudem deutlich größer als die, die durch Raumwellen im Inneren des Körpers erzeugt werden. Die Amplitude Ihrer Energie nimmt mit $2\pi R$ gegenüber der einer Raumwelle mit $2\pi R^2$ deutlich weniger ab. Sie sind deutlich langsamer als Raumwellen und stark dispersiv. Das heißt auch, dass ihre Fortpflanzungsgeschwindigkeit stark von der Wellenlänge abhängt. Im Wesentlichen werden an der Oberfläche zwei Wellentypen unterschieden.

RAYLEIGH-Wellen schwingen retrograd elliptisch, das heißt sowohl senkrecht zur Oberfläche als auch parallel zur Richtung der Wellenausbreitung. Sie bilden eine Art Rotation in Oberflächennähe. Die Geschwindigkeit von **RAYLEIGH**-Wellen liegt etwas unter der Geschwindigkeit von Transversalwellen. Für linear elastische Werkstoffe kann sie nach **FREUND** [56] wie folgt abgeschätzt werden:

$$c_R = c_S \frac{0.862 + 1.14\nu}{1 + \nu}. \quad (3.24)$$

LOVE-Wellen breiten sich transversal zur Oberfläche rechtwinklig zur Ausbreitungsrichtung aus. Sie verursachen eine Art Scherung der oberflächennahen Bereiche. Ihre Ausbreitungsgeschwindigkeit ist schneller als die der **RAYLEIGH**-Wellen, allerdings geringer als die der Transversalwellen.

3.2.4 Wellen an den Grenzschichten von Festkörpern

Weitere Spezialfälle sind Wellen an den Grenzschichten von Festkörpern und anderen Medien. Die **SCHOLTE**-Wellen sind Wellen, welche sich an der Grenzschicht zwischen Fluiden und elastischen Festkörpern ausbreiten. Ein Beispiel hierfür ist Wasser und Sand. Sie entstehen aufgrund der fehlenden transversalen Ausbreitung von Wellen in Fluiden und koppeln entsprechend in den Festkörper zurück.

Die **STONLEY**-Wellen basieren auf einem ähnlichen Phänomen und entwickeln sich in der Grenzschicht zwischen elastischen Festkörpern. Sie können beispielsweise bei der Interaktion von Eingangsstab und Probe vorkommen und breiten sich in diesem Fall lateral aus.

Die **RAYLEIGH**-Wellen sind in diesem Zusammenhang Spezialfälle für die Grenzschicht zwischen Festkörper und einem idealen Vakuum.

3.3 Sonderfall der eindimensionalen Wellenausbreitung im SHB

Eine wesentliche Grundannahme der Methodik am SHB bildet die Hypothese der reinen eindimensionalen Wellenausbreitung in den Stäben und in der Probe. Das heißt, dass Effekte aus der Querdehnung des Werkstoffes und mehraxiale Spannungszustände bei der Auswertung ausgeschlossen werden. Diese Grundannahme führt allerdings auch zu wesentlichen Problemen bei der Bewertung der Versuche nach den üblichen Standardmethoden. Die Grundgleichungen für den langen Stab

entwickeln sich unter dieser Annahme nachfolgend. (vgl. [62], [101], [67], [157]). Abbildung 3.4 beschreibt hierzu das dynamische Kräftegleichgewicht in einem infinitesimal kleinen Ausschnitt am Stabelement. Der Unterschied zwischen der einwirkenden Kraft auf der linken und der rechten Seite ergibt sich allein aus der Massenträgheit des Elementes.

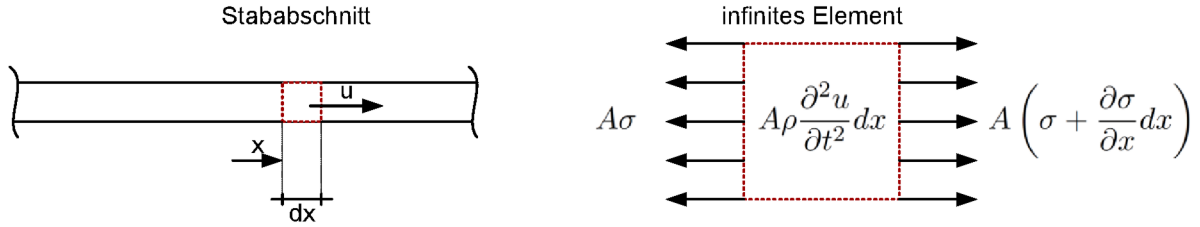


Abb. 3.4: Verhältnisse am Stabelement in Anlehnung an SCHULER [157]

Gleichung 3.25 gibt die dazugehörige allgemeine Bewegungsgleichung mit A als Querschnittsfläche, ρ als Dichte, $\sigma(x,t)$ als zeit- und ortsabhängige Normalspannung, $u(x,t)$ als Verschiebungen, sowie t und x als Zeit- und Ortskoordinate an.

$$A\rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} dx = A \left(\sigma + \frac{\partial \sigma}{\partial x} dx \right) - A\sigma \quad (3.25)$$

Der Stabquerschnitt ist in der Regel konstant und Gleichung 3.25 vereinfacht sich durch Reduktion zu:

$$\frac{\partial \sigma}{\partial x} = \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \quad (3.26)$$

Unter Annahme eines rein elastischen Werkstoffverhaltens gilt für den eindimensionalen Fall mit E als Elastizitätsmodul:

$$\sigma = E \frac{\partial u}{\partial x} \quad (3.27)$$

Die Schallwellenausbreitungsgeschwindigkeit der Longitudinalwelle ist im langen Stab nach Gleichung 3.21 definiert und durch Einsetzen in Gleichung 3.26 ergibt sich:

$$\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = c_L^2 \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \quad (3.28)$$

Die allgemeine Lösung hierfür ergibt die vereinfachte Wellengleichung für den langen Stab mit:

$$u(x,t) = f(x - c_L t) + g(x + c_L t) \quad (3.29)$$

Durch Differenzieren nach der Zeit erhält man die Partikelgeschwindigkeit v für einen dieser Wellenzüge.

$$v = \frac{\partial u}{\partial t} = -c_L f'(x - c_L t) \quad (3.30)$$

Durch Differenzieren nach dem Ort erhält man die Dehnung ε .

$$\varepsilon = \frac{\partial u}{\partial x} = f'(x - c_L t) \quad (3.31)$$

3 Theoretische Grundlagen zum Split-Hopkinson-Bar (SHB)

Die Partikelgeschwindigkeit und die Dehnung sind dabei linear voneinander abhängig, wodurch sich folgender Zusammenhang ergibt:

$$\varepsilon = -\frac{v}{c_L} \quad (3.32)$$

Die Spannung im Stab ergibt sich mit Hilfe der longitudinalen Wellengeschwindigkeit c_L , der Dichte ρ und der Partikelgeschwindigkeit v und Anwendung von Gleichung 3.22 wie folgt.

$$\sigma = -c_L \cdot v \cdot \rho \quad (3.33)$$

3.4 Bewertung eines Standardversuches am SHB

3.4.1 Verhältnisse am Impaktor

In der Regel erfolgt die Anregung am SHB durch den Beschuss des Eingangsstabes mit einem geeigneten Impaktor. Beim Auftreffen des Impaktors zum Zeitpunkt t_1 wird in Teilen des Eingangsstabes und des Impaktors eine Druckwelle induziert (vgl. Abbildung 3.5). Die Druckwelle durchläuft beide Körper in entgegengesetzter Richtung. Aufgrund der geringeren Länge des Impaktors reflektiert die Druckwelle am linken Ende frühzeitig (t_2) zu einer Zugwelle und läuft in entgegengesetzter Richtung zurück. Beim erneuten Erreichen des Impaktorendes zur rechten Seite löst sich der Impaktor vom Eingangsstab, währenddessen sich die Welle im Eingangsstab weiter fortpflanzt.

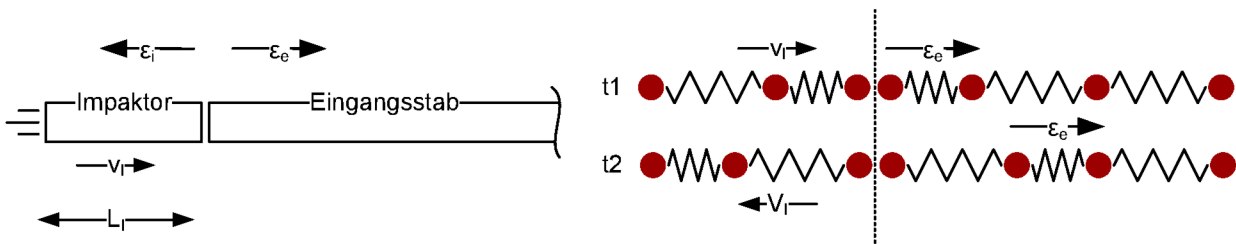


Abb. 3.5: Verhältnisse beim Impaktoraufprall mit Federersatzmodell

Die Belastungsdauer oder auch Stoßzeit T ergibt sich aus der Länge L_I des Impaktors und dessen Wellenausbreitungsgeschwindigkeit c_L nach:

$$T = \frac{2 \cdot L_I}{c_L} \quad (3.34)$$

In der Regel besitzt der Impaktor die gleichen Werkstoffeigenschaften und den gleichen Querschnitt wie der Eingangsstab. Unter diesen Bedingungen ist die in den Eingangsstab eingetragene Welle doppelt so lang wie der Impaktor. Unter dieser Voraussetzung hängt die Amplitude der Spannungs- σ_I bzw. Dehnungswelle ε_I theoretisch nur von der Geschwindigkeit v_I des Impaktors und der Dichte ρ_I ab.

$$\sigma_I = \frac{1}{2} \cdot \rho_I \cdot c_L \cdot v_I \quad (3.35)$$

Gleichung 3.35 stellt auf den ersten Blick einen gewissen Widerspruch zu Gleichung 3.33 dar. Betrachtet man allerdings Abbildung 3.5 näher, erkennt man, dass sich beim elastisch betrachteten Stoß die resultierenden Partikelgeschwindigkeiten aufgrund der elastischen Reaktion auf beiden Seiten gegenüber der Impaktorgeschwindigkeit reduzieren. Aus der Impulsbilanz ergibt sich der Faktor 1/2 (vgl. KÜHN [91]).

Die Dehnungen ergeben sich analog nach:

$$\varepsilon_I = \frac{1}{2} \cdot \frac{v_I}{c_L} \quad (3.36)$$

Für den Fall unterschiedlicher Werkstoffe resultieren abweichende Wellenformen. In der Regel wird dies genutzt um die Eingangswelle in ihrer Beschaffenheit zu modellieren. Hierbei spielt die Impedanz zwischen Impaktor und Eingangsstab eine wichtige Rolle. Je größer der Unterschied ist, desto stärker reflektiert die Eingangswelle. Die Impedanz Z ist durch die jeweiligen Dichten ρ und Schallgeschwindigkeiten c_L definiert.

$$Z = \rho \cdot c_L \quad (3.37)$$

Ist die **Impedanz** des Impaktors höher als die des Stabes, erfährt die eingetragene Belastungswelle aufgrund des unvollständigen Impulseintrages in der ersten Welle eine lange Entlastungsperiode und eine schrittweise abfallende Beanspruchung. Jede zusätzliche Reflektion im Impaktor verursacht eine zusätzliche Druckwelle in abgeschwächter Form. Der dadurch transmittierte Anteil lässt sich mit V_I als Impaktorvolumen wie folgt bestimmen (vgl. [100]).

$$\sigma_{2n} = \frac{Z_I \cdot Z_S}{Z_I + Z_S} \cdot \left(\frac{Z_I - Z_S}{Z_I + Z_S} \right)^{n-1} \cdot V_I \quad (3.38)$$

Ein ähnlicher Effekt lässt sich mit unterschiedlichen Querschnitten erzielen.

3.4.2 Methoden der Impulsmodulation Pulsshaping

Die Form der Eingangsimpulse spielt bei SHB Versuchen eine entscheidende Rolle. Um in Druckversuchen ein Gleichgewicht zu erreichen, werden hierfür in der Regel lange Wellen mit konstanten Plateau auf einem gewissen Spannungslevel benötigt. Eine geringere Wellenanstiegsgeschwindigkeit ermöglicht dies in der Regel und reduziert den Einfluss höherer Frequenzanteile und die damit verbundenen scheinbaren Dispersionseffekte. Mit der Reduzierung des Wellenanstieges reduziert sich die erreichbare Dehnrates. Die reduzierte Belastungsgeschwindigkeit führt wiederum zur Reduktion der lateralen und transversalen Beschleunigung in der Probe.

Eine generelle Lösung für den Entwurf von Pulsshapern gibt es nicht. Eine Modifikation der Eingangswelle lässt sich aber im Wesentlichen auf drei verschiedene Arten realisieren.

1. Pulsshaper im klassischen Sinne sind dünne Scheiben zwischen Impaktor und Eingangsstab, die in der Regel aus einem Werkstoff geringerer Festigkeit oder mit unterschiedlichem elastischen Verhalten bestehen. Werkstoffe wie Kupfer, Messing etc. zeigen gegenüber Stählen nur eine geringe plastische Verfestigung und sind daher ideal zur Begrenzung der Amplitude auf ein gewisses Spannungslevel. Polymere mit geringen Elastizitätsmodulen bewirken stattdessen eine deutliche Verlängerung des Impulses.
2. Durch die Modifikation der Steifigkeitsverteilung im Impaktor lässt sich die Eingangswelle ebenfalls beeinflussen. In der Regel werden die Impaktoren mit konischen Bohrungen versehen und an eine bestimmte Probe eines bestimmten Werkstoffes angepasst. Diese Methode ermöglicht höhere Dehnrates, da sie nur mit geringen Änderungen an den Wellenanstiegszeiten verbunden ist.
3. Die Reihenschaltung mehrerer Proben ist eine weitere, wenn auch selten benutzte Methode der Impulsmodulation. Eine zweite Probe wird mit dem transmittierten Impuls einer ersten Probe beansprucht. Das transmittierte Signal dieser Probe ist ein idealer Belastungsimpuls der zweiten Probe. Hierfür werden allerdings weitere Eingangsstäbe und entsprechende Gesamtlängen benötigt, weshalb diese Methode kaum Verwendung findet.

Die Validierung der Anlage und die Wirkungsweise der verwendeten Pulsshaper wird in Abschnitt 5.1 näher erläutert.

3.4.3 Berücksichtigung der Wellendispersion am SHB

Die Wellenausbreitung in zylindrischen Koordinaten ist ausführlich von **POCHHAMMER** [140] diskutiert worden. Höherfrequente Anteile einer Welle breiten sich langsamer aus als Anteile niedrigerer Frequenz. Dies führt zu einer Verschiebung der Frequenzanteile in einem Wellenzug und zur Veränderung der eigentlichen Wellenform. Die Ursache der Dispersion am SHB wird häufig mit dem Querdehnungseinfluss auf den Stab begründet, welche allerdings einen rein geometrischen Effekt zur Ursache hat. Sie ist allerdings nicht mit der Dispersion auf Werkstoffebene vergleichbar und wird daher korrekter als geometrische Dispersion bezeichnet. Beide Varianten beschreiben allerdings eine Abhängigkeit der Ausbreitungsgeschwindigkeit von der Wellenlänge. Die nach ihnen benannten **POCHHAMMER-CHREE** Gleichungen zur Darstellung des Frequenzeinflusses der dispersen Ausbreitungsgeschwindigkeit c_p haben nach **RIGBY** [154] die Form:

$$0 = (x - 1)^2 \Phi(hr) - (\beta x - 1)(x - \Phi(kr)) \quad (3.39)$$

mit den Koeffizienten:

$$x = (c_p/c_o)^2(1 + \nu) \quad (3.40)$$

$$\Phi(y) = yJ_0(y)/J_1(y) \quad (3.41)$$

$$\beta = (1 - 2\nu)(1 - \nu) \quad (3.42)$$

$$h = \gamma\sqrt{(\beta x - 1)} \quad (3.43)$$

$$k = \gamma\sqrt{(2x - 1)} \quad (3.44)$$

$$(3.45)$$

und den Stabradius r , der ungestörten Ausbreitungsgeschwindigkeit c_o , der Wellenlänge λ , der Querdehnungszahl ν , der Besselfunktion 1. Ordnung $J_n(y)$ und mit $\gamma = 2\pi/\lambda$ als Wellenzahl. Die Lösung der Gleichung ist in **RIGBY** ([154]) ausführlich beschrieben. **BANCROFT** [22] stellte bereits 1941 die Ergebnisse für unterschiedlicher Querdehnungszahlen tabellarisch und grafisch zusammen (vgl. Abb. 3.6). Sie sind die Basis der rein analytischen Dispersionskorrektur unterschiedlicher Autoren. Eine verbesserte Methode lieferte bereits ein Jahr später **HUDSON** [76]. Eine interessante multimodale Betrachtung der **POCHHAMMER-CHREE** Wellenausbreitung und eine exakte Lösung für diesen ersten Mode lieferte 2018 **KUZNETSOV** [166]. Allerdings gehen diese Betrachtungen im Rahmen dieser Arbeit zu weit.

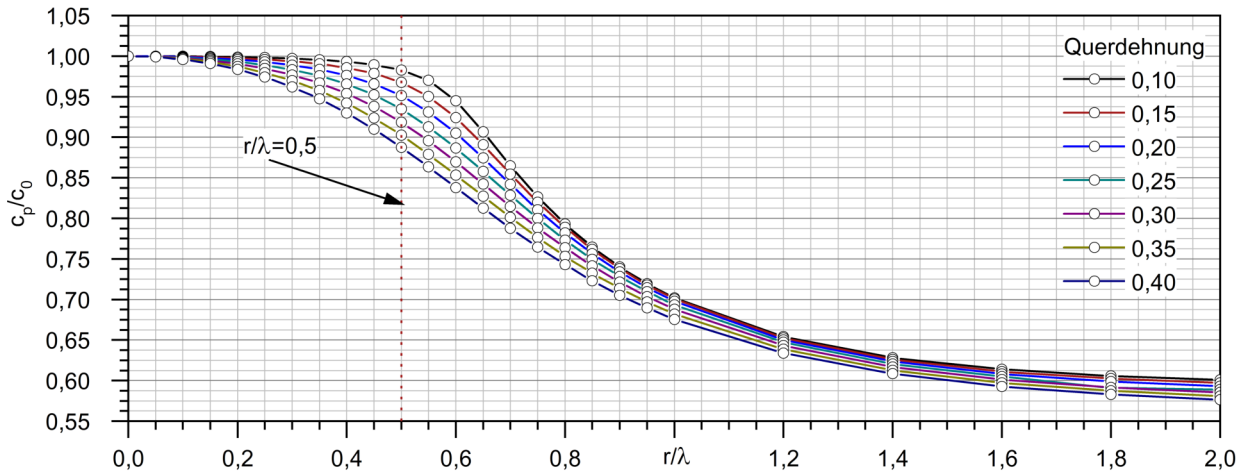


Abb. 3.6: Relative Wellenausbreitungsgeschwindigkeiten c_p/c_0 für verschiedene Querdehnungszahlen und Durchmesser-Längenverhältnisse r/λ nach BANCROFT [22]

Im idealen Zustand erzeugt der Impaktor einen rechteckigen Impuls mit einer Länge nach Gl. 3.34 und einer Amplitude nach Gl. 3.35 bzw. Gl. 3.36. Ein solcher idealer Impuls setzt sich aus einer Vielzahl harmonischer Einzelfrequenzen zusammen. Diese können mit Hilfe der schnellen **FOURIER** Transformation im Frequenzbereich zerlegt und entsprechend der Zusammenhänge nach BANCROFT korrigiert werden. Die hierfür zugrunde liegenden Theorien unterscheiden sich nicht wirklich zwischen den Autoren und basieren im Wesentlichen auf den Veröffentlichungen von FOLLANSBEE und FRANZ [55]. Diese führen die Korrektur letztlich auf eine Phasenverschiebung im Frequenzbereich zurück. Obgleich die **POCHHAMMER-CHREE** Gleichungen auch höhermodale Anteile erfassen beschränken sich die meisten Autoren auch hierbei auf den ersten Mode.

Die Korrektur besteht aus folgenden wesentlichen Punkten:

1. Transformation des Dehnungsimpulses in den Frequenzbereich. Hierfür wird üblicherweise die Fast-**FOURIER**-Transformation (FFT) eingesetzt
2. Ermittlung der spektralen Phasenwinkel Φ
3. Bestimmung der spektralen Phasenverschiebung $\acute{\Phi}$
4. Korrektur des spektralen Phasenwinkels $\Phi_{corr} = \Phi + \acute{\Phi}$
5. Rücktransformation des korrigierten Signales in den Zeitbereich (IFFT)

Die Fast-**FOURIER**-Transformation für eine beliebige Funktion $f(t)$ wird wie folgt dargestellt:

$$f(t) = \frac{A_0}{2} + \sum_{n=1}^{\infty} D_n \cos(n\omega_0 t - \Phi) \quad (3.46)$$

und beinhaltet die Fourier Konstanten A_0 und D_n .

Die Verschiebung des Phasenwinkels Φ ergibt sich nach:

$$\acute{\Phi} = \frac{n\omega_0 \Delta z}{c_0} \left(\frac{c_0}{c_n} - 1 \right) \quad (3.47)$$

mit der Wellengeschwindigkeit c_n der jeweiligen spektralen Komponente $\omega_0 n$.

Die Korrektur der Phasenwinkel erfolgt letztlich nach:

$$\Phi_{corr} = \Phi + \acute{\Phi} = \Phi + \frac{n\omega_0 \Delta z}{c_0} \left(\frac{c_0}{c_n} - 1 \right) \quad (3.48)$$

mit Φ als Phasenwinkel an der Ausgangsposition z_0 und Φ_{corr} als Phasenwinkel an der resultierenden Position $z_0 + \Delta z$. Der Zusammenhang zwischen Wellenlänge und Phasengeschwindigkeit ergibt sich aus **BANCROFT** [22].

Da diesen Untersuchungen rein theoretische Annahmen zugrunde liegen und somit die damit verbundenen Fehler nicht näher abgeschätzt werden können, wird in dieser Arbeit eine experimentelle Dispersionskorrektur anhand von Kalibriermessungen favorisiert und durchgeführt. Ein weiterer Grund dafür ist, dass diese rein theoretische Korrektur nur für geringe dispersive Störungen validiert werden konnte. Systeme mit hohen dispersiven Anteilen sind hiermit nicht mehr akkurat genug zu beschreiben. Die in dieser Arbeit verwendete empirische Methode für die messtechnische Korrektur wird in Abschnitt 5.1 näher erläutert.

3.4.4 Berücksichtigung der Reibung an den Grenzflächen

Eine der Wesentlichen Annahmen beim SHB-Versuch ist die Validität des einaxialen Spannungszustandes in der Probe. Dieser kann in der Realität jedoch nicht erreicht werden. Es liegt bereits aufgrund der lateralen Expansion der Probe bei Belastung ein mehraxialer Zustand vor. Unterscheiden sich die Querdehnungseigenschaften zwischen Eingangsstab und Probe, wirken radiale Kräfte zwischen diesen beiden Partnern und bewirken aufgrund der Reibung zwischen diesen eine radiale Expansion bzw. eine Behinderung der lateralen Aufweitung am Probeneingang. Eine Zunahme der Reibungskoeffizienten bewirkt eine Zunahme der Spannungstriaxialität und reduziert somit die scheinbar gemessene Spannung in der Probe. Gleiches gilt bei einer Zunahme der Querdehnungszahlen des Probenwerkstoffes. Je kürzer die Probenlänge gewählt wird, desto größer wird der Einfluss der Reibung. In ähnlicher Weise trifft dies auch auf dünnere Proben zu, wobei u.a. **SAFA** [88] Korrekturmethode hierfür vorstellt, die zugleich die damit verbundene Stauchung der Stabenden berücksichtigt.

BURGDORF entwickelte bereits 1966 eine Theorie zur Bestimmung von Reibungsparametern im Ringstauchversuch und fand heraus, dass für Proben ohne Schmierung der Reibungskoeffizient für den statischen und dynamischen Fall gleich ist. Bei Proben mit Schmierung stellen sich die Verhältnisse deutlich komplexer dar und dynamische Effekte durch das viskose Verhalten sind zu erwarten.

KLEPACZKO und **MALINOWSKI** [86] entwickelten 1977 das als **KLEPACZKO-MALINOWSKI** bekannte Modell der Reibungskorrektur für den SHB mit der korrigierten Spannung σ_{corr} aus der messtechnisch ermittelten Spannung σ_m und dem Reibungsanteils σ_f wie folgt:

$$\sigma_{corr} = \sigma_m - \sigma_f \quad (3.49)$$

Sie entwickelten auf Basis experimenteller Beobachtungen in statischen Versuchen mit unterschiedlichen Probengeometrien und unter der Randbedingung einer konstanten Dehngeschwindigkeit $\dot{\epsilon} = const$, einer Dehnbeschleunigung von $\ddot{\epsilon} = 0$ und der Probengeometrie $S_0 = L_0/D_0$ den Zusammenhang:

$$\sigma_{corr} = \sigma_m \cdot \left(1 - \frac{v \cdot D_0}{3L_0}\right) = \sigma_m \cdot \left(1 - \frac{v}{3S_0}\right) \quad (3.50)$$

Bei bekannten geometrischen Verhältnissen reduziert sich somit die Korrektur auf die Bestimmung des Reibwertes aus unterschiedlichen Probenabmessungen im statischen Versuch. Abschnitt 4.3.3.5 enthält hierzu die experimentellen Kennwerte der durchgeführten statischen Druckversuche unterschiedlicher Probenlängen. Abschnitt 6.2 beinhaltet die klassisch ermittelten Reibungskennwerte aller betrachteten Werkstoffpaarungen.

In der vorliegenden Arbeit wurde ausnahmslos ohne Schmierung gearbeitet, da die durch eine Schmierung zusätzlich auftretenden Effekte nicht abschätzbar sind und im Rahmen einer mesoskopischen Simulation die Reibungsverhältnisse somit deutlich realistischer abgebildet werden können (vgl. Abschnitt 4.3.3.5).

3.4.5 Verhältnisse im Bereich der Probe

Die Druckwelle durchläuft den Eingangstab. Ein Teil wird in die Probe transmittiert, ein Teil an der Grenzschicht reflektiert und als Zugwelle zurück geworfen (vgl. Abb. 3.3). Die verursachten Dehnungen der Eingangswelle ε_e und der reflektierten Welle ε_r werden dabei am DMS-1 erfasst und mit hoher Frequenz aufgezeichnet.

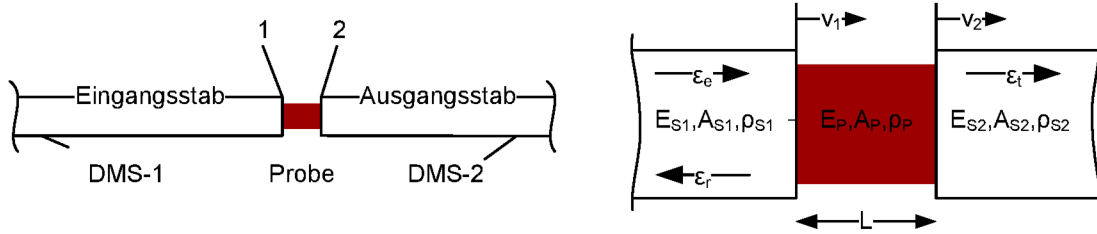


Abb. 3.7: Verhältnisse im Bereich der Probe zwischen Eingangs- und Ausgangstab

Unter der Voraussetzung einer dispersionsfreien Wellenausbreitung repräsentiert dieser Dehnungszustand den zeitversetzten Zustand am rechten Ende des Stabes am Kontakt zur Probe. Unter der Voraussetzung einer eindimensionalen Wellenausbreitung ergeben sich nach Gleichung 3.33 die Geschwindigkeiten am Eingang (Punkt 1) und Ausgang (Punkt 2) der Probe wie folgt:

$$v_1 = c_L(\varepsilon_e - \varepsilon_r) \quad (3.51)$$

$$v_2 = c_L \varepsilon_t \quad (3.52)$$

Die Indizes e , r , t kennzeichnen darin die Verhältnisse als Eingangswelle, reflektierte Welle bzw. transmittierte Welle. Die Kontaktfläche zur Probe ist jeweils mit 1 bzw. 2 gekennzeichnet.

Die jeweiligen Verschiebungen an den Kontaktstellen ergeben sich aus der Integration von Gl. 3.51 bzw. Gl. 3.52 über der Zeit t :

$$u_1 = \int_0^t v_1 dt = c_L \int_0^t (\varepsilon_e - \varepsilon_r) dt \quad (3.53)$$

$$u_2 = \int_0^t v_2 dt = c_L \int_0^t \varepsilon_t dt \quad (3.54)$$

Die Beschleunigungen an den Probenenden resultieren aus der Differenzierung von Gl. 3.51 bzw. Gl. 3.52 nach der Zeit t :

$$a_1 = \dot{v}_1 = \frac{\Delta v_1}{\Delta t} \quad (3.55)$$

$$a_2 = \dot{v}_2 = \frac{\Delta v_2}{\Delta t} \quad (3.56)$$

3 Theoretische Grundlagen zum Split-Hopkinson-Bar (SHB)

Die mittlere Dehnrade ergibt sich in der Probe nach:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{v_1 - v_2}{L} = \frac{c_L}{L} \cdot (\varepsilon_e - \varepsilon_r - \varepsilon_t) \quad (3.57)$$

Durch den Bezug der Längenänderung auf die Probelänge L im Ausgangszustand erhält man in dieser Gleichung die Ingenieurdehnung unter der Annahme eines homogenen Dehnungszustandes in der Probe. Sie unterscheidet sich deutlich von der wahren Dehnung, welche aus dem momentanen Dehnungszustand inkrementell wie folgt abgeleitet wird:

$$\varepsilon_w = \int_{l_0}^{l_i} dl/l = \ln(1 + \varepsilon) \quad (3.58)$$

Diese Vereinfachungen zur Betrachtung der Dehnung und des homogenen Dehnungszustandes kann bereits an dieser Stelle zu scheinbar geschwindigkeitsabhängigen Effekten führen. Neben dieser Annahme beinhaltet Gl. 3.57 eine grobe Mittlung der Dehnung und die Vernachlässigung eines gewissen Zeitversatzes zwischen den Beanspruchungen.

Die Dehnungen ergeben sich in ähnlicher Weise durch Integration der Dehnrade bzw. aus den drei Dehnungen der Stäbe wie folgt:

$$\varepsilon = \int_0^t \dot{\varepsilon} dt = \frac{c_L}{L} \int_0^t (\varepsilon_e - \varepsilon_r - \varepsilon_t) dt \quad (3.59)$$

Die mittlere Dehnbeschleunigung ergibt sich durch Differenzieren der Dehnrade $\dot{\varepsilon}$ nach der Zeit.

$$\ddot{\varepsilon} = \frac{\Delta \dot{\varepsilon}}{\Delta t} \quad (3.60)$$

Auch sie enthalten an dieser Stelle bereits starke Vereinfachungen, die einen Geschwindigkeitseffekt bewirken können.

Die Spannungen an den Kontaktflächen 1 und 2 ergeben sich nach:

$$\sigma_1 = \frac{A_{S1}}{A_P} \cdot E_{S1} \cdot (\varepsilon_e + \varepsilon_r) \quad (3.61)$$

bzw für die rechte Kontaktfläche 2

$$\sigma_2 = \frac{A_{S2}}{A_P} \cdot E_{S2} \cdot \varepsilon_t \quad (3.62)$$

mit den Querschnittsflächen A_P der Probe und der Stäbe A_{S1} , A_{S2} , sowie E_{S1} und E_{S2} der Elastizitätsmodulen der Stäbe.

Die Kräfte ergeben sich entsprechend aus den Querschnitten der Stäbe und Proben:

$$F_1 = \sigma_1 \cdot A_{S1} = E_{S1} \cdot A_{S1} \cdot (\varepsilon_e + \varepsilon_r) \quad (3.63)$$

bzw.

$$F_2 = \sigma_2 \cdot A_{S2} = E_{S2} \cdot A_{S2} \cdot \varepsilon_t \quad (3.64)$$

Aufgrund der Annahme des homogenen Zustandes wird ein Kräfte- bzw. Spannungsgleichgewicht vorausgesetzt, welches wiederum die Grundvoraussetzung für eine gleichmäßige Dehnung der Probe

darstellt. Unter dieser Voraussetzung gilt:

$$\sigma_1 = \sigma_2 \quad (3.65)$$

und aus den Gleichungen 3.61 und 3.62:

$$\varepsilon_t = \varepsilon_e + \varepsilon_r \quad (3.66)$$

Vereinfacht ergeben sich daraus die 3 bekannten Grundgleichungen für den SHB für die mittlere Dehnrate nach:

$$\dot{\varepsilon}_m = -2 \cdot \frac{c_L}{L} \varepsilon_r, \quad (3.67)$$

für die mittleren Dehnungen nach:

$$\varepsilon_m = -2 \cdot \frac{c_L}{L} \int_0^t \dot{\varepsilon}_r dt \quad (3.68)$$

und für die mittlere Spannung in der homogen beanspruchten Probe und bei gleichen Stabeigenschaften nach:

$$\sigma_m = \frac{A_S}{A_P} E_S \varepsilon_t. \quad (3.69)$$

Im Falle einer Beanspruchung im Spannungsungleichgewicht kann eine mittlere Spannung aus den Einzelspannungen der beiden Kontaktflächen abgeschätzt werden.

$$\sigma_m = \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_2) = \frac{1}{2} \cdot \frac{A_S}{A_P} \cdot (\varepsilon_e + \varepsilon_r + \varepsilon_t) \quad (3.70)$$

Dies gilt allerdings nur bei geringfügigen Unterschieden in σ_1 und σ_2 . In der Regel lässt sich ein solches Gleichgewicht für spröde Werkstoffe wie Beton nur schwer einstellen, sodass nicht von einer Allgemeingültigkeit von Gleichung 3.70 auszugehen ist.

3.4.6 Energetische Bilanzierung

Die bisherigen Gleichungen wurden nach [36] unter der Voraussetzung der Impuls- und Massenerhaltung und unter der Annahme der eindimensionalen Wellenausbreitung entwickelt. Bereits die bisherigen Grundannahmen zeigen, dass diese Voraussetzungen in der Regel experimentell nicht erfüllt werden können. SONG und CHEN entwickelten 2006 eine Methode für ein ideal plastisches Werkstoffverhalten auf Basis einer vereinfachten energetischen Bilanzierung an der Probe.

Bewegt sich die Welle durch den Stab, ist in diesem eine gewisse Verformungsenergie oder potentielle Energie E gespeichert. Bewegt sich der Stab, geschieht dies in Folge der kinetischen K Energie des Stabes. Beide Energieformen wechseln einander ab (vgl. Gl. 3.5).

Die gespeicherte **Verformungsenergie** im Eingangstab ergibt sich aus dem momentan komprimierten Volumen V_e und der Dehnung des Eingangstabes ε_e unter der Annahme einer konstanten Dehnung in V_e nach:

$$E_e = V_e \int_0^{\varepsilon_e} \sigma_1 d\varepsilon_e \quad (3.71)$$

3 Theoretische Grundlagen zum Split-Hopkinson-Bar (SHB)

Das komprimierte Volumen ist abhängig vom Zeitpunkt der Belastungsdauer des Impulses und ergibt sich mit dem Stabquerschnitt A_e , der longitudinalen Wellenausbreitungsgeschwindigkeit c_L und der Belastungszeit T nach Gl. 3.34 wie folgt.

$$V_e = A_e \cdot c_L \cdot T \quad (3.72)$$

Für den Fall des linear elastischen Stabes mit $\sigma = E_S \cdot \varepsilon$ vereinfacht sich Gleichung 3.71 zu:

$$E_e = \frac{1}{2} \cdot A_S \cdot C_L \cdot E_S \cdot T \cdot \varepsilon_e^2 \quad (3.73)$$

Für die Energie der reflektierten E_r und der transmittierten E_t Welle ergibt dies analog:

$$E_r = \frac{1}{2} \cdot A_S \cdot C_L \cdot E_S \cdot T \cdot \varepsilon_r^2 \quad (3.74)$$

bzw.

$$E_t = \frac{1}{2} \cdot A_S \cdot C_L \cdot E_S \cdot T \cdot \varepsilon_t^2 \quad (3.75)$$

Unter der Voraussetzung der vollständigen Energieerhaltung unter Beachtung der negativen Dehnungen in ε_r ergibt sich der wirksame Anteil der Energie für die Deformation der Probe E_P wie folgt:

$$E_P = E_e - E_r - E_t = \frac{1}{2} \cdot A_S \cdot C_L \cdot E_S \cdot T \cdot (\varepsilon_e^2 - \varepsilon_r^2 - \varepsilon_t^2) \quad (3.76)$$

bzw. vereinfacht zu:

$$E_P = -A_S \cdot C_L \cdot E_S \cdot T \cdot \varepsilon_r \cdot \varepsilon_t \quad (3.77)$$

Die **kinetische Energie** K des Stabes beschreibt dessen Bewegung, welche jeweils zum Zeitpunkt der Reflektionen an den Stabenden erfassbar wird. Die vom Impaktor eingetragene Bewegungsenergie ergibt sich mit der Masse m und Partikelgeschwindigkeit v_e des momentan verformten Stababschnittes nach:

$$K_e = \frac{1}{2} \cdot m \cdot v_e^2 \quad (3.78)$$

Die Masse des momentan verformten Stababschnittes ergibt sich entsprechend mit der Dichte ρ_S des Stabes nach:

$$m = \rho_S \cdot A_S \cdot C_L \cdot T \quad (3.79)$$

Die Partikelgeschwindigkeit v_e resultiert nach Gl. 3.33 aus der Dehnung des Eingangsstabes ε_e nach:

$$v_e = C_L \cdot \varepsilon_e \quad (3.80)$$

Durch Einsetzen und Vereinfachen ergibt sich Gl. 3.78 nach:

$$K_e = \frac{1}{2} \cdot \rho_S \cdot A_S \cdot C_L^3 \cdot T \cdot \varepsilon_e^2 \quad (3.81)$$

und für den reflektierten und transmittierten Anteil analog nach:

$$K_r = \frac{1}{2} \cdot \rho_S \cdot A_S \cdot C_L^3 \cdot T \cdot \varepsilon_r^2 \quad (3.82)$$

und:

$$K_t = \frac{1}{2} \cdot \rho_S \cdot A_S \cdot C_L^3 \cdot T \cdot \varepsilon_t^2 \quad (3.83)$$

Der an der Probe wirksame Anteil der kinetischen Energie K_P ergibt sich im Falle des Spannungsgleichgewichtes entsprechend der Beziehung:

$$K_P = K_e - K_r - K_t = \frac{1}{2} \cdot \rho_S \cdot A_S \cdot C_L^3 \cdot T \cdot (\varepsilon_e^2 - \varepsilon_r^2 - \varepsilon_t^2) \quad (3.84)$$

und vereinfacht zu:

$$K_P = -\rho_S \cdot A_S \cdot C_L^3 \cdot T \cdot \varepsilon_r \cdot \varepsilon_t \quad (3.85)$$

Für den linear elastischen Stab mit:

$$E_S = \rho_S \cdot C_L^2 \quad (3.86)$$

führt dies unter Einsetzen in Gl. 3.85 wiederum zur Vereinfachung:

$$K_P = -A_S \cdot E_S \cdot C_L \cdot T \cdot \varepsilon_r \cdot \varepsilon_t \quad (3.87)$$

Ausgehend von einer ideal-plastischen Deformation der Probe, ergibt sich die **Deformationsenergie** D_P mit dem Probenquerschnitt A_P , der Probenlänge L_P , sowie der Fließgrenze σ_y und der plastischen Dehnung ε_p der Probe rein statisch nach:

$$D_P = A_P \cdot L_P \cdot \sigma_y \cdot \varepsilon_p \quad (3.88)$$

Mit der Beziehung zur Fließspannung nach:

$$\sigma_y = \frac{A_S}{A_P} \cdot E_S \cdot \varepsilon_t \quad (3.89)$$

und der plastischen Dehnung bei einer mittleren Dehnrates (Gl. 3.67) nach:

$$\varepsilon_p = \dot{\varepsilon}_m \cdot T = -2 \cdot \frac{C_L}{L_P} \cdot \varepsilon_r \cdot T \quad (3.90)$$

ergibt sich die Energie zur Deformation der Probe wie folgt:

$$D_P = -A_S \cdot E_S \cdot C_L \cdot T \cdot \varepsilon_t = 2 \cdot E_P = 2 \cdot K_P \quad (3.91)$$

Gleichung 3.91 verdeutlicht, dass die in die Probe eingetragene elastische Verformungsenergie E_P und die kinetische Energie K_P nur jeweils zur Hälfte an der Verformung der Probe beteiligt sind. Die kinetische Energie der Probe bleibt dabei allerdings unberücksichtigt (vgl. [100]). Wie sich später bei der Bilanzierung der experimentellen Daten in 5.2.10.1 noch herausstellen wird, ist diese Methode deutlich in-sensitiver gegenüber Trägheitseinflüssen und zeigt eine interessante Alternative zur Bewertung der Daten auf.

3.4.7 Berücksichtigung von Trägheitseffekten

Hochdynamische Vorgänge sind dadurch gekennzeichnet, dass Körper oder Teile davon innerhalb kürzester Zeit von einem Bewegungszustand in einen anderen überführt werden. Dabei treten Beschleunigungen auf, die im Gegensatz zu statischen Annahmen nicht unberücksichtigt bleiben können. Je mehr Masse beschleunigt werden muss, desto größer sind die dafür notwendigen Kräfte. In

3 Theoretische Grundlagen zum Split-Hopkinson-Bar (SHB)

SHB-Versuchen werden innerhalb weniger Mikrosekunden Proben geschädigt. Die Beschleunigungen hierfür liegen in Bereichen von 10000 g bis 100000 g und bewirken eine entsprechende Vervielfältigung der Kräfte in den Proben. Die Vermeidung oder Korrektur dieser Effekte ist ein zentrales Thema momentaner Forschungsarbeiten und entsprechend vielfältig sind die hierfür vorgeschlagenen Methoden. Man unterscheidet dabei im Wesentlichen radiale Trägheitseffekte und axiale Effekte.

Als einer der ersten schlug SAMANTA [155] 1971 eine nachträgliche Korrektur der Trägheitseffekte auf Basis der Änderungsgeschwindigkeit der inneren Energie der Probe wie folgt vor:

$$\sigma_{samanta} = -\frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_2) - \rho_S \left(\frac{L_0^2}{12} + \frac{R^2}{8} \right) \cdot \dot{\epsilon} - v_S \left(\frac{L_0^2}{12} - \frac{R^2}{16} \right) \cdot \dot{\epsilon}^2 \quad (3.92)$$

Mit σ_1 und σ_2 als Spannungen am Probenein- und Ausgang, L und R als Länge und Radius der Probe, $\dot{\epsilon}$ als mittlere axiale Dehnungsgeschwindigkeit bezogen auf die Probenlänge $-v/L$, mit $v(t)$ als axiale Geschwindigkeit und ρ_S und v_S als Dichte und Querdehnungszahl des Probenwerkstoffes resultiert in $\sigma_{samanta}$ der korrigierte Anteil der mittleren Spannungen. Er zeigte weiterhin, dass ein Länge-Durchmesser Verhältnis von $L/D = \sqrt{3}/4$ und eine konstante Dehnrates zur Eliminierung der Trägheitseffekte führt.

BERTHOLF und KARNES schlugen 1975 in [25] den folgenden Ansatz vor, um die gemittelte Spannung $\sigma_m = \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_2)$ zu korrigieren:

$$\sigma_{bertholf} = \sigma_m + \rho_S \left(\frac{L_S^2}{6} - v_S \frac{D_S^2}{8} \right) \cdot \dot{\epsilon} \quad (3.93)$$

Sie definierten ein Verhältnis in Abhängigkeit von der Querdehnungszahl mit $L/D = \sqrt{\frac{3v_S}{4}}$ als ausreichend um Trägheitseffekte zu minimieren.

GORHAM modifizierte 1989 in [61] den Trägheitsanteil wie folgt :

$$\sigma_{gorham} = \sigma_m - \Delta\sigma = \sigma_m - (\sigma_2 - \sigma_1) = \sigma_m - \rho_S \frac{L^2}{2} \cdot \dot{\epsilon} \quad (3.94)$$

und postulierte, dass sich selbst unter gleichförmiger Deformation der Probekörper ein axialer Spannungsgradient am Anfang σ_1 und Ende σ_2 der Probe mit v als Geschwindigkeit am Probenausgang ausbildet und wie folgt berücksichtigt werden kann.

$$\sigma_1 = \sigma_y - \rho_S \left(\frac{R^2}{8} + \frac{L^2}{3} \right) \cdot \dot{\epsilon} + \rho_S \left(\frac{R^2}{16} - \frac{L^2}{3} \right) \dot{\epsilon}^2 + \frac{\rho_S L v}{2} \quad (3.95)$$

$$\sigma_2 = \sigma_y - \rho_S \left(\frac{R^2}{8} + \frac{L^2}{6} \right) \cdot \dot{\epsilon} + \rho_S \left(\frac{R^2}{16} - \frac{L^2}{6} \right) \dot{\epsilon}^2 - \frac{\rho_S L v}{2} \quad (3.96)$$

KOLSKY [99] nutzte ebenfalls bereits 1949 eine Energiemethode zu Korrektur der mittleren Spannungen aufgrund der radialen Trägheit wie folgt:

$$\sigma_{kolsky} = \sigma_m - \frac{v^2 R^2 \rho_S}{2} \cdot \dot{\epsilon} \quad (3.97)$$

Eine Erweiterung um große plastische Verformungen unter der Annahme einer parabolischen Verteilung in radialer Richtung lieferte WARREN und FORRESTAL [171] 2010 wie folgt:

$$\sigma_{warren} = \sigma_m - \frac{\rho_S}{4(1-\epsilon)^2} \left(\frac{3\dot{\epsilon}^2}{2(1-\epsilon)} + \ddot{\epsilon} \right) (L^2 - R^2) \quad (3.98)$$

KLEPACZKO und MALINOWSKI [86] erweiterten 1977 ihren Ansatz zur Reibungskorrektur $\Delta\sigma_f$ ebenfalls um einen Ansatz zur Trägheitskorrektur $\Delta\sigma_i$. Unter der Annahme geringer Deformationen nach JANKOWIAK [167] gilt demnach allgemein für die korrigierten Spannungen $\sigma_{klepaczko}$:

$$\sigma_{klepaczko} = \sigma_m - \Delta\sigma_f - \Delta\sigma_i \quad (3.99)$$

und ausführlich:

$$\sigma_{klepaczko} = \sigma_m \cdot \left(1 - \frac{\nu}{3S_0}\right) - \frac{1}{12}\rho_s D^2 \left(S_0^2 - \frac{3}{16}\right) (\dot{\epsilon}^2 + \ddot{\epsilon}) + \frac{3}{64}\rho_s D^2 \ddot{\epsilon} \quad (3.100)$$

3.5 Bewertung eines Spaltzugversuches am SHB

3.5.1 Methode

Die Methodik zur Bewertung des dynamischen Spaltzugversuches (SHBT) basiert auf den gleichen Randbedingungen wie beim SHPB-Druckversuch. Zunächst werden die messtechnisch erfassten Verläufe der Stabdehnungen auf die Probe extrapoliert. Abgeleitete Kenngrößen aus Belastung und Verschiebungen bilden die Beanspruchungen an der Probe. Diese führen zum lokalen Spaltversagen der Probe, deren innere Spannungsanteile mit Hilfe geeigneter Theorien abgeleitet werden. Hierzu gibt es eine Vielzahl von Ansätzen, aus denen letztlich vier exemplarisch ausgewählt wurden.

3.5.2 Verhältnisse im Bereich der Probe

Abbildung 3.8 kennzeichnet die Verhältnisse im Bereich der Probe. Aus der Eingangswelle ϵ_e und ihrem reflektierten Anteil der Dehnungen ϵ_r leiten sich die Eingangsbeanspruchungen F_1, u_1, v_1 und a_1 ab. Der in den Ausgangsstab transmittierte Wellenzug ϵ_t bildet die durch die Probe ertragene und weitergeleitete Beanspruchung. Analog lassen sich hieraus die Randbedingungen F_2, u_2, v_2 und a_2 ableiten. Neben diesen transienten Kenngrößen bilden die skalaren Größen der Energien und Impulse den Rahmen, in dem die Übertragung stattfindet.

Unter Vernachlässigung transienter Effekte basieren die wesentlichen Theorien auf einem Kräftegleichgewicht. Diese Annahme reduziert letztlich den dynamischen Vorgang auf die Auswertung analog zum quasi-statischen Verhalten. Die resultierende Beanspruchung erfolgt aus der Mittlung der angreifenden Kräfte, wobei deren zeitliches Auftreten vernachlässigt wird. Transiente Effekte, Trägheiten etc. werden in der Regel ignoriert.

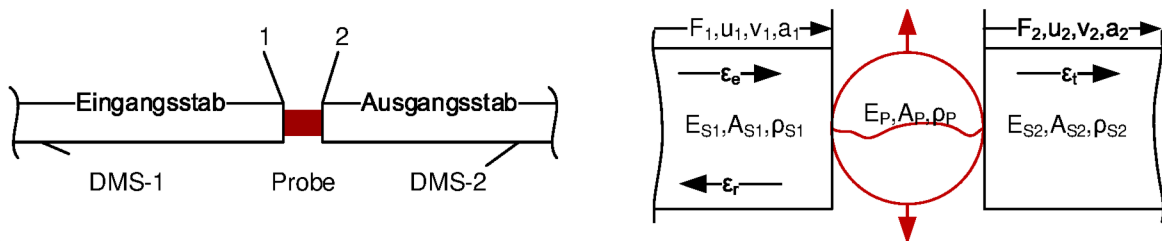


Abb. 3.8: Verhältnisse im Bereich der Probe im SHBT-Versuch

3.5.3 Ableitung von Spaltzugspannungen

Für die Bestimmung der lokalen Spaltzugspannung wurde auf übliche Methoden zurückgegriffen. Die Betrachtungen hierzu sprengen ansonsten den Rahmen dieser Arbeit. Als wesentliche Norm ist hierzu die ASTM D3967-08 [20] zu benennen, die allerdings nur den statischen Fall betrachtet. Einen guten Gesamtüberblick über die historische Entwicklung zur Methode liefert Li [108] und

MALARICS [115]. Wesentlich bei all diesen Ansätzen ist allerdings, dass sie ein rein statisches Verhalten betrachten. Einen recht guten Vergleich zwischen Arbeiten von ca. 20 verschiedenen Autoren bietet die Arbeit von **ANDREEV** [19] aus dem Jahre 1991.

Die bekannteste Methode basiert auf den Arbeiten von **HERTZ** [70] und geht auf seine Berührungslehre elastischer Körper aus dem Jahre 1881 zurück. Vereinfacht lassen sich demnach die Spaltzugspannung aus der Kontaktspannung mit P als wirksame Kraft, D_P als Probedurchmesser und L_P als Probenlänge wie folgt abschätzen:

$$\sigma_{hertz} = \frac{2 \cdot P}{\pi \cdot D_P \cdot L_P} \quad (3.101)$$

Interessanterweise beschäftigte sich **HERTZ** bereits in der Originalquelle hierzu mit den zeitlichen Effekten und der Bestimmung von Stoßzeiten. Er lieferte damit letztlich auch die Lösung für ein Problem der Relativitätstheorie, was allgemein auch als Bornsche Starrheit bezeichnet wird. Er postulierte seiner Zeit die Wesentlichen Zusammenhänge zwischen Impaktgeschwindigkeit und den resultierenden Stoßzeiten, Flächenpressungen und Stoßflächen. Der Exkurs geht an dieser Stelle allerdings zu weit.

KUNTISH [142] definierte eine Erweiterung dieser Gleichung zur Berücksichtigung des inhomogenen Spannungszustandes für den ebenen Dehnungszustand unter Einbeziehung der Querdehnung ν in der Form:

$$\sigma_{kuntish1} = \frac{2 \cdot P}{\pi \cdot D_P \cdot L_P} \cdot (1 + \nu) \cdot (1 + 2\nu) \quad (3.102)$$

Sie lässt sich unter der Bedingung von $\nu = 0,17$ wie folgt vereinfachen

$$\sigma_{kuntish2} = \frac{P}{D_P \cdot L_P} \quad (3.103)$$

DANILEVSKI [142] gibt hierfür eine weitere Beziehung mit einem empirisch ermittelten Korrekturfaktor nachfolgender Form an:

$$\sigma_{danilevski} = 0,85 \frac{P}{D_P \cdot L_P} \quad (3.104)$$

HONDROS [72] lieferte bereits 1959 einen vollständigen Ansatz zur Beschreibung des inneren Spannungszustandes der Scheibe, der sowohl für den ebenen Spannungs- als auch den ebenen Dehnungszustand beinhaltet.

$$\sigma_{\phi} = + \frac{P}{\pi \cdot R_P \cdot L_P \cdot \alpha} \left(\frac{(1 - (r/R^2)) \sin 2\alpha}{1 - 2(r/R)^2 \cos 2\alpha + (r/R)^4} - \tan^{-1} \left(\frac{1 + (r/R)^2 \tan \alpha}{1 - (r/R)^2 \tan \alpha} \right) \right) \quad (3.105)$$

und in radialer Richtung

$$\sigma_r = - \frac{P}{\pi \cdot R_P \cdot L_P \cdot \alpha} \left(\frac{(1 - (r/R^2)) \sin 2\alpha}{1 - 2(r/R)^2 \cos 2\alpha + (r/R)^4} + \tan^{-1} \left(\frac{1 + (r/R)^2 \tan \alpha}{1 - (r/R)^2 \tan \alpha} \right) \right) \quad (3.106)$$

mit r und dem Winkel ϕ als polare Koordinaten und dem konstanten Belastungswinkel α über dem die Last P aufgetragen wird.

Die resultierenden Spannungen im Zentrum der Probe ($r = 0$) ergeben sich dann zum Zeitpunkt des Anrisses wie folgt:

$$\sigma_{\phi} = + \frac{P}{\pi \cdot R_P \cdot L_P} \left(\frac{\sin 2\alpha}{\alpha} - 1 \right) \approx \frac{+P}{\pi \cdot R_P \cdot L_P} \quad (3.107)$$

$$\sigma_r = -\frac{P}{\pi \cdot R_p \cdot L_p} \left(\frac{\sin 2\alpha}{\alpha} + 1 \right) \approx \frac{-3P}{\pi \cdot R_p \cdot L_p} \quad (3.108)$$

Wesentlich dabei ist, dass alle Ansätze rein geometrische Kenngrößen beinhalten und letztlich in einer einfachen Skalierung der wirksamen Kräfte resultieren.

3.5.4 Bestimmung der lokalen Dehnungen

Unter der Voraussetzung einer idealen linearen Deformation des Probekörpers und, dass der Bruch sich normal zur Belastungsachse ausbildet, bestimmt Li [110] die resultierenden Dehnungen im Mittelpunkt der Probe aus den drei lokalen Hauptspannungen $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ an dieser Stelle nach:

$$\varepsilon_3 = \frac{1+3\nu}{E} (\sigma_3 - \nu(\sigma_1 + \sigma_2)) \quad (3.109)$$

mit ν als Querdehnungszahl und E dem Elastizitätsmodell des Werkstoffes.

Unter Vernachlässigung von σ_2 , der Annahme das die dritte Hauptspannung σ_3 näherungsweise der axialen Druckspannung σ_0 entspricht $\sigma_3 = \sigma_0 \approx P/(\pi \cdot R \cdot L)$ und $\sigma_1 = -3P/(\pi \cdot R \cdot L)$ resultiert die Dehnung normal zur Belastungsrichtung wie folgt:

$$\varepsilon_3 = \frac{1+3\nu}{E} \frac{2 \cdot P}{\pi \cdot D \cdot L} = \frac{\sigma_0}{E} (1+2\nu) \quad (3.110)$$

Die Beziehung ist demnach nicht unabhängig von den Parametern E und ν , welche messtechnisch an dieser Stelle nicht erfassbar sind. Die Beziehung zeigt allerdings auch, dass die hieraus resultierende Dehnung ε_3 größer als die Beziehung σ_0/E ist. Es handelt sich dabei um eine lineare Skalierung zwischen den Größen. Im vorliegenden Fall mit $\nu = 0,20$ beträgt der Faktor 1,20, woraus also eine Abweichung von 20 % resultiert.

3.5.5 Berücksichtigung von Trägheitseffekten

Der Einfluss der Prüfgeschwindigkeit wirkt sich anhand von Beschleunigungen an zwei markanten Punkten aus. Analog zum SHPB-Druckversuch spaltet sich die Energie des Eingangsstabes in einen kinetischen und einen inneren Anteil der Probe auf. Letzterer bewirkt die eigentliche Schädigung der Probe, wohingegen der kinetische Anteil der Beschleunigung der lokalen Massen dient. Der axiale Beschleunigungsanteil lässt sich mit dem Konzept der lokal aktivierten Massen anhand der Beschleunigungen der Stabenden abschätzen. Dabei spielt letztlich nur der Eingangsstab eine Rolle.

Ein gewisser kinetischer Energieüberschuss wirkt sich auch auf die Geschwindigkeit der resultierenden Bruchstücke aus. Hieraus resultieren Kräfte bzw. Spannungen, die im Wesentlichen zur Beschleunigung der Bruchstücke aufgewandt werden und nicht an der eigentlichen Schädigung beteiligt sind. Sie lassen sich lokal messtechnisch erfassen und entsprechend korrigieren. Im Vorgriff auf die Ergebnisse der Experimente lassen sich die Anteile aus der radialen bzw. lokal bestimmten Beschleunigung auf ca. 3 % beziffern. Der axiale bzw. global an den Stäben bestimmte Anteil liegt deutlich höher und resultiert aus den gleichen Betrachtungen wie für den dynamischen SHPB-Versuch.

3.5.5.1 Methode der aktivierten Massen

Eine Besonderheit bei der Ermittlung der globalen Trägheiten ist die geometrisch komplexere Bestimmung der momentan aktivierten Massen. Das Problem lässt sich im dynamischen Druckversuch

3 Theoretische Grundlagen zum Split-Hopkinson-Bar (SHB)

sehr einfach als lineare Abhängigkeit von der Zeit darstellen. Für den quer beanspruchten zylindrischen Spaltzugkörper lässt sich dies ebenfalls auf geometrische Art lösen. Die momentan aktivierte Masse resultiert letztlich aus der Betrachtung der eingeschlossenen Fläche zweier Kreissegmente, wobei einer der Radien dieser Kreise sich in Abhängigkeit von der Zeit vergrößert, bis mit der Durchlaufzeit durch die Probe die finale Masse erreicht wurde. Der Ursprung des variablen Kreises liegt dabei auf dem Umfang des anderen. Die Gleichungen ergeben sich wie folgt:

$$M(t) = \rho_B \cdot L_P \cdot (A1(t) + A2(t)) \quad (3.111)$$

mit der Massendichte des Betons ρ_B und den Flächensegmenten

$$A1(t) = R1^2 \cdot \text{acos} \left(1 - \frac{h1(t)}{R1} \right) - (R1 - h1(t)) \cdot \sqrt{2 \cdot R1 \cdot h1(t) - h1(t)^2} \quad (3.112)$$

und

$$A2(t) = R2(t)^2 \cdot \text{acos} \left(1 - \frac{h2(t)}{R2(t)} \right) - (R2(t) - h2(t)) \cdot \sqrt{2 \cdot R1 \cdot h2(t) - h2(t)^2}. \quad (3.113)$$

Die Variablen $h1(t) = R1 - x(t)$ und $h2(t) = R2(t) - h1(t)$ definieren die jeweilige Segmenthöhe. Die Variable x beschreibt hierin den Abstand der Schnittpunkte beider Segmente in Bezug auf den Ursprung von $R1$ in Abhängigkeit von der Zeit nach:

$$x(t) = \frac{2R1^2 - R2(t)^2}{2R1}. \quad (3.114)$$

Die resultierende $R2(t)$ beschreibt den zeitlich variablen Radius der zentrischen Wellenausbreitungsfreund und resultiert letztlich aus der Wellenausbreitungsgeschwindigkeit c_B der Probe mit dem Radius $R1$ und der Belastungszeit t . Eine kompaktere Schreibweise dieser Zusammenhänge lässt sich nur mit Vereinfachungen realisieren, die zu Abweichungen führen. Aus diesem Grund wurde die detaillierte Darstellung an dieser Stelle beibehalten.

Interessant ist diese Ansatz vor allem, weil sich auf ähnliche Weise die Gleichungen 3.105 und 3.106 von HONDROS um einen dynamischen Anteil erweitern lassen und sich damit auch ein dynamisches Ungleichgewicht in der Probe abbilden lässt. Auf Details hierzu kann allerdings im Rahmen dieser Arbeit nicht eingegangen werden.

4 Statische Kennwertermittlung

Das Hauptaugenmerk der vorliegenden Arbeit liegt auf der Bereitstellung der experimentellen Grundlagen für die makroskopische und mesoskopische numerische Beschreibung von Beton unter hochdynamischer Beanspruchung. Der Anspruch liegt dabei darauf, die Versuchs- und Bewertungsmethoden transparent, nachvollziehbar und einheitlich anzuwenden und mögliche Fehlerquellen aufzuzeigen.

Auf makroskopischer Ebene stellen diese Kennwerte homogenisierte Werte der heterogenen Betonstruktur dar. Auf mesoskopischer Ebene werden die Eigenschaften der Einzelkomponenten separat erfasst. Die Versuchsdurchführungen für beide Methoden sind identisch, lediglich die zugrunde liegenden Werkstoffe unterscheiden sich in systematischer Weise, sodass die spezifischen Einflüsse separiert werden können. Gleichzeitig dienen die Experimente als Benchmark auf beiden Betrachtungsebenen.

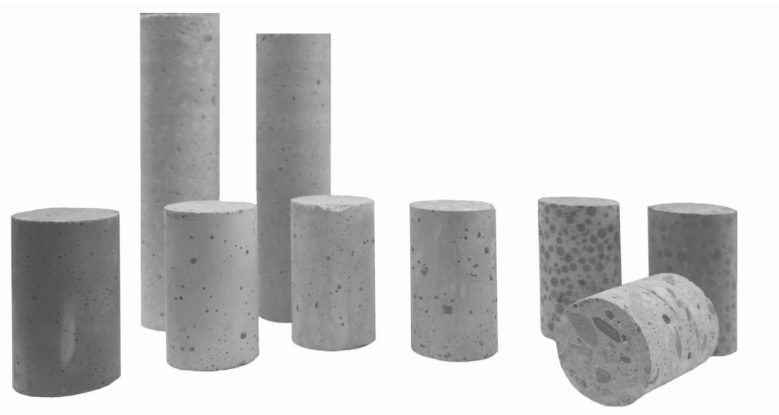


Abb. 4.1: Übersicht zu den Kleinproben unterschiedlicher Werkstoffe

4.1 Versuchsprogramm

Für die Untersuchungen zur Ermittlung von Kennwerten für die mesoskopische Ebene wurden spezielle Proben (vgl. Abb. 4.1, Tab. 4.1) des reinen Mörtels (Serie 6) mit Korngrößen kleiner als 2 mm auf Basis des C40 Referenzwerkstoffes (Serie 2) (8 mm Größtkorn) angefertigt und geprüft. Als reiner Zuschlagsstoff wurde Granit (Serie 10) festgelegt. Als Benchmark für die mesoskopische Simulation dienen Proben unterschiedlicher Größtkorngehalte (Serie 7-9). Die hierfür benötigten Kornverteilungen werden in Abschnitt 6.4 ausführlich definiert und bilden auch die Basis der virtuell generierten Zuschlagsverteilungen. Den Kontakt zwischen beiden bildet eine Zone, die durch ihre Haftfestigkeit und durch Reibung definiert werden kann. Die Methoden und Kennwerte hierfür werden in Abschnitt 6.3 und 6.2 zusammengetragen. Der Einfluss der Oberflächenstruktur zwischen diesen Kontaktpartnern wird in Abschnitt 6.1 ausführlich behandelt. Ziel einer möglichen numerischen Beschreibung auf dieser Ebene ist die virtuelle Generierung der makroskopisch ermittelten Kennwerte.

Auf makroskopischer Ebene dient ebenfalls der C40 als Ausgangsbasis für alle davon abgeleiteten Untersuchungen. Ein C20 mit halber Festigkeit wurde als eine untere Grenze definiert. Der C80 mit doppelter Festigkeit stellt die oberer Grenze bei gleicher Korngröße (8 mm) dar. Ein C160 enthält nur Feinbestandteile des Zuschlages und kann als nahezu homogen betrachtet werden. Er verdoppelt erneut die Festigkeiten im Bereich von 160 MPa und liegt damit auf einem ähnlichen Festigkeitslevel wie der Granit.

4 Statische Kennwertermittlung

Der Einfluss der Feuchtigkeit wurde separat betrachtet und ausgewählte Proben in einem Normalzustand, im wassergesättigten Zustand und getrocknet untersucht. Einen Überblick dazu gibt Abschnitt 6.5.

Das Hauptaugenmerk liegt für alle Untersuchungen auf der Festigkeitsentwicklung mit zunehmender Belastungsgeschwindigkeit, wofür jeweils zwei als quasi-statisch bezeichnete Geschwindigkeitsbereiche und mindestens 5 verschiedene Geschwindigkeitsbereiche bei dynamischer Beanspruchung untersucht worden.

Im statischen Fall dient hierbei der Druckversuch (Abschnitt 4.3) als Referenz und kann mit den genormten Referenzversuchen aus Abschnitt 4.2 direkt verglichen werden.

Direkte Zugversuche an den Referenzproben (Abschnitt 4.4) dienen der Ermittlung von Zugkennwerten. Diese Versuche lassen sich allerdings in dieser Form nicht ohne Weiteres am SHB realisieren. Aus diesem Grunde wurden zusätzlich statische Versuche an Spaltzugproben (Abschnitt 4.5.2) durchgeführt. Diese können wiederum unter Beibehaltung der Probengeometrie im SHB getestet werden und bilden somit eine Vergleichsbasis zu den direkten Zugkennwerten.

Die Ermittlung der Haftzugfestigkeiten erfolgt auf Basis der statischen, direkten Zugversuche mit dem Referenzwerkstoff C40 in Form von Proben verschiedener Werkstoffkombinationen und Oberflächenbeschaffenheiten. Mit ihrer Hilfe lässt sich auf mesoskopischer Ebene das kohäsive Verhalten zwischen den Kontaktpartnern abbilden. Die zusätzliche Kombination des C40 mit einem S235 Stahl dient der Abschätzung der Haftfestigkeit an Bewehrungsstählen.

Im dynamischen Fall erfolgt die Prüfung der Druckfestigkeit mit den gleichen Probengeometrien, wie im statischen Fall und bedarf keiner weiteren Vergleichsbedingungen. Sie unterliegen nur den Effekten aus den unterschiedlichen Methoden.

Als Zugversuch im dynamischen Fall ist nur der Spaltzugversuch (Brazilian Test, SHBT) und der Spallationsversuch (SPAL) in dieser Arbeit realisierbar. Ein direkter Zugversuch ist zwar am SHB prinzipiell möglich, allerdings ist der realisierbare Prüfumfang aufgrund des Klebens der Proben zwischen die Stäbe deutlich reduziert. An dieser Stelle wären deutlich aufwendigere Modifikationen an der Anlage nötig, um einen effizienten Versuchsablauf zu gewährleisten. Aus diesem Grund wurde sich für den dynamischen Spaltzugversuch entschieden. Er dient als Vergleichsbasis zum statischen Spaltzugversuch (SPLT).

Der Spallationsversuch ist allerdings eine etablierte Methode zur schnellen Bestimmung der Zugfestigkeit, weshalb auch dieser vorerst in das Versuchsprogramm mit aufgenommen wurde. Eine Vereinfachung des Spallationsversuches ergibt sich durch Reduktion der Probenlänge auf die einheitliche Referenzgeometrielänge von 80 mm. Damit können für Zug- und Druckversuche identische Probengeometrien im statischen und dynamischen Belastungsfall eingesetzt werden. Allerdings zeigte sich im Rahmen der Auswertung dieser Versuche, dass die zugrunde liegenden Bewertungsmethoden nicht konsistent sind und beispielsweise eine seriöse Aussage zur Dehnrates mit den bekannten Methoden unrealistisch erscheint. Die Versuche wurden daher aus den Betrachtungen in dieser Arbeit ausgeklammert.

Die Validierung eines Längeneinflusses erfolgt anhand der Variation der Probenlängen für den ausgewählten Referenzwerkstoff C40. Sie dienen gleichzeitig als Basis einer Reibungs- und Trägheitskorrektur.

Tabelle 4.1 gibt einen groben Überblick zum Stichprobenumfang der Einzelversuche zur Ermittlung von Festigkeitskennwerten. Zur besseren Strukturierung wurden die Einzelversuche mit folgenden Kürzeln belegt:

- COMP statische Druckversuche
- TENS statische Zugversuche
- HAFT statische Haftzugversuche

- SPLT statische Spaltzugversuche
- SHPB Druckversuche am SHB (Split-Hopkinson-Pressure-Bar)
- SHBT Spaltzugversuche am SHB (Split-Hopkinson-Bar-Brazilian-Test)
- SPAL Spallationsversuche am SHB

Auf eine weitere Detaillierung wird an dieser Stelle verzichtet. Auf sie wird in den einzelnen Abschnitten näher eingegangen. Auf die Darstellung der Ergebnisse der Spallationsversuche wurde aufgrund des Umfangs in dieser Arbeit verzichtet.

Tab. 4.1: Zuordnungsmatrix der Werkstoffe zu den Einzelversuchen mit Stichprobenumfang

Werkstoff	Serie	COMP	TENS	HAFT	SPLT	SHPB	SHBT	SPAL
C20	1	36	35		5	30	8	12
C40	2	65	38	25	5	63	5	81
C80	3	36	30		5	68	16	58
C160	4	36	54		5	52	12	12
C40 GK8 GRS	5	36	44		5	202	12	12
C40 Mörtel	6	38	10		5	43	4	23
C40 GK4	7	2	2		5	2	1	12
C40 CK8	8	2	2		5	2	3	12
C40 GK16	9	2	2		5	2	11	12
Granit	10	12	12		5	11	1	10
Leichtbeton 1	11							12
Leichtbeton 2	12							12
Faserbeton	13	5	5					
	gesamt	265	229	25	50	475	73	268

4.1.1 Werkstoffe der Hauptversuche

Das Hauptaugenmerk bei den Versuchen zur Bestimmung von Werkstoffkennwerten liegt auf der Variation der statischen Festigkeit der Werkstoffe. Hierzu wurden jeweils Druckversuche nach **DIN-12390** anhand von Zylinderproben durchgeführt. Ausgehend vom Referenzwerkstoff C40 wurde ein Werkstoff mit halber (C20) und mit doppelter Festigkeitsklasse (C80) bei gleicher maximaler Korngröße (8 mm) angestrebt, um eine systematische Beschreibung zu ermöglichen. Ein C160 Beton mit reduzierter Korngröße dient als Vergleichsbasis zur reinen Mörtelprobe (C40-GK2) und als quasi-homogene Probe (vgl. Tabelle 4.1).

Abbildung 4.2 stellt die geschnittenen Querschnittsflächen der Proben gegenüber. Tabelle 4.2 beinhaltet die Mischrezepturen der 4 Betone. Die resultierenden Festigkeiten und die Klassenzuordnung erfolgt in Abschnitt 4.2.

Tab. 4.2: Betonzusammensetzung für die vier Hauptwerkstoffe

Benennung	Detail	Einheit	C20	C40	C80	C160
Festigkeitsklasse			C20/25	C35/45		
Größtkorn		mm	8	8	8	2
Kies 2/8	Ottendorf	kg/m ³	655	778	758	
Sand 0/2	Ottendorf	kg/m ³	983	969	910	
Quarzsand	H33	kg/m ³				1000
Quarzmehl	Millisil W12	kg/m ³				212
Zement	CEM III/A42.5N	kg/m ³	300	380	470	
Zement	CEM I 52.5R HS-NA	kg/m ³				853
Frischwasser		kg/m ³	193	135	79	170
Fließmittel	Pantarhit RC 17 (FM)	kg/m ³	1,50	2,90	4,70	
Flugasche	Werk Litvinov	kg/m ³	80	60	50	
Silikasuspension	EMSAC 500 DOZ (SF)	kg/m ³			80	
Silikastaub	Sika Silicoll	kg/m ³				138
Fließmittel	Sika Visocrete 2810	kg/m ³				17

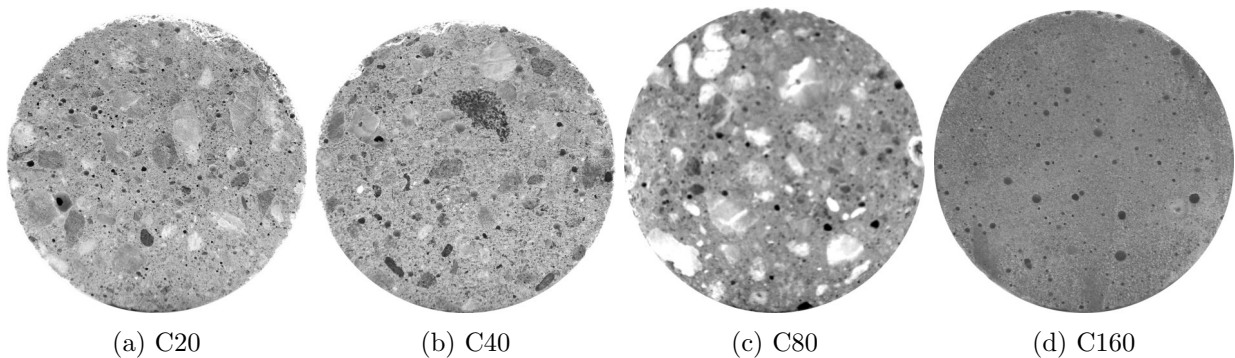


Abb. 4.2: Übersicht zu den Werkstoffen der Hauptversuche

4.1.2 C40 Varianten unterschiedlicher Korngrößen

Kernelement einer mesoskopischen Beschreibung des heterogenen Werkstoffes Beton ist die Auflösung in seine Grundbestandteile. Im vorliegenden Falle wird diese Trennung bei einem Größtkorndurchmesser von $D_K = 2\text{ mm}$ erfolgen. Alles unterhalb diesen Bereichs gilt als Sand bzw. Mörtel und wird auf dieser Ebene als homogen verteilt betrachtet. Alles oberhalb wird als Zuschlag bezeichnet und inhomogen angenommen. Somit besteht die Möglichkeit verschiedene Kornverteilungen auch virtuell abzubilden und die Auswirkungen daraus auf die homogenisierten Kennwerte zu analysieren.

Die Proben der Serien 6 bis 9 dienen als Basis für diese Betrachtungen. Die Werkstoffe wurden so eingestellt, dass sie sich in der Mörtelphase möglichst nicht unterscheiden und die Variation des reinen Größtkornanteiles maßgebend ist. Als C40 Mörtel wird Serie 5 bezeichnet, mit einem Größtkorndurchmesser von $D_K = 2\text{ mm}$. Die Kornverteilung wurde hierfür auf Basis des Standardwerkstoffes C40 und seiner Kornverteilung so modifiziert, dass er einem C40 ohne Zuschlagskorn entspricht (vgl. Abschnitt 6.4).

Analog dazu wurden Serie 7 (C40-GK4) bis 9 (C40-GK16) eingestellt, wobei Serie 8 (C40-GK8) prinzipiell dem Referenzwerkstoff (C40) entspricht, allerdings zur Sicherstellung der Vergleichbarkeit eine vereinfachten Mischung verwendet wurde. Abbildung 4.3 und Tabelle 4.3 beinhalten Querschnitt und die detaillierte Zusammensetzung der Werkstoffe zur Untersuchung des Korngrößeneinflusses.

Tab. 4.3: Betonzusammensetzung für Versuche unterschiedlicher Zuschlagsgrößen

Benennung Festigkeitsklasse	Detail	Einheit	Mörtel C35/45	C40 GK4 C35/45	C40 GK8 C35/45	C40 GK16 C35/45
Größtkorn		mm	2	4	8	16
Kies 2/8	Ottendorf	kg/m ³	0	33	763	1247
Sand 0/2	Ottendorf	kg/m ³	1412	1547	928	537
Zement	CEM I 32.5R	kg/m ³	605	524	462	415
Frischwasser		kg/m ³	254	220	194	174

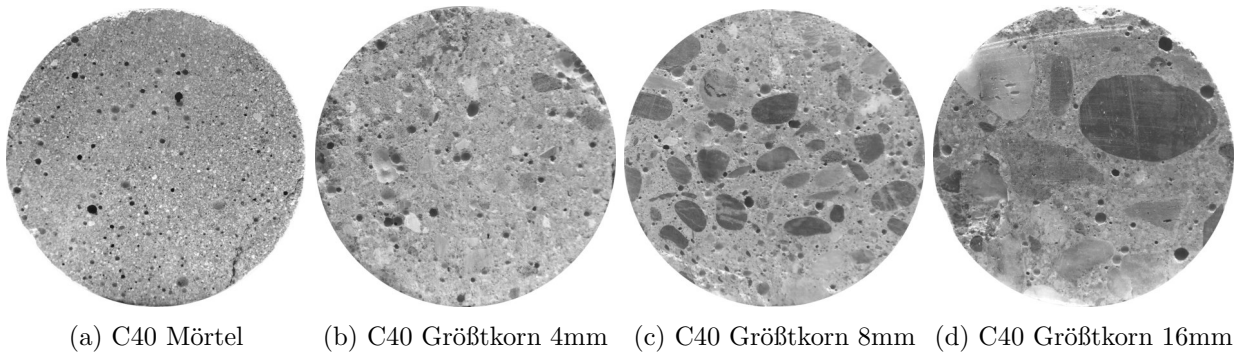


Abb. 4.3: Übersicht zu den Werkstoffen der unterschiedlichen Korngrößen

4.1.3 Werkstoffe der Nebenversuche

Als Werkstoffe der Nebenversuche werden alle Betone bezeichnet, die für Stichversuche und Benchmark Versuche auf mesoskopischer Ebene relevant sind. Serie 10 beinhaltet Proben aus Granit, welche aus Vollmaterial durch Kernbohrungen entnommen worden. Sie dienen als Vergleichswerkstoff des Zuschlages und zeichnen sich durch eine recht homogene Struktur aus. Seine Festigkeit liegt im Bereich der Festigkeit des C160 und kann auch diesbezüglich verglichen werden.

Serie 11 und 12 beinhaltet Proben eines Leichtbetons dessen Zuschläge (Größtkorndurchmesser ca. $D_K = 8\text{ mm}$) eine deutlich geringere Festigkeit aufweisen als das Matrixmaterial. Anhand dieser Proben lassen sich mögliche Spannungsumlagerungseffekte bzw. lokale Rissausbreitungsphänomene qualitativ untersuchen. Beide Betone unterscheiden sich im Wesentlichen durch die Festigkeit des Matrixmaterials. Die Matrix der Serie 11 (Leichtbeton 1) entspricht dabei in etwa der Matrix eines C20, die der Serie 12 (Leichtbeton 2) in etwa der eines C40 Betons.

Serie 13 beinhaltet als Stichversuch einen mit Stahlfasern bewehrten Beton, welcher freundlicherweise durch Frau PAJAK von der SILESIAN UNIVERSITY OF TECHNOLOGY in Polen zur Verfügung gestellt wurde. Sie dienen im Kontext dieser Arbeit als Benchmarkversuch zur mesoskopischen Abbildung des Einflusses einer Faserbewehrung. Eine umfangreichere Dokumentation hierzu ist in PAJAK [137] zu finden.

Abbildung 4.4 und Tabelle 4.4 beinhaltet die jeweiligen Querschnitte und Zusammensetzungen der Werkstoffe.

Tab. 4.4: Betonzusammensetzung für die Nebenversuche

Benennung Festigkeitsklasse	Detail	Einheit	Granit	Leichtbeton LC40/44	Leichtbeton LC50/55	Faserbeton C35/45
Größtkorn		mm		8	8	8
Sand 0/2		kg/m ³				60
Kies 2/8		kg/m ³				75
Rheinsand 0/1 mm	Suhrborg	kg/m ³	0	210		
Rheinsand 0/2 mm	Suhrborg	kg/m ³	0	438		
Blähsand	Liapor		431	0		
Blähton Liapor 8	Liapor		611	592		
Zement	CEM I 52.5 R	kg/m ³	370	400		
Zement	CEM I 42.5 R	kg/m ³	370	400		
Zusatz	Betocarb	kg/m ³	40	40		
Silikastaub		kg/m ³				48,50
Frischwasser		kg/m ³	159	160		203
Stahlfasern	DG16/0.5	kg/m ³				80

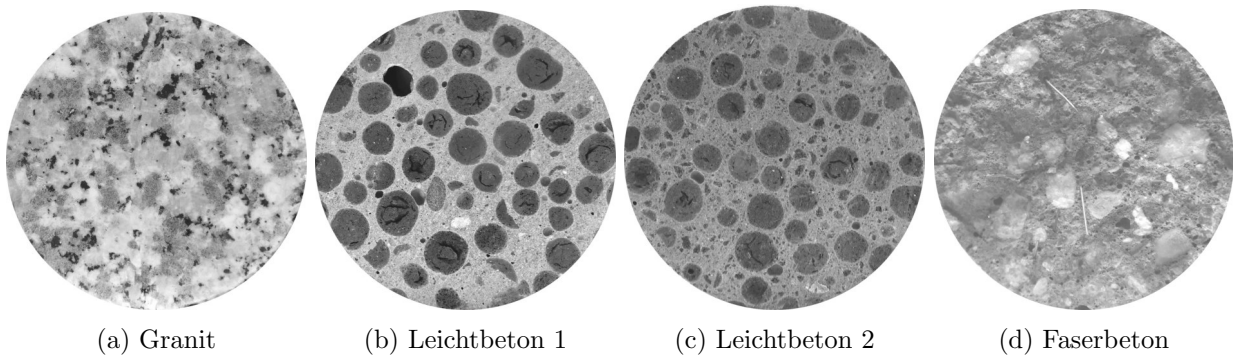


Abb. 4.4: Übersicht zu den Werkstoffen der Nebenversuche

4.1.4 Chargenübersicht

Die Proben wurden jeweils in Chargen zu 150 Stück je Mischung gefertigt, um eine ausreichend hohe statistische Absicherung bei gleichzeitig geringem Chargeneinfluss zu erhalten. Hierfür wurden spezielle Schalungen entwickelt. Eine Alterung der Proben wurde bewusst zugelassen und ist in den jeweiligen Prüfdaten vermerkt.

Nach dem Entschalen wurden die Proben einheitlich für sechs Tage bei 20 C im Wasserbad ausgelagert. Die Lagerung erfolgte anschließend je nach Prüfdatum bis zu 6 Jahre in einer klimatisierten Halle bei einem Klima von 20 C und 65 % Luftfeuchtigkeit. Die Prüfungen erfolgten nach unterschiedlichen Alterungszeiten, jedoch wurde eine Lagerungsdauer von mind. ca. 1 Jahr angestrebt, um Alterungseinflüsse weitgehend zu minimieren.

Die jeweilige Chargenzuordnung ist in Tabelle 4.5 dargestellt. Serie 1 bis 4 bezeichnet dabei die Standardmischungen unterschiedlicher Festigkeitsklassen. Die Mischrezepturen sind jeweils identisch, jedoch können Unterschiede aus verschiedenen Chargen anhand der Chargennummer identifiziert werden.

Serie 5 (C40-GRS) bezeichnet eine zusätzliche alternative Mischung des Referenzwerkstoffes C40 nach Angaben des Fördermittelgebers. Serie 6 ist eine Variante des Referenzwerkstoffes ohne Kies-Bestandteile. In Serie 7, 8 und 9 wurden die Korngröße definiert eingestellt, um deren Einfluss zu untersuchen. Serie 10 ist als Granit gekennzeichnet und definiert Proben des reinen Zuschlagsstoffes.

Tab. 4.5: Übersicht zu den einzelnen Chargen und Herstellungszeitpunkten

Serie	Bezeichnung	Charge	Betonagedatum
1	C20	1	11.03.2014
1	C20	2	19.03.2014
1	C20	3	14.11.2013
1	C20	4	30.07.2015
1	C20	5	23.09.2015
2	C40	1	01.02.2014
2	C40	2	19.02.2014
2	C40	3	25.02.2014
2	C40	4	21.11.2013
2	C40	5	25.08.2015
3	C80	1	12.02.2014
3	C80	2	09.09.2015
4	C160	1	25.03.2014
4	C160	2	03.04.2014
5	C40 GK8 GRS	1	21.06.2012
5	C40 GK8 GRS	2	27.02.2012
6	C40 Mörtel	1	25.06.2011
7	C40 GK4	1	12.10.2010
8	C40 GK8	1	27.11.2010
9	C40 GK16	1	21.11.2013
10	Granit	1	

4.1.5 Festlegungen zur Probekörpergeometrie

Betone reagieren aufgrund ihrer heterogenen Struktur sensibel bei kleineren Probenabmessungen. In der Regel werden daher Mindestmaße in Abhängigkeit vom Größtkorndurchmesser definiert um Einflüsse hieraus zu reduzieren. Die **DIN-1048-A** [4] empfiehlt für gegossene Proben Abmessungen vom 4-fachen des Größtkorndurchmessers. Für geschnittene Proben sind die Mindestabmessungen nach **DIN-1048-2A** [3] mit dem 3-fachen festgelegt.

Je größer die Proben werden, desto größer werden die notwendigen Beanspruchungen und der Aufwand der Prüfung steigt dabei deutlich. Im Gegensatz dazu nehmen die realisierbaren Dehnraten mit zunehmender Probenlänge ab. Aus diesem Grund wird für die vorliegenden Untersuchungen eine maximale Korngröße von $D_K = 16\text{mm}$ festgelegt. Aus dieser leitet sich die Referenzgeometrie mit einem Durchmesser für den Probekörper von $D_P = 50\text{mm}$ ab. Der Durchmesser der Probe ist damit identisch mit den Durchmessern der Stäbe des SHB.

Die ideale Länge der Probekörper ist wiederum von einer Vielzahl von Faktoren abhängig. Im statischen Versuch sollte ein Länge-Durchmesser-Verhältnis von $2/1$ nicht unterschritten werden um nicht zu weit vom gewünschten einaxialen Spannungszustand abzuweichen. Je geringer allerdings die Länge der Probe im dynamischen SHB Versuch wird, desto einfacher stellt sich der gewünschte homogene Dehnungszustand ein. Kürzere Proben erhöhen dabei allerdings nicht nur den Einfluss der Reibung, sondern verursachen einen deutlich komplexeren Spannungszustand in der Probe. Aus 3.4.7 ist weiterhin bekannt, dass das Verhältnis L/D die Trägheit entscheidend beeinflusst und hierbei je nach Autor Werte von $L/D = \sqrt{3/4}$ bis $L/D = \sqrt{\frac{3\mu_s}{4}}$ als ausreichend erachtet werden. Aus diesem Grund wird die Länge der Standardgeometrie mit $L_P = 80\text{mm}$ festgelegt, was eine mittlere Lösung zwischen allen Anforderungen darstellt. Diese Standardgeometrie (STAD) wird sowohl für direkte statische Zugversuche, als auch für statische und dynamische Druckversuche am SHB eingesetzt.

4 Statische Kennwertermittlung

Der Vergleich mit Versuchen nach **DIN-12390** erfolgt an üblichen Zylinderproben (SREF) mit einem Durchmesser $D = 150\text{mm}$ und einer Länge von $L = 300\text{mm}$. Die Werte hierfür werden in Abschnitt 4.2 angegeben.

Die Geometrie der Proben für statische und dynamische Spaltversuche (SPLT) unterscheidet sich nicht und wurde mit einem Durchmesser von $D = 50\text{mm}$ und einer Länge von $L = 40\text{mm}$ festgelegt. Sie können einfach aus den Referenzproben durch einen Sägeschnitt hergestellt werden. Die Probenlänge wurde dabei so gewählt, dass ein vollflächiger Kontakt zwischen den Stäben des SHB sichergestellt ist.

Dynamische Spallationsversuche benötigen längere Proben um eine ausgeprägte Zugwelle an der Rückseite der Probe zu reflektieren. Je länger die Probe ist, desto niedriger können die Dehnraten eingestellt werden. Im vorliegenden Fall wurde für die Spallationsproben (SPAL) ein Durchmesser von $D = 50\text{mm}$ bei einer Länge von $L = 180\text{mm}$ festgelegt, um den Anforderungen gerecht zu werden.

Zusätzlich wurde der Einfluss unterschiedlicher Probenlängen unter statischer und dynamischer Beanspruchung für ausgewählte Werkstoffe untersucht, um einerseits den Einfluss der reinen geometrischen Effekte abzubilden, andererseits aber auch die Auswirkung daraus auf Reibung und Trägheit abschätzen zu können. Abbildung 4.5 und Tabelle 4.6 gibt einen Überblick zu den jeweiligen Abmessungen.

Tab. 4.6: Übersicht zu den verwendeten Standardproben

Probe	Name	Versuchskürzel	Länge <i>mm</i>	Durchmesser <i>mm</i>	Fläche <i>mm²</i>	Volumen <i>mm³</i>
SREF	Referenz	SREF	300	150	17663	5298750
STAD	Standard	HAFT, TENS, COMP, SHPB	80	50	1963	157000
SPAL	Spallation	SPAL	180	50	1963	353250
SPLT	Spaltzug	SPLT, SHBT	40	50	1963	80000

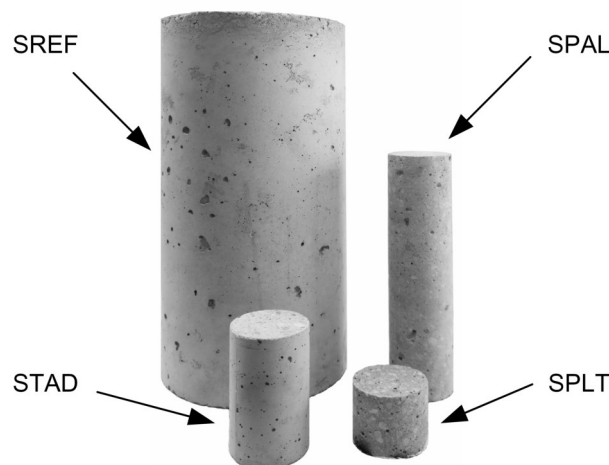


Abb. 4.5: Übersicht zu den Probengrößen für unterschiedliche Prüfmethoden

4.2 Statische Referenz Untersuchungen

In der vorliegenden Arbeit werden umfangreiche Untersuchungen zur statischen und dynamischen Zug- und Druckfestigkeit verschiedener Betone durchgeführt. Hierfür wurde eine alternative Probengeometrie entwickelt, die deutlich kleiner als die standardisierte Geometrie der **DIN 12390** sind

und entsprechende Skalierungseffekte hervorgerufen werden können. Als Vergleichsbasis erfolgt parallel zu den Untersuchungen an Kleinproben die normgerechte Bestimmung der Druckfestigkeiten und Elastizitätsmodulen am Referenzzylinder (SREF) im 28 Tage Test. Die Versuchdurchführung erfolgt in Wegregelung bis zum Überschreiten einer Maximalkraft. Es wurde jeweils ein Umfang von mind. 3 Stichproben je Charge geprüft.

Tab. 4.7: Übersicht zu Druckfestigkeitskennwerte der 28 Tage Normprüfung

Mischung	Datum	Würfel <i>MPa</i>	stabw <i>MPa</i>	Zylinder <i>MPa</i>	stabw <i>MPa</i>	E-Modul <i>MPa</i>	stabw <i>MPa</i>	Dichte <i>kg/m³</i>	stabw <i>kg/m³</i>
C20-M1	11.03.2014	33,58	0,23	32,83	2,20	29167	287	2267	12
C20-M2	19.03.2014	31,03	1,01	30,47	0,82	29073	329	2280	8
C20-M3	14.11.2013	30,64	0,82	32,90	0,22	27767	1190	2173	5
C20-M4	30.07.2015	28,43	0,97	24,06	0,22	22019	279	2170	8
C20-M5	23.09.2015								
C40-M1	01.02.2014	44,67	2,25	49,50	0,37	31867	1799	2283	12
C40-M2	19.02.2014	47,93	3,45	45,60	1,47	29500	497	2247	17
C40-M3	25.02.2014	52,58	1,68	51,47	3,03	32900	1606	2270	24
C40-M4	21.11.2013	44,17	1,97	44,95	1,75	33850	1250	2287	9
C40-M5	25.08.2015	61,53	2,21	51,53	1,11	32133	1862	2230	22
C80-M1	12.02.2014	66,87	4,68	84,07	0,74	36367	1715	2281	9
C80-M2	09.09.2015	84,77	0,63	84,58	4,69	29133	1204	2076	4
C160-M1	25.03.2014	194,35	2,72	181,46	0,18	35353	250	2393	5
C160-M2	03.04.2014								

Tabelle 4.7 fasst die wesentlichen Ergebnisse der Druckfestigkeitsprüfung nach 28 Tagen als Vergleichsbasis zusammen. Die Ergebnisse sind nach Chargen separiert und erlauben damit die getrennte Betrachtung der ermittelten Kennwerte und die Abschätzung von chargenbedingten Schwankungen. Fehlende Werte kennzeichnen eine unbrauchbare oder fehlende Datenbasis.

Tabelle 4.8 fasst Ergebnisse aus Tabelle 4.7 chargenunabhängig zusammen. Die mittleren Werte verschieben sich hierbei leicht. Die statistischen Abweichungen in Form der Standardabweichung vergrößern sich dadurch entsprechend.

Tab. 4.8: Übersicht zu den um den Chargeneinfluss bereinigten Druckfestigkeitskennwerten

Beton	Stichproben	Würfel	stabw	Zylinder	stabw	E-Modul	stabw	Dichte	stabw
C20	12	30,92	2,00	30,10	3,80	27006	3003	2223	52
C40	15	50,18	6,85	48,90	3,30	31921	2066	2263	28
C80	6	75,82	9,55	84,30	3,40	32750	3908	2179	103
C160	3	194,35	2,72	181,50	0,20	35353	250	2393	5

4.3 Statische Druckversuche an zylindrischen Kleinproben (COMP)

Statische Druckversuche sind nach **DIN EN 12390-3** geregelt und die hier vorgestellte Methode orientiert sich im Wesentlichen daran. Die Druckfestigkeit f_c des Betons ist dabei mit $f_c = F/A_c$ definiert. Unabhängig davon wurden weitere Kennwerte den Spannungs-Dehnungsverläufen entnommen und dokumentiert. Der wesentliche Grund für die Kennwertermittlung an standard Kleinproben (STAD) ist die Übertragbarkeit der Ergebnisse zwischen den einzelnen Versuchsaufbauten durch eine identische Probengeometrie. Zusätzlich wurden zur effektiven Fertigung Schalungen mit jeweils 150 Proben entworfen. Der Stichprobenumfang je Charge lies sich damit um ein Vielfaches erhöhen und chargenbedingte Einflüsse minimieren.

Die Versuche erfolgten bei zwei verschiedenen Geschwindigkeiten, welche in etwa die obere und untere Grenze der zur Verfügung stehenden hydraulischen Prüfmaschine entsprachen. Die obere Belastungsgeschwindigkeit beträgt ca. 1 mm/s (VB - Velocity B), die untere ca. 0,02 mm/s (VA - Velocity A) und stellen Zielwerte für die Beanspruchung dar. Die tatsächlichen Beanspruchungen sind abhängig von der Prüfmaschine und wurden lokal bestimmt. Für beide Geschwindigkeitsbereiche erfolgte jeweils die Prüfung von wassergesättigten (HA - Humidity A), normal gelagerten (HB) und getrockneten Proben (HC). Der Stichprobenumfang betrug in der Regel 5-8 Proben. Die Mindestlagerdauer der Proben betrug in diesem Fall 365 Tage unter normklimatischen Bedingungen, um Effekte aus Alterung zu reduzieren. Dichte und Wassergehalt der einzelnen Chargen lassen sich aus Tabelle 6.24 entnehmen. Insgesamt wurden hierfür 242 Stichproben geprüft (Tabelle 4.9).

Tab. 4.9: Übersicht zu den Proben für statische Druckversuche

Werkstoff	Serie	Prüfalter	langsam		schnell		schnell	
			nass	normal	nass	normal	trocken	trocken
C20	1	610	5	8	5	5	8	5
C40	2	645	4	8	3	5	7	5
C80	3	640	5	8	5	5	8	5
C160	4	596	5	8	5	5	8	5
C40 GK8 GRS	5	1355	5	8	5	5	8	5
C40 GK2 Mörtel	6	1600	5	8	5	5	10	5
C40 GK4	7	1856		2				
C40 GK8	8	1811		2				
C40 GK16	9	722		2				
Granit	10	-		7			5	
Faserbeton	13	641		5			5	
	gesamt	242	29	66	28	30	59	30

4.3.1 Versuchsaufbau für Druckversuche

Zur Sicherstellung einer axialsymmetrischen Belastungseinleitung erfolgte diese mit Hilfe von Kalotten, die für jeden Probekörper individuell ausgerichtet wurden (Abb. 4.6-a). Die Bestimmung der lokalen Verschiebungen erfolgte direkt an den Kalotten mit Hilfe von drei axial um 120 Grad versetzt angeordneten, induktiven Wegaufnehmern. Damit reduziert sich der Einfluss der Maschinensteifigkeit auf ein Minimum. Zusätzlich erfolgte die Kalibrierung der Anordnung mit Hilfe eines Referenzprobekörpers aus Aluminium mit identischer Probengeometrie. Er dient gleichzeitig der Kalibrierung aller Prüfanlagen inkl. der SHB-Anlage und stellt damit eine einheitliche Vergleichsbasis für die unterschiedlichen Anlagen dar (vgl. Abb. 4.7).

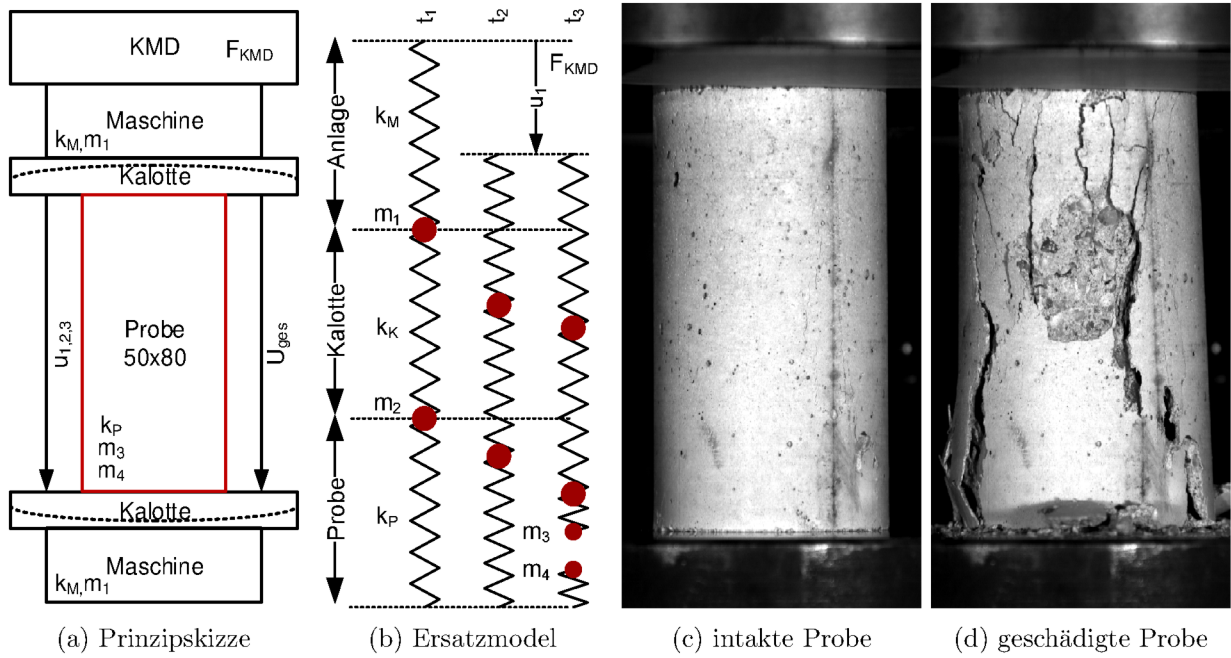


Abb. 4.6: Versuchsaufbau für statische Druckversuche

4.3.2 Methodik der Datenanalyse

4.3.2.1 Kalibrierung und Steifigkeitskorrektur

Abbildung 4.7 stellt exemplarisch die Basisdaten zur Korrektur der Steifigkeiten des Versuchsaufbaus dar. Anhand des Referenzprobekörpers lassen sich die Einflüsse aus der Maschinensteifigkeit und des elastischen Verhaltens der Kalotten bestimmen und korrigieren. Die Korrektur ist auch die Basis für die effiziente Abschätzung der Elastizitätsmodulen und der lokalen Dehnungen, ohne hierfür Dehnmessstreifen oder lokale Ansatzdehnungsaufnehmer zu benutzen und trotzdem deutlich größere Verschiebungen untersuchen zu können.

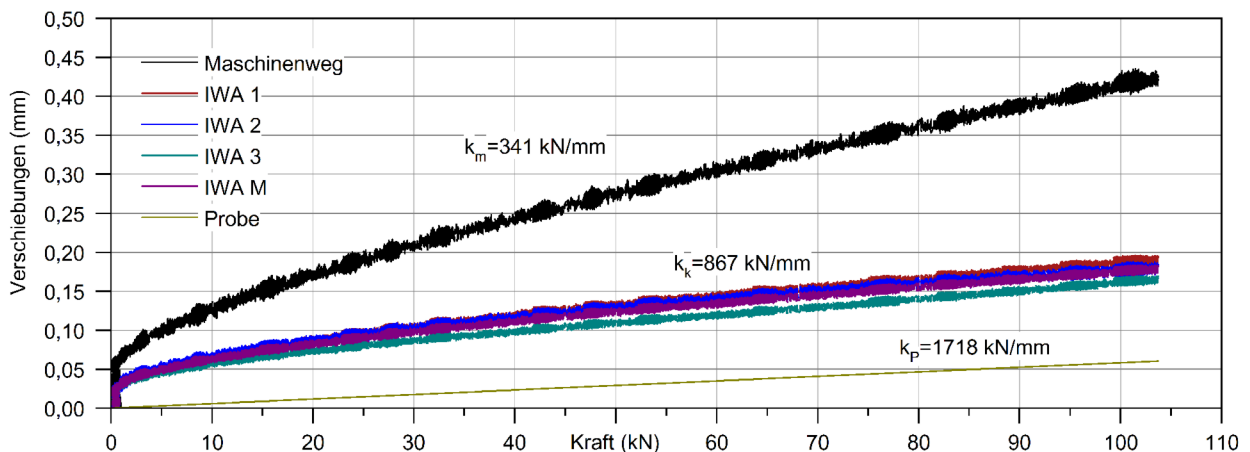


Abb. 4.7: Kraft-Verschiebungsverläufe für den verwendeten Prüfaufbau

Die Gesamtsteifigkeit ergibt sich aus der Reihenschaltung der Federsteifigkeiten der drei Hauptkomponenten der Anlage nach Tabelle 4.10 (vgl. Abb. 4.6). Zur Korrektur des Beschleunigungseinflusses wurden zusätzlich die jeweiligen Massen aufgeführt.

Tab. 4.10: Übersicht zu Massen und Steifigkeiten der aktiven Bauteile des Prüfaufbaus

Bauteil	Parameter	Masse kg	Gesamtmasse kg	Steifigkeit kN/mm	Gesamtsteifigkeit kN/mm
Probe	m_P, k_P	0,42	0,42	1718	1718
Kalotte	m_K, k_K	2,91	3,33	1750	867
Maschine	m_M, k_M	46,50	49,83	562	341

Abbildung 4.8 zeigt am gleichen Beispiel die Auswirkungen der Steifigkeitskorrektur auf die Messwerte des Maschinenweges und der lokalen Verschiebungen an den Kalotten im Druckversuch mit dem Kalibrierkörper. Die Korrekturen führen zu deutliche geringeren Verschiebungen und wirken sich entsprechend auf die resultierenden Dehnungen aus.

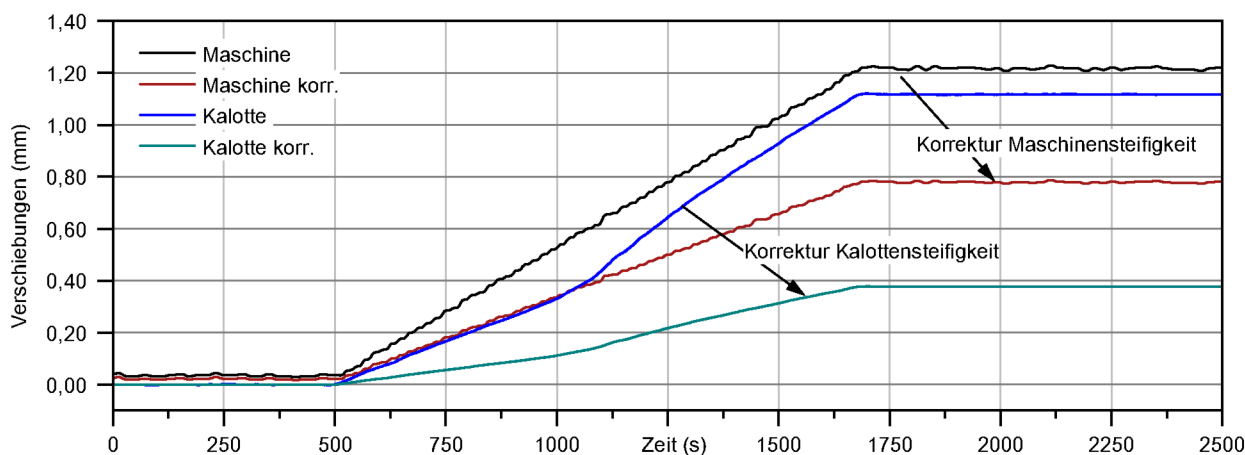


Abb. 4.8: Auswirkungen der Steifigkeitskorrektur auf den Kalibrierkörper

4.3.2.2 Rohdatenanalyse und Filterauswahl

Die übliche Erfassungsrate bei Prüfmaschinen für statische Versuche liegt im Bereich von 100 bis 400 Hz und ist deutlich zu gering für die schnelleren Untersuchungen. Aus diesem Grund wurde ein externes Messsystem installiert und die Daten für die statischen Druckversuche einheitlich mit einer Aufzeichnungsrate von 10 kHz erfasst. Dies stellt eine ausreichend hohe Frequenz für die Auflösung der schnellen Versuche dar, ermöglicht auf der anderen Seite aber auch die Analyse von schneller ablaufenden Effekten bei der Rissbildung. Das spröde Nachbruchverhalten von Beton lässt sich nur auf diese Weise sinnvoll erfassen.

Abbildung 4.9 zeigt die Rohdaten für die Kraftmessung für langsame (VA) und schnelle (VB) Versuche. Die Filtereinstellungen für beide unterscheiden sich deutlich. Für langsame Versuche hat sich ein Tiefpassfilter mit Grenzfrequenz von 1 Hz, für schnellere Versuche 50 Hz bewährt um sinnvolle Verhältnisse zwischen Signal und Rauschen zu erhalten. Die gute Überlagerung der resultierenden Kurven ist ein Indiz für den geringen Störeinfluss des Filters. Für unterschiedliche Untersuchungsaufgaben wurden unterschiedliche Filter verwendet. Das Anfahr- und Nachbruchverhalten wurde separat betrachtet. Es zeigte sich allerdings erst im Nachgang, dass für den Druckbereich deutlich höhere Frequenzen relevant gewesen wären um beispielsweise einzelne Brüche und ihre Kraftreaktion zu ermitteln. Zusätzlich hätte auch die Trägheit des Gesamtsystems in der verwendeten Konfiguration eine solche Detektion nicht zugelassen.

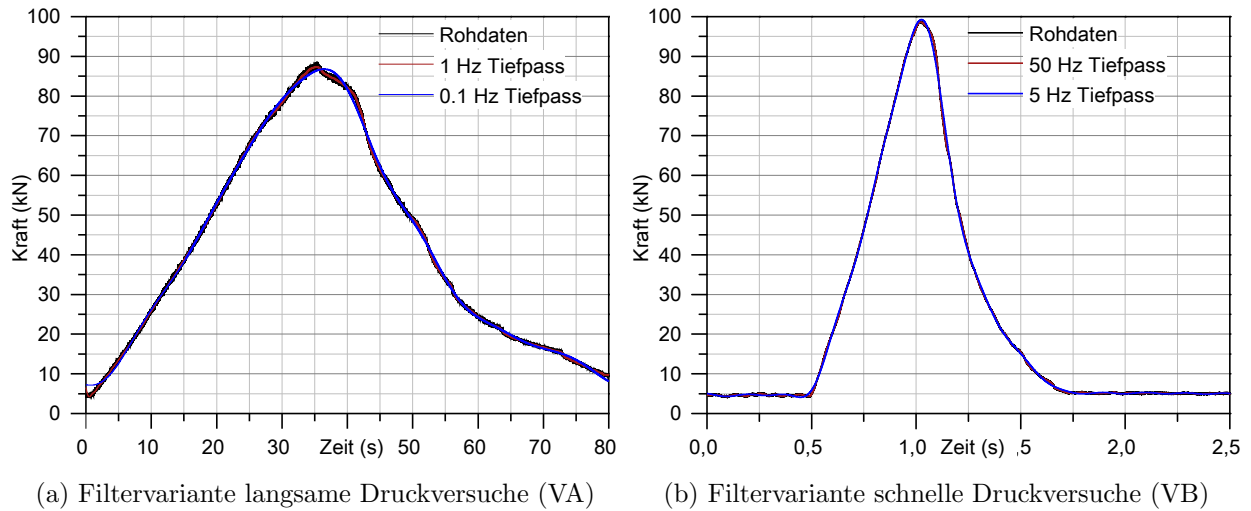


Abb. 4.9: Filterauswahl für statische Druckversuche für schnelle und langsame Versuche

4.3.2.3 Selektion der Basisdaten

In einem nächsten Schritt erfolgt die Eingrenzung der Datenbasis auf den zeitlich relevanten Auswertebereich und ist komplexer als man dies annehmen mag. Das Problem besteht darin, einen geeigneten Start- und Endpunkt in der Datenbasis zu finden und dies allgemeingültig für alle Versuchsvarianten programmiertechnisch umzusetzen.

Die Selektion des Startpunktes erfolgt anhand der Datenbasis für den Kraftverlauf. Der Startzeitpunkt wird dabei durch den Schnittpunkt einer Gerade bei einer Kraft von $F = 0\text{ kN}$ gebildet, die durch einen linearen Fit im Bereich von 20 % bis 80 % der Maximalkraft definiert wurde. Mit dieser Methode werden Anlaufeffekte durch unterschiedliche Umlagerungen vermieden.

Der Endwert wird durch eine Kombination aus drei Methoden bestimmt. Diese werden durch ihr zeitliches Minimum selektiert, das heißt, dass das Kriterium relevant ist, welches als Erstes auftritt. Für die Druckversuche ist hierbei eine Kombination aus der maximal auftretenden Dehnung, der Spannungsabfall auf 10 % nach dem Spannungsmaximum und alternativ dazu einen Spannungsabfall auf 90 % für sprödes Verhalten definiert.

4.3.2.4 Geschwindigkeiten und Beschleunigungen

Effekte aus Beschleunigungen und lokalen Trägheiten spielen auch in vermeintlich quasi-statischen Druckversuchen eine Rolle. Je höher die Belastungsgeschwindigkeiten sind, desto relevanter werden diese Effekte vor allem bei der Untersuchung des Nachbruchverhaltens. Der meist abrupte Kraftabfall hat Auswirkungen auf die Steifigkeit des Gesamtsystem Maschine-Probe, dessen Regelverhalten und der im System gemessenen Kräfte (vgl. Abb. 4.6-b).

Aufgrund der Trägheit der Komponenten werden bei einem plötzlichen Probenbruch (Übergang von t_2 nach t_3) Kräfte aus der elastischen Rückfederung und der Beschleunigung der zwischen Probe und Kraftmesseinrichtung wirkenden Komponenten erfasst. Werden diese ignoriert, wird das Nachbruchverhalten mit zunehmender Prüfgeschwindigkeit und bei höheren Probensteifigkeiten überschätzt. Eine besondere Relevanz erfährt dieser Effekt allerdings erst in Zugversuchen (vgl. Abschnitt 4.4).

Aus den Verschiebungen der Kalotten lassen sich Geschwindigkeiten und Beschleunigungen am Eingang der Probe ableiten. Gleiches gilt für die daraus resultierenden wirksamen Beschleunigungskräfte. Abbildung 4.10 zeigt für schnelle Druckversuche die Beschleunigungskräfte. Die zusätzlichen Kräfte liegen in einem Bereich von nur wenigen 10 N und zeigen starke Schwankungen während der

4 Statische Kennwertermittlung

eigentlichen Bruchphase. Sie machen einen Anteil von weniger als 0,10% an der gemessenen Gesamtkraft aus und können daher bei diesen Versuchen vernachlässigt werden.

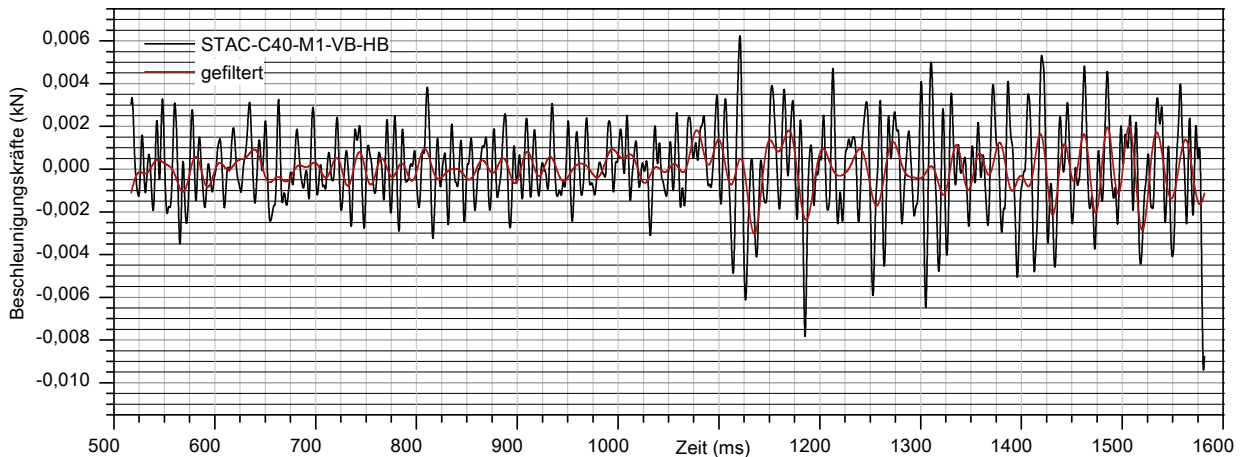


Abb. 4.10: Resultierende Beschleunigungskräfte auf die Probe

4.3.2.5 Technische Spannungs-Dehnungsbeziehungen

Die wesentliche Charakteristik eines Werkstoffes wird von seiner Geometrie unabhängig durch seinen Spannungs-Dehnungszusammenhang dargestellt. Der übliche Zusammenhang von technischen Spannungen und Dehnungen ist dabei aus Abbildung 4.11 ersichtlich.

Die technischen Spannungen σ_T werden als Kraftverlauf F auf den Anfangsprobenquerschnitt A_0 bezogen:

$$\sigma_T = \frac{F}{A_0} \quad (4.1)$$

Die technische Dehnung ε_T oder auch **CAUCHY-DEHNUNG** entspricht der auf die Anfangsprobenlänge L_0 bezogene Längenänderung ΔL :

$$\varepsilon_T = \frac{\Delta L}{L_0} \quad (4.2)$$

Zusätzlich wurde die entsprechende Dehnrates $\dot{\varepsilon}_T$ als erste Ableitung der Dehnung ε_T dargestellt und zeigt den unstetigen Verlauf der Dehnrates am Probeneingang. Der unstetige Dehnungs- und Dehnratesverlauf führt zum Problem der Definition einer skalaren Ersatzkenngröße, auf die in Abschnitt 4.3.2.7 näher eingegangen wird.

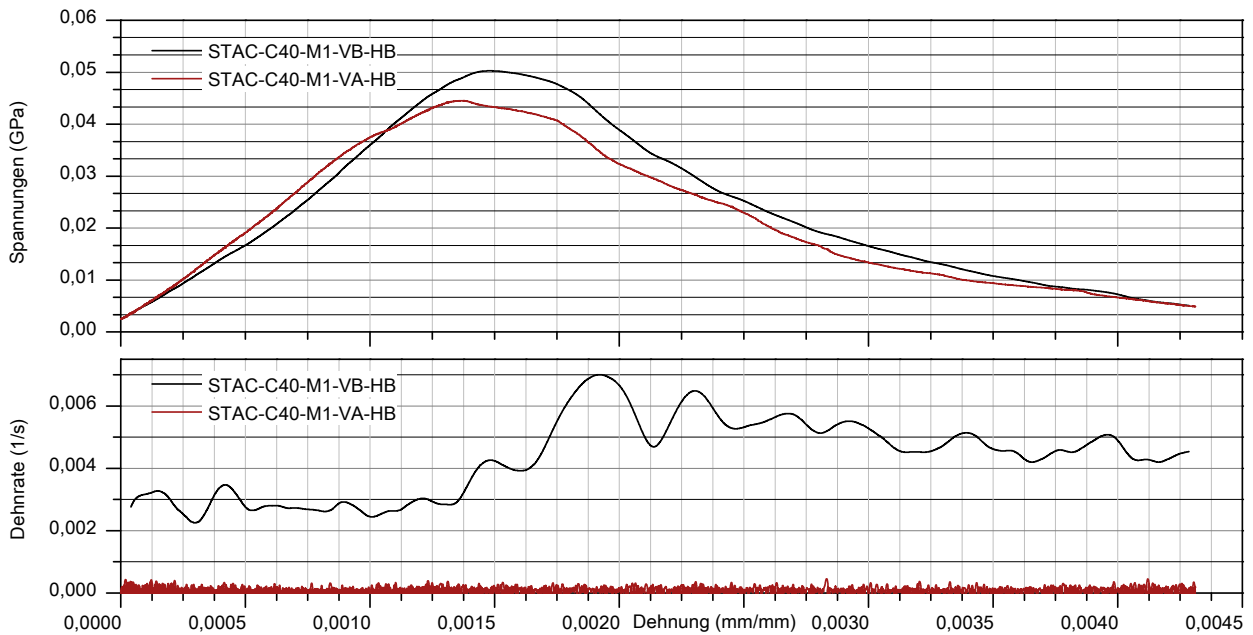


Abb. 4.11: Exemplarischer Spannungs-Dehnungs-Dehnratenverlauf für schnelle (VB) und langsame Versuche (VA)

4.3.2.6 Wahre Spannungs-Dehnungsbeziehungen

Technische Dehnungen und Spannungen beziehen sich auf den Anfangszustand einer Probe und stellen damit eine Vereinfachung dar, die nicht dem eigentlichen Werkstoffverhalten entsprechen. Dies wird vor allem bei numerischen Untersuchungen relevant, in denen die stoffgesetzlichen Formulierungen der Spannungs- und Dehnungszustände auf den aktuellen Zustand des Körpers bezogen werden und demnach dessen Vorgeschichte mit einschließen. Unter der Annahme der Volumenkonstanz können die wahren Beziehungen aus den technischen Größen abgeleitet werden.

Die wahren Spannungen σ_w berücksichtigen die Änderung der bezogenen Querschnittsfläche während des Versuches, der in den meisten Fällen nicht mit erfasst wird. Sie lassen sich aus den technischen Spannungen wie folgt bestimmen:

$$\sigma_w = \frac{F}{A} = \frac{F \cdot A_0}{A \cdot A_0} = \sigma_T \cdot \frac{A_0}{A} = \sigma_T \cdot (1 + \varepsilon_T) \quad (4.3)$$

Die wahre Dehnung ε_w , oder auch **HENCKBY-DEHNUNG** ergibt sich durch eine inkrementelle Betrachtung und ist wie folgt definiert.

$$\varepsilon_w = \frac{dL}{L} = \ln\left(\frac{L}{L_0}\right) = \ln(1 + \varepsilon_T) \quad (4.4)$$

Abbildung 4.12 stellt neben den technischen die wahren Spannungs-Dehnungsbeziehungen dar. Verdeutlicht werden die nur sehr geringen Unterschiede sowohl im Bereich der Spannungen als auch bei den resultierenden wahren Dehnraten. Die Abweichungen der Spannungen liegen in einem Bereich von ca. 0,20 %, die Abweichungen bei der Dehnrates liegen in einem Bereich von ca. 5 % gegenüber der technischen Betrachtung. Die Ursache für den geringen Einfluss liegt in der geringen Bruchdehnung des Werkstoffes, bis zu der sich nur geringe Unterschiede einstellen. Im Vergleich zum plastischen Verhalten von Stählen, mit bis zu 40 %, liegen die Bruchdehnungen für normale Betone mit ca. 0,50 % kurz oberhalb der Streckgrenze von Metallen. In diesem Bereich ist der Unterschied zwischen beiden Darstellungsformen vernachlässigbar.

4 Statische Kennwertermittlung

Ein weiteres Augenmerk muss auf den abklingenden Anteil der wahren Spannungs-Dehnungskurven gelegt werden. Unter den getroffenen Annahmen ist dieses Verhalten nicht möglich. Die Ursachen hierfür liegen darin, dass bei der Druckprüfung von Beton dessen Verhalten nicht mehr mit den klassischen Annahmen der Kontinuumsmechanik vereinbar ist. Interne Risse führen zu einer scheinbaren Volumenänderung und zu einer Richtungsabhängigkeit, welche in der Mechanik eher als eine Art schädigungsinduzierte Anisotropie beschrieben werden müsste und bisher völlig unberücksichtigt bleibt.

Die Annahmen für die Definition der wahren Spannungs-Dehnungsbeziehungen lassen sich demzufolge nicht direkt für Betone im Druckbereich adaptieren.

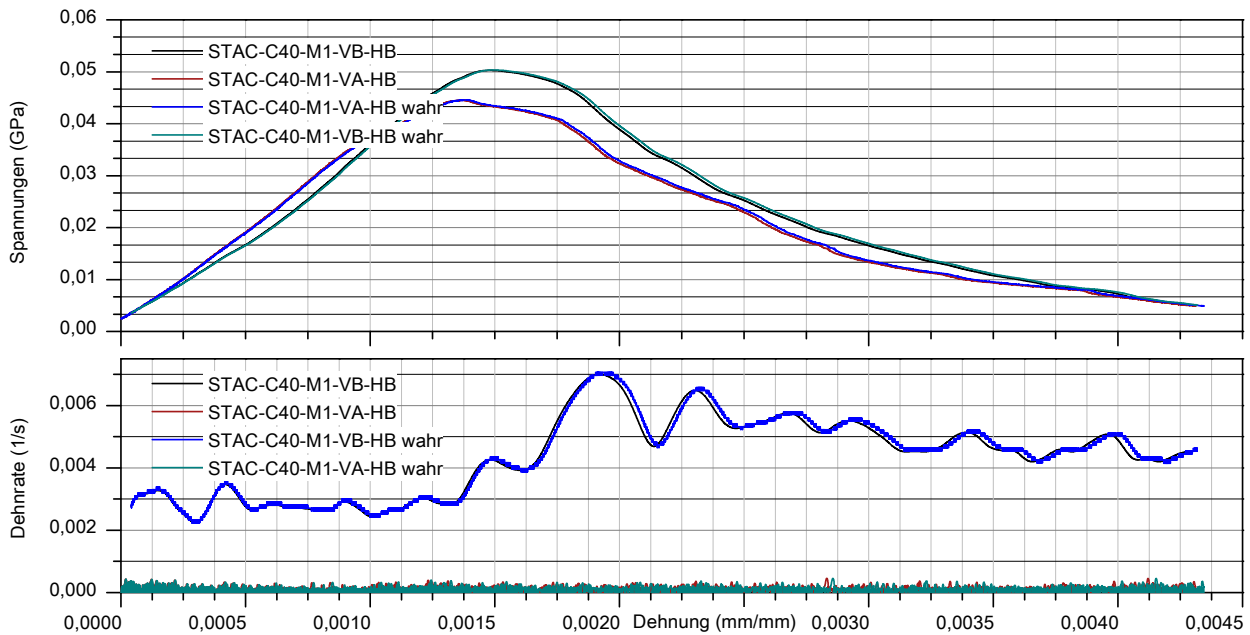


Abb. 4.12: Vergleich technischer und wahrer Spannungs-Dehnungs-Dehnratenverlauf

4.3.2.7 Definition der abgeleitete Kenngrößen

Vektorelle Größen wie Spannungs-Dehnungsverläufe sind in der praktischen Handhabung weniger geeignet für einen schnellen Vergleich von Werkstoffen untereinander weshalb diese in der Regel durch skalare Kenngrößen, wie bspw. ihren Festigkeiten charakterisiert werden. Im Folgenden werden skalare Kenngrößen definiert, die sich in ihrer Begrifflichkeit an den Werkstoffwissenschaften orientieren und teilweise bewusst von den Begriffen des Bauingenieurwesens abweichen. Abbildung 4.13 und Tabelle 4.11 geben einen Überblick über die in dieser Arbeit genutzten Parameterbezeichnungen.

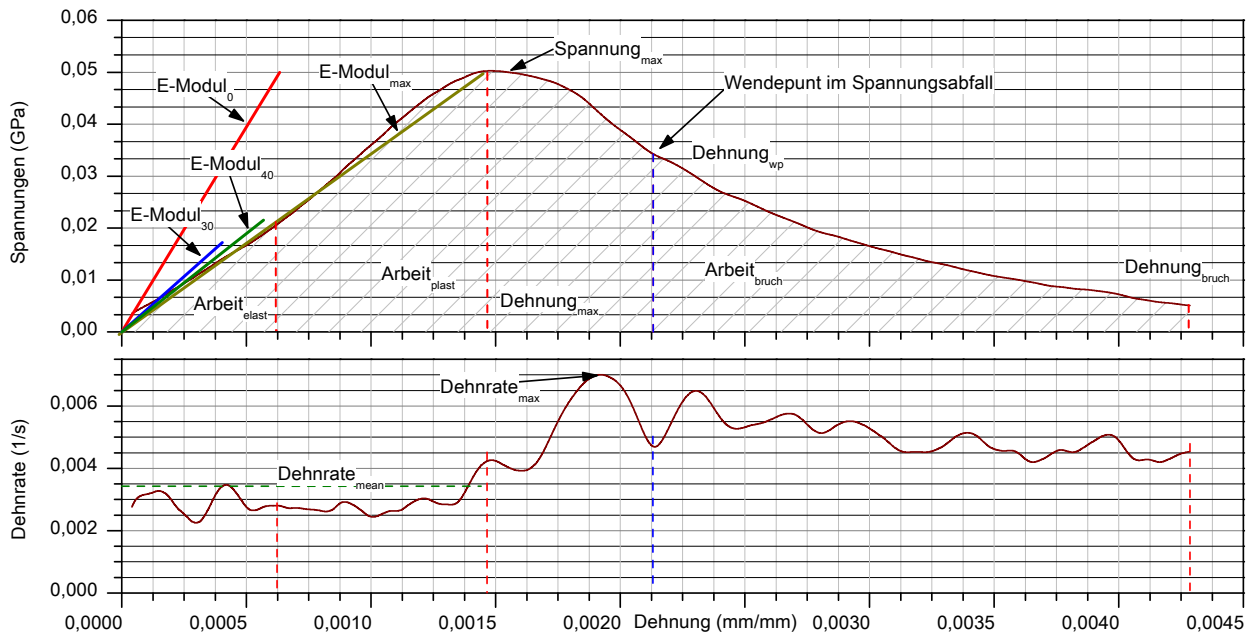


Abb. 4.13: Definition von skalaren Kenngrößen im Spannungs-Dehnungsdiagramm

Tab. 4.11: Festlegung der Begrifflichkeiten

Parameter	Zeichen	Beschreibung
<i>E – Modul</i> ₀	E_0	Elastizitätsmodul im Ursprung
<i>E – Modul</i> ₃₀	E_{30}	Elastizitätsmodul bei 30% der Maximalspannung
<i>E – Modul</i> ₄₀	E_{40}	Elastizitätsmodul bei 40% der Maximalspannung
<i>E – Modul</i> _{max}	E_{max}	Elastizitätsmodul als Sekante zur Maximalspannung
<i>Spannung</i> _{max}	S_{max}	Spannungsmaximum bzw. Festigkeit
<i>Dehnrate</i> _{mean}	R_{mean}	Mittlere Dehnrate im Bereich von 0 bis zur Maximalspannung
<i>Dehnrate</i> _{max}	R_{max}	Maximale Dehnrate
<i>Dehnung</i> _{max}	D_{max}	Dehnung am Spannungsmaximum. Gleichmassdehnung
<i>Dehnung</i> _{bruch}	D_{dam}	Maximale Dehnung. Bruchdehnung
<i>Dehnung</i> _{wp}	D_{wp}	Dehnung am Wendepunkt des Spannungsabfalls
<i>Arbeit</i> _{elast}	W_{elast}	Arbeit bis zum Erreichen von 40% der maximalen Spannung
<i>Arbeit</i> _{plast}	W_{plast}	Plastische Arbeit bis zum Erreichen der maximalen Spannung
<i>Arbeit</i> _{bruch}	W_{dam}	Brucharbeit ab maximaler Spannung

4.3.2.8 Ersatzbeschreibung der Schädigungsevolution

Eine deutlich elegantere Variante ist die analytische Abbildung dieses Zusammenhanges zwischen Spannungen und Dehnungen. Je nach Wahl der Komplexität und Abbildungsgenauigkeit lassen sich hierfür eine Vielzahl von Funktionen aufstellen und an die entsprechenden messtechnisch erfassten Verläufe anpassen. Damit wird es perspektivisch möglich sein, das recht komplexe Werkstoffverhalten durch eine reduzierte Anzahl von Parametern eindeutig analytisch zu beschreiben.

Eine physikalisch basierte Modellvorstellung wird bereits in Kapitel 7 als Evolutionsfunktion der Schädigung für das makroskopische Stoffgesetz eingeführt. Es basiert auf der Annahme eines **WEIBULL**-verteilten Risswachstums unter Beanspruchung. Abbildung 4.14 skizziert die fortschreitende Schädigung am Beispiel einer Zugprobe. Betrachtet man die Probe als Ersatzmodell parallel geschalteter Federn, lässt sich die Schädigung durch eine fortschreitende Auftrennung einzelner Federn mit der Folge einer reduzierten Steifigkeit des Gesamtsystems beschreiben. Je nach Beanspruchungsart

führt dies zu einem stabilen (Dehnung gesteuert) oder instabilen Risswachstum (Kraft gesteuert). Die sich öffnenden Rissufer sind zusätzlich Masse-behaftet und bewirken eine gewisse Trägheit bzw. Verzögerung dieser Entwicklung.

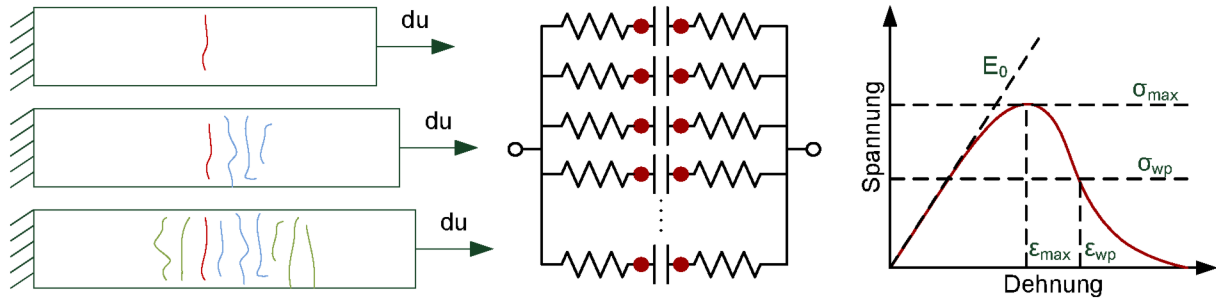


Abb. 4.14: Ersatzmodell für eine Schädigungsentwicklung

Das Modell beruht auf einer Reduktion der Steifigkeit der Probe, die durch die Einführung des Schädigungsparameters D beschrieben wird und letztlich die Abminderung eines ungeschädigten Elastizitätsmoduls E_0 wie folgt bewirkt.

$$\sigma = (1 - D) E_0 \cdot \varepsilon \quad (4.5)$$

Die Schädigungsvariable ist im Bereich $0 \leq D \leq 1$ definiert. Die Formulierung erfolgt in Abhängigkeit von der Beanspruchungsgeschichte, wobei im vorliegenden Fall auf einen dehnungsbasierten Ansatz (ε) wie folgt zurückgegriffen wird.

$$D(\varepsilon) = \begin{cases} 0 & \varepsilon < e_0 \\ 1 - e^{-\left(\frac{\varepsilon - e_0}{e_d}\right)^{g_d}} & \varepsilon \geq e_0 \end{cases} \quad (4.6)$$

Der freie Parameter g_d bestimmt die Form der Schädigungsfunktion und ist als Gestaltparameter Teil der ursprünglich zugrunde liegenden Weibullverteilung. Als Skalierungsparameter wird hierin zusätzlich e_d benötigt. Er beschreibt eine Art charakteristische Dehnung. Zusätzlich wird eine Anfangsschädigung mit e_0 berücksichtigt und verschiebt die Dehnungen auf der Abszisse. Sie bewirkt während des nichtlinearen Fittings eine automatische Anpassung des Ursprunges und kann in der Regel bei der späteren Werkstoffbeschreibung ignoriert werden. E_0 fungiert in diesem Ansatz als ungeschädigter Elastizitätsmodul und stellt die Tangente im Ursprung dar.

Die Zusammenführung beider Ansätze führt zu:

$$\sigma = E_0 \cdot \varepsilon \cdot e^{-\left(\frac{\varepsilon - e_0}{e_d}\right)^{g_d}} \quad (4.7)$$

Durch Differenzieren von Gl.4.7 nach ε erhält man das elastische Verhalten des Werkstoffes wie folgt:

$$\dot{\sigma} = -E_0 \cdot \left(\frac{\varepsilon}{e_d}\right)^{g_d} \cdot e^{-\left(\frac{\varepsilon - e_0}{e_d}\right)^{g_d}} + E_0 \cdot e^{-\left(\frac{\varepsilon - e_0}{e_d}\right)^{g_d}} \quad (4.8)$$

Die Dehnung am Maximum der Spannung lässt sich damit für $\dot{\sigma} = 0$ und Auflösung nach ε unabhängig von E_0 wie folgt bestimmen:

$$\varepsilon_{max} = e_d \cdot g_d^{\frac{1}{g_d}} \quad (4.9)$$

Die maximale Spannung ergibt sich durch Einsetzen und Vereinfachen von Gl.4.9 in Gl. 4.7

$$\sigma_{max} = \sigma(\epsilon_{max}) = E_0 \cdot e_d \cdot \left(1 - \left(1 - e^{-\left(\frac{-1}{g_d}\right)^{g_d}} \right) \right) \cdot e^{\left(\frac{-\ln(g_d)}{g_d}\right)} \quad (4.10)$$

Für $\epsilon = 0$ ergibt sich der ungeschädigte Elastizitätsmodul im Ursprung durch Einsetzen und vereinfachen von Gl. 4.8.

$$\dot{\sigma}(0) = E_0 \quad (4.11)$$

Da Gleichung 4.7 erst im Unendlichen gegen $\sigma = 0$ strebt, lässt sich eine maximale Bruchdehnung mit diesem Ansatz nicht beschreiben. Einen interessanten Ansatz hierfür stellt der Wendepunkt im abfallenden Ast der Spannungs-Dehnungslinie dar. In Analogie zu einer Halbwertszeit lässt sich hiermit ein exakter Wert für die Beschreibung eines Nachbruchverhaltens definieren. Er sollte aus einer rein praktischen Sicht auch die Grenze einer sinnvollen Versuchsauswertung darstellen.

Die zweite Ableitung von Gl. 4.7 nach ϵ liefert für $\ddot{\sigma} = 0$ den Dehnungs-Wendepunkt ϵ_{wp} :

$$\epsilon_{wp} = e^{\left(\frac{\ln\left(\frac{g_d+1}{g_d}\right)}{g_d}\right)} \cdot e_d \quad (4.12)$$

Die zugehörigen Spannungen σ_{wp} ergeben sich erneut durch Einsetzen in Gl.4.7. Auf ihre Darstellung soll der Übersichtlichkeit halber verzichtet werden.

Die Brucharbeit ist durch das bestimmte Integral von Gl. 4.7 gegeben und beschreibt in der Regel das gesamte Spannungs-Dehnungsverhalten. Als obere Grenze wird in dieser Arbeit der Wendepunkt der Dehnung ϵ_{wp} als maximale Bruchdehnung betrachtet. Sie ergibt sich wie folgt:

$$W_{wp} = \int_{\epsilon=0}^{\epsilon_{wp}} E_0 \cdot e^{-\left(\frac{\epsilon}{g_d}\right)^{g_d}} \cdot \epsilon \, d\epsilon \quad (4.13)$$

Die Auswertung des Bruchverhaltens bei Dehnungen oberhalb dieses Wendepunktes kann bisher nicht wirklich als sinnvoll erachtet werden da man in diesem Bereich kaum noch von einem Kontinuum und den damit verbundenen Annahmen bei der Versuchsdurchführung ausgehen kann. Eine direkte Bestimmung aller drei Parameter E_0 , g_d und e_d ist schwierig, kann aber durch geeignete Methoden iterativ erfolgen. Insbesondere ist die Auflösung des Formfaktors g_d nur durch eine entsprechende Regression realisierbar.

Parameterfindung durch nichtlineare Optimierung

Abbildung 4.15 zeigt das Ergebnis der Kurvenanpassung mit vier freien Parametern ohne spezielle Anforderung an die Wichtung der Daten. Die zugrunde liegenden Funktionen basieren auf einer **NELDER-MEAD**-Simplex-Optimierung [125] und wurden ebenfalls in Matlab umgesetzt. Auf sie soll an dieser Stelle nicht weiter eingegangen werden. Das Ergebnis der Optimierung zeigt eine gute Anpassung an die experimentellen Daten. Für die Iteration sind in der Regel ca. 400 Schritte notwendig. Aufgrund der einheitlichen Wichtung ist die wesentliche Zielgröße hierfür ein Best-Fit des Kurvenverlaufes bzw. der Gesamtbrucharbeit. Die maximale Spannung als wesentlicher Parameter wird dadurch nur sehr schlecht berücksichtigt.

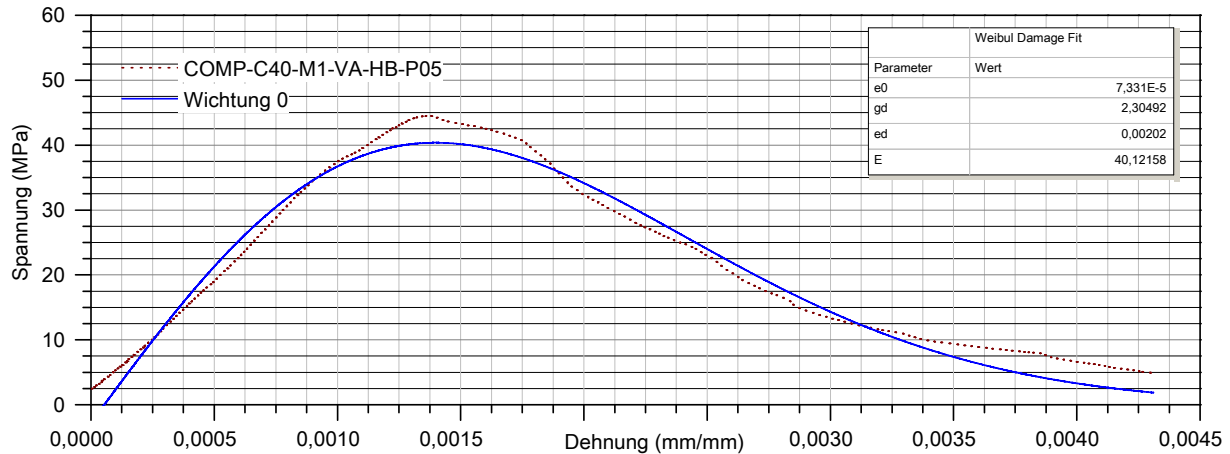


Abb. 4.15: Schädigungsentwicklung auf Basis einer ungewichteten Weibullverteilung

Abhilfe schafft dabei eine intelligente Festlegung von Parametern und eine Wichtung der Zielgrößen. Abbildung 4.16 beinhaltet eine Startfunktion, mit deren Hilfe bereits eine deutliche Eingrenzung der Anfangswerte und der Suchparameter erfolgt. Hierzu wird ein entsprechender Elastizitätsmodul aus den Basisdaten abgeleitet und eine Schwankung in gewissen Grenzen zugelassen. Ähnliches gilt für den Formfaktor gd welcher in Grenzen von 0.5 bis ca. 10 sinnvolle Werte liefert. Der Startwert hierfür liegt für Druckversuche bei 2, der für e_0 bei 0. Der Parameter ed markiert in etwa den Wendepunkt der Entfestigungsgeraden und sein Startwert wird bei ca. 75 % der maximalen Dehnung abgeschätzt.

Als Zielgrößen lassen sich prinzipiell alle Parameter nach Abschnitt 4.3.2.7 definieren. Sinnvoll ist die Ableitung von 3 Wesentlichen Kenngrößen, die für die Form der Kurve relevant sind. Diese Parameter werden entsprechend unterschiedlich gewichtet und kombiniert. Abbildung 4.16 beinhaltet hierfür die Wirkung für 4 verschiedene Kombinationen, wovon letztlich Methode 4 für alle Bewertungen im Rahmen dieser Arbeit genutzt wurde.

1. Wichtung 0 zeigt den ungewichteten Fit. Die Zielfunktion ergibt sich aus einem Best-Fit des gesamten Spannungsverlaufes. Das Spannungsmaximum wird dabei deutlich unterschätzt.
2. Wichtung 1 definiert die Zielfunktion mit der Abweichung zur maximalen Spannung. Hierfür werden die Werte zusätzlich normalisiert und das Maximalspannungskriterium mit dem Faktor 2 höher gewichtet. Das Spannungsmaximum wird hierbei sehr gut abgebildet, allerdings werden die zugehörigen Dehnungen vernachlässigt.
3. Wichtung 2 ergänzt das Kriterium um die zugehörige Dehnung am Maximum. Auch diese Bewertung zeigt keine zufriedenstellende Übereinstimmung.
4. Wichtung 3 enthält alle drei Kriterien normalisiert. Die jeweilige Einflussstärke wird unterschiedlich gewichtet. Für den Spannungsverlauf hat sich der Wichtungsfaktor 5, für das Spannungsmaximum der Faktor 2 als sinnvoll erwiesen.

4.3 Statische Druckversuche an zylindrischen Kleinproben (COMP)

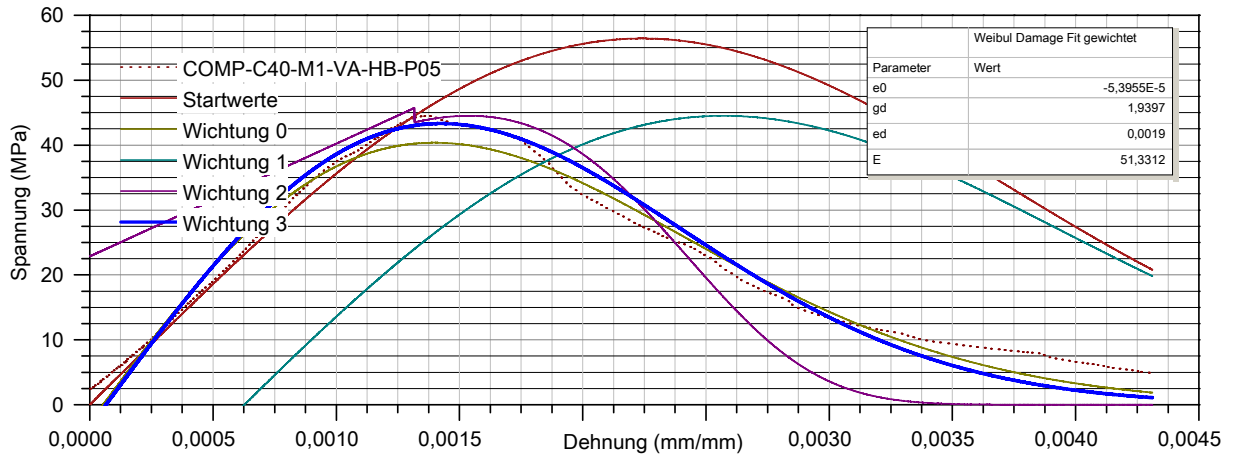


Abb. 4.16: Schädigungsentwicklung für verschiedene Wichtungsvarianten

Betrachtet man für unterschiedliche Proben die Formfaktoren für gd stellt man fest, dass diese in der Regel in einem Bereich von ca. 1 bis 4 liegen. Dabei existieren 3 wesentliche Spezialfälle deren Relevanz momentan noch nicht vollständig abgeschätzt werden kann, die Daten hierfür liegen allerdings vor.

1. Im Falle eines Formfaktors von $gd = 1$ reduziert sich die **WEIBULL**-Verteilung zu einer Exponentialverteilung mit einer konstanten Ausfallrate.
2. Für den Fall $gd = 2$ liegt der Spezialfall einer **RAYLEIGH**-Verteilung vor. Das Spannungs-Dehnungsverhalten lässt sich in diesem Fall prinzipiell mit nur einem Parameter beschreiben.
3. Für den Fall von $gd \approx 3,602$ ähnelt die Verteilung der Schädigung einer Normalverteilung.

Abbildung 4.17 verdeutlicht die Wirkung dieser unterschiedlichen Ansätze jeweils bei einem gewichteten Best-Fit der gleichen Datenbasis. Die Exponentialverteilung und die Normalverteilung erscheint für die Abbildung des Verhaltens ungeeignet zu sein bzw. sie bedürfen einer weiteren Optimierung der zugrunde liegenden Randbedingungen. Eine gute Übereinstimmung liefert die **RAYLEIGH**-Verteilungsfunktion und stellt eine interessante Vereinfachung zur Beschreibung der Spannungs-Dehnungsverläufe dar. Eine besondere Relevanz hat dies bei der Beschreibung von Zugkennwerten bis kurz nach dem Bruch, da diese Funktion keinen Wendepunkt besitzt und nur ein konvexer Verlauf abgebildet werden kann.

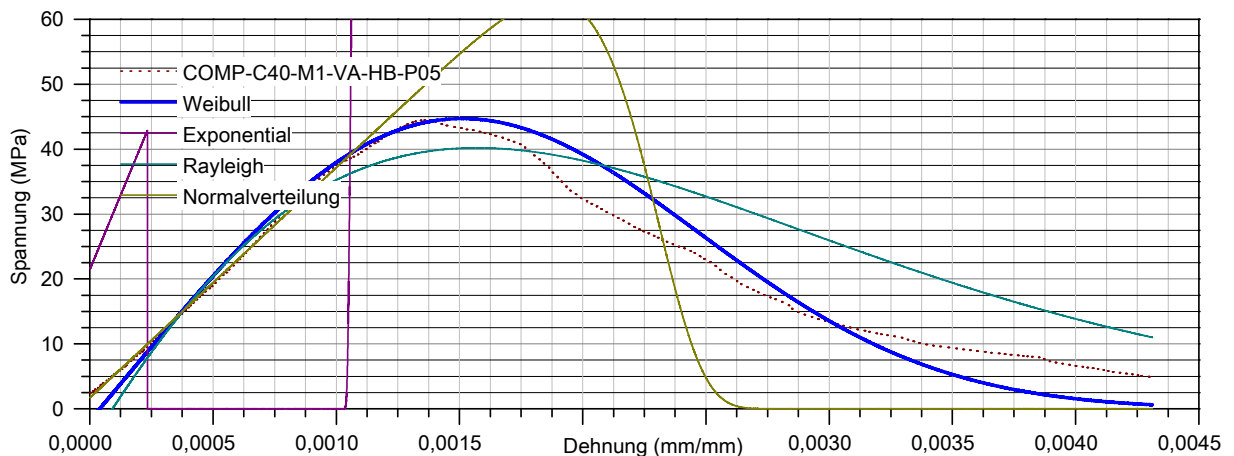


Abb. 4.17: Schädigungsentwicklung für verschiedene Verteilungsfunktionen

4.3.2.9 Definition von Mittelwertkurven

Für die Bewertung vektorieller Zusammenhänge, wie Spannungs-Dehnungsbeziehungen unterschiedlicher Proben einer Prüferie, hat sich die Ermittlung von mittleren Kurven hierfür durchgesetzt. Die Mittlung stellt dabei immer eine mehr oder wenige gute Abbildung der Einzelwerte dar. Die Ableitung von statistisch abgeleiteten Mittelwertkurven aus einer Datenbasis inkonsistenter Vektoren ist aufwendig, was meist wenig Beachtung findet. Im folgenden wird eine Methodik beschrieben, die aus praktischer Sicht eine bestmögliche Abbildung liefert.

Eine Inkonsistenz der Datenbasis liegt immer dann vor, wenn die bezogenen Größen eine unsteuige Schrittweite aufweisen. Da Daten meist mit Bezug auf eine konsistente zeitliche Abtastrate aufgezeichnet werden, sind alle davon abhängigen Größen, wie beispielsweise Dehnungen davon betroffen. Die gemeinsame Datenbasis einer Serie muss also in Abhängigkeit von der Bezugsgröße vereinheitlicht werden, um eine statistische Bewertung bzw. Mittlung auf Vektorebene vornehmen zu können.

Folgende Vorgehensweise hat sich hierfür als sinnvoll erwiesen und wurde Matlab (`postSerien.m`) umgesetzt:

1. Einlesen aller Probandaten einer Serie auf Basis der zugrunde liegenden Ordnerstruktur.
2. Festlegung der Bezugsgröße und deren minimalen Auflösung. Im Beispiel wird die Dehnung als Bezugsgröße gewählt um klassische Spannungs-Dehnungszusammenhänge zu ermitteln. Eine sinnvolle Schrittweite wird aus der minimalen Schrittweite der gesamten Datenbasis abgeleitet und stellt somit sicher, dass keine Informationen verloren gehen. Die minimale Schrittweite für Dehnungen ergab sich für alle statischen Versuche mit $7,35 \cdot 10^{-6}$ mm/mm womit der Einfachheit halber eine einheitliche Schrittweite von $1,00 \cdot 10^{-6}$ mm/mm definiert wurde.
3. Die Anpassung der Bezugsgröße erfolgt in `equalizedata.m`. Hierfür wird zuerst die Generierung der konsistenten Bezugsgröße auf Basis seiner minimalen und maximalen Grenzen bei der definierten Schrittweite durchgeführt (`linspace.m`).
4. Der wesentliche Part ist die Interpolation der abhängigen Größen an die neue Bezugsgröße mit den Eingangsgrößen der neuen Bezugsgröße, der alten Bezugsgröße und der abhängigen Datenbasis (`interp1.m`).
5. Nach der Interpolation auf die neue Bezugsgröße liegen die Daten mit unterschiedlichen Grenzen und Vektorlängen vor und können prinzipiell miteinander kombiniert werden. Für eine bessere Verarbeitung werden die Daten einer Serie auf eine einheitliche Vektorlänge erweitert.
6. Die daran anschließende Überführung in Matrixform ermöglicht letztlich die einfache Kombination der Probandaten zu mittleren Seriendaten.
7. Aus diesem Datensatz werden abschließend die Verläufe der Mittelwerte, sowie die zugehörigen Minimal-, Maximalwerte und Standardabweichungen abgeleitet.

Abbildung 4.18 zeigt am Beispiel der Serie `COMP-C40-M1-VA-HB-PL80` die Ergebnisse der Mittlung der Proben von Druckversuchen des Referenzwerkstoffes C40 im Normalzustand mit den zugrunde liegenden Rohdaten. Als statistisch relevante Kenngrößen haben sich die Minimal- und Maximalkurven erwiesen. Die obere und untere Streubreite wird anhand der Standardabweichungen bezogen auf den Mittelwert angegeben.

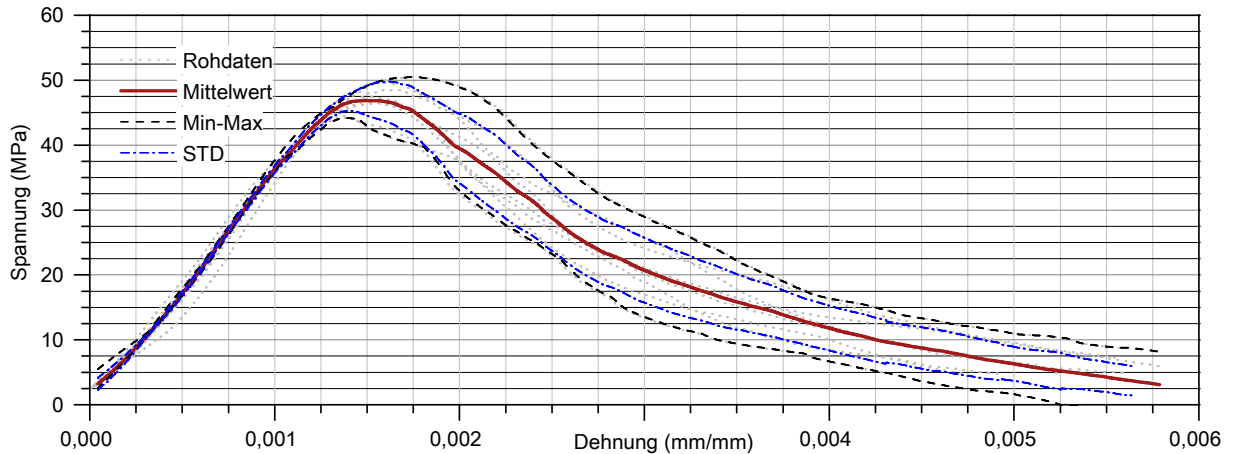


Abb. 4.18: Mittelwertkurven mit Angabe von Min, Max und Std

Abbildung 4.18 beinhaltet bereits eine Korrektur der Daten um fehlerhafte oder fehlende Werte bei unterschiedlich langen Datensätzen. Die Relevanz dieser Korrektur zeigt sich im Vergleich mit Abbildung 4.19, in der der Übersichtlichkeit halber nur die Mittelwertkurven für verschiedene Auswertemethoden dargestellt sind.

- Methode 1 beinhaltet die Mittelwertbildung bis zur maximalen Dehnung die durch alle Messreihen gegeben sind. Speziell für spröde Werkstoffe und in Zugversuchen mit deutlichen Unterschieden bei der erfassten Maximaldehnung wird in den meisten Fällen das mittlere Nachbruchverhalten nicht mehr sinnvoll erfassbar.
- Methode 2 umgeht diese Einschränkung und passt sich der reduzierten Datenbasis bis zum Maximalwert des längsten Datenvektors an. Der Nachteil dieser Methode sind Unstetigkeiten, die bei fehlenden Daten auftreten.
- Methode 2 + Filter umgeht auch diese Probleme auf Basis einer intelligenten Filterung der mit Methode 2 generierten Mittelwertkurven. Das Filter basiert auf der Annahme eines glatten Verlaufes und korrigiert die störenden Abstufungen. Der vorherige Anteil wird dabei höher gewichtet als der folgende mit reduzierter Datenbasis und die Stufung entsprechend angepasst.

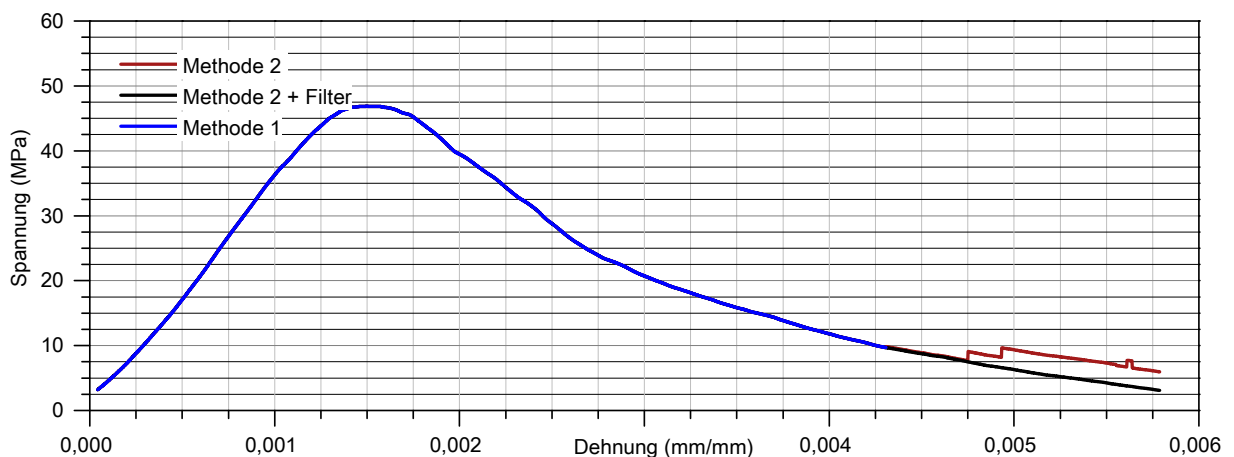


Abb. 4.19: Mittelwertkurven eines inkonsistenten Datensatzes

Die Methodik für den Filter lässt sich grob wie folgt beschreiben (vgl. [filterspecial2.m](#)).

- Differenzieren der Ausgangsdatenbasis bezüglich der Dehnung in den Steifigkeitsbereich

4 Statische Kennwertermittlung

- Glättung der Daten und Subtraktion der Basislinien
- Detektion der fehlerhaften Maximalwerte, welche an den Unstetigkeitsstellen als Peaks resultieren
- Ersatz der Maximalwerte durch valide Vorgängerwerte unter Berücksichtigung einer gewissen Toleranz
- Rück-Integration der Datenbasis bezüglich der Dehnung
- Korrektur der Daten mit Hilfe der zuvor ermittelten Integrationkonstanten

4.3.3 Festigkeiten der Druckversuche an Standardproben

Die vollständigen Ergebnisse der Druckversuche sind elektronisch dokumentiert, aus denen nachfolgende Zusammenhänge anhand der beschriebenen Systematiken abgeleitet werden. Tabelle 4.12 und Abbildung 4.20 beinhalten als Beispiel die Mittelwerte der maximalen Spannungen für alle untersuchten Werkstoffe. Auf statistische Angaben wurde in Tabelle 4.12 der Übersichtlichkeit halber verzichtet. Eine Abschätzung der Streubreite ist aus Abbildung 4.20 möglich.

Tab. 4.12: Übersicht zu den maximalen Spannungen der statischen Druckversuche

Werkstoff	Serie	Prüfalter Tage	langsam	langsam	langsam	schnell	schnell	schnell
			nass <i>MPa</i>	normal <i>MPa</i>	trocken <i>MPa</i>	nass <i>MPa</i>	normal <i>MPa</i>	trocken <i>MPa</i>
C20	1	610	21,75	29,20	25,63	29,10	33,59	29,36
C40	2	645	39,25	47,20	56,73	45,78	46,61	61,48
C80	3	640	70,70	73,84	69,57	78,47	80,87	79,15
C160	4	596	197,27	208,59	227,22	199,86	215,19	255,42
C40 GK8 GRS	5	1355	23,49	28,28	31,45	30,31	31,17	33,89
C40 GK2 Mörtel	6	1600	35,98	37,53	43,81	38,50	52,47	46,88
C40 GK4	7	1856		33,82				
C40 GK8	8	1811		27,75				
C40 GK16	9	722		50,67				
Granit	10	-		160,82			183,94	
Faserbeton	13	641		43,56			48,10	

Betrachtet man Abbildung 4.20 nehmen auch für die von der genormten Referenzprobe (SREF) abweichenden kleinen Standardproben (STAD) die Festigkeiten entsprechend der definierten Klassifizierung zu. Einzig der ursprünglich als C160 klassifizierte Beton liegt mit ca. 200 MPa bis 250 MPa deutlich über dem Erwartungswert von 160 MPa. Die spezielle GRS Mischung des C40 liegt mit ca. 30 MPa deutlich unterhalb des Erwartungswertes, was in ähnlicher Weise auch für die C40 Mischungen unterschiedlicher Korngrößen zutrifft. Granit und C160 als recht homogene Werkstoffe zeigen ein sehr sprödes Verhalten, was sich in den großen Streubreiten widerspiegelt. Alle Werte zeigen mit zunehmender Geschwindigkeit eine geringfügige Zunahme der maximalen Spannungen.

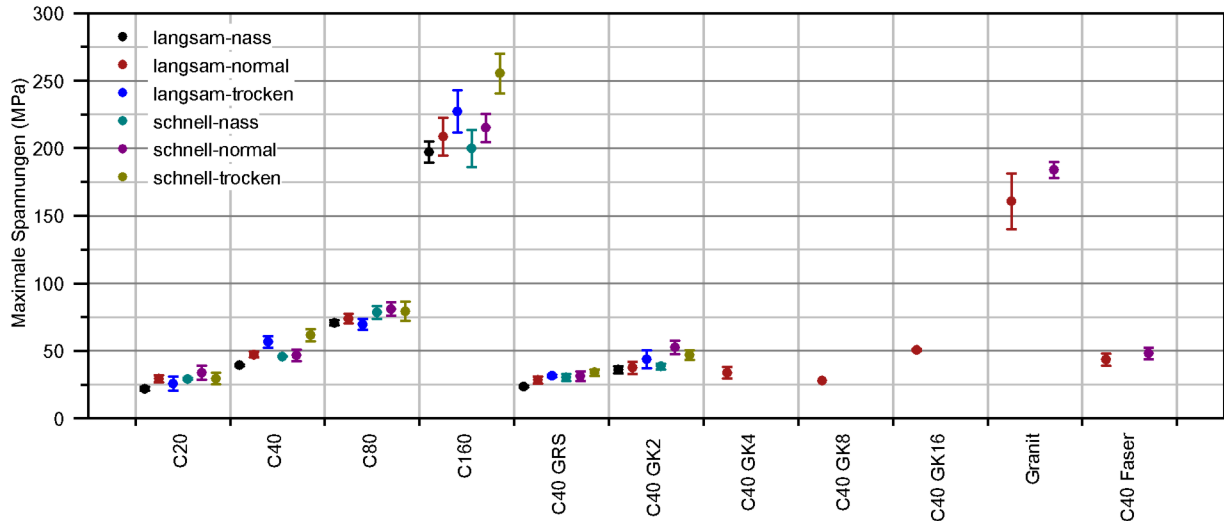


Abb. 4.20: Übersicht der maximalen Spannungen mit Streubreite

Die Beziehung der Kleinproben zu den genormten Standardproben (Tabelle 4.8) liefert Tabelle 4.13. Auf eine Normierung der Kleinproben auf diese Werte wird in dieser Arbeit allerdings verzichtet, da es bei der weiteren Bewertung mehr um die qualitativen Zusammenhänge und Geschwindigkeitsabhängigkeiten, statt um den Abgleich mit einer Norm geht. Zu beachten ist dabei weiterhin, dass die Kleinproben mindestens 1 Jahr gealtert wurden und eine Umrechnung nach Norm an dieser Stelle nicht wirklich sinnvolle Ergebnisse liefert.

Die Abweichungen aufgrund der geometrischen Skalierung und einer entsprechenden Alterung liegen in einem Bereich von ca. 10 %.

Tab. 4.13: Abgleich der maximalen Spannung mit Ergebnissen der Normprüfung

Bezeichnung	Normprüfung <i>MPa</i>	stbw <i>MPa</i>	Kleinproben <i>MPa</i>	stbw <i>MPa</i>	Skalierung -
C20	30,10	3,80	29,20	2,68	0,97
C40	48,90	3,30	47,20	2,11	0,97
C80	84,30	3,40	73,84	3,67	0,88
C160	181,50	0,20	208,59	14,03	1,15

4.3.3.1 Einfluss der Betoniercharge

Der Einfluss unterschiedlicher Betonierchargen wurde anhand des Referenzwerkstoffes C40 stichprobenartig berücksichtigt. Tabelle 4.14 und Abbildung 4.21 beinhalten hierzu die jeweiligen Mittelwerte für verschiedene Untersuchungszustände. Die Gegenüberstellung der Chargen dient gleichzeitig einer gewissen unabhängigen Validierung der aufgezeigten Trends durch die Probenzustände.

Tab. 4.14: Übersicht zum Einfluss der Betoniercharge auf die Druckfestigkeitskennwerte

Werkstoff	Charge	Prüfalter Tage	langsam	langsam	langsam	schnell	schnell	schnell
			nass <i>MPa</i>	normal <i>MPa</i>	trocken <i>MPa</i>	nass <i>MPa</i>	normal <i>MPa</i>	trocken <i>MPa</i>
C40	1	645	39,25	47,20	56,73	45,78	46,61	61,48
C40	3	627	39,15	45,46	49,58	47,72	56,16	54,95
Abweichung	%		0,26	3,69	12,60	4,25	20,50	10,62

Abbildung 4.21 veranschaulicht den recht großen Einfluss des Probenzustandes auf das Prüfergebnis. Zu erwarten wäre hier eine einheitliche Abweichung zwischen den Chargen, allerdings zeigen die Ergebnisse deutliche Unterschiede zwischen den Zuständen und bei den Streuungen. Eine Korrektur des Chargeneinflusses ist dementsprechend nur sinnvoll, wenn er für alle Zustände separat durchgeführt wird bzw. die Gesamtstreibreite berücksichtigt wird.

Für wassergesättigte Proben ist der geringe Einfluss der Charge und die relativ geringen Streuungen offensichtlich. Dies gilt sowohl für langsame als auch für schnelle Versuche. Der Chargeneinfluss nimmt dabei mit der Geschwindigkeit und mit zunehmender Trockenheit der Proben zu. Die Ursachen hierfür liegen offensichtlich im Wassergehalt der Proben, da mit zunehmendem Wassergehalt auch die Streubreite deutlich ansteigt. Eine Vertiefung dieser Problematik ist an dieser Stelle allerdings nicht möglich und recht spekulativ.

Die Abweichungen aufgrund unterschiedlicher Betonierchargen liegen im Beispiel bei bis zu ca. 20 % für schnelle Versuche. Der Unterschied zwischen den unterschiedlichen Probenzuständen liegt bei bis zu ca. 40 %.

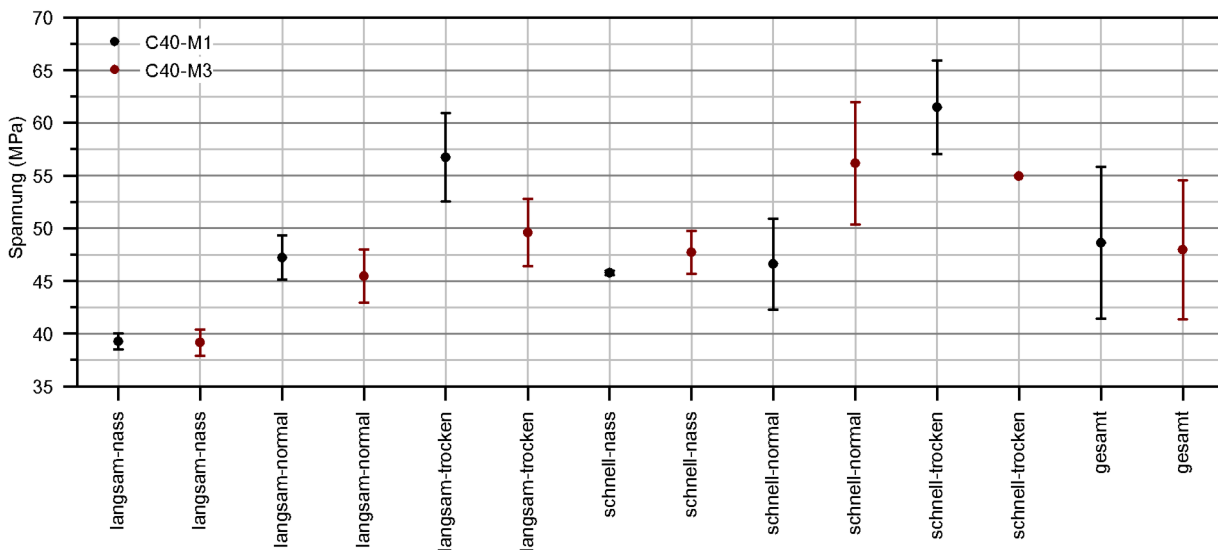


Abb. 4.21: Übersicht zum Einfluss der Betoniercharge

4.3.3.2 Einfluss der Prüfgeschwindigkeit

Abbildung 4.21 beinhaltet bereits alle Daten zur Ableitung des Einflusses der Prüfgeschwindigkeiten. Um diesen zu verdeutlichen wurden Versuche mit Geschwindigkeiten im Bereich von 1 mm/s (schnell) und 0,02 mm/s durchgeführt. Abbildung 4.22 stellt die maximalen Spannungen für den Referenzwerkstoff C40 für die beiden unterschiedliche Geschwindigkeits- bzw. Dehnratenbereiche für unterschiedliche Wassergehalte gegenüber. Die Dehnrade wurde nach Abschnitt 4.3.2.7 als mittlere Dehnrade bis zum Spannungsmaximum ermittelt und wurde für eine bessere Gegenüberstellung an dieser Stelle ausnahmsweise logarithmisch skaliert. Unter Beachtung der Skalierung fällt die starke Streuung der Dehnraten für den höheren Geschwindigkeitsbereich auf. Der Versuch wurde unregelmäßig gefahren, da die Prüfmaschine in diesem Geschwindigkeitsbereich keinerlei sinnvolle Regelfunktion mehr ermöglicht. Deutlich wird ein geringer Einfluss der Geschwindigkeit auf die maximalen Spannungen. Bereits in diesem Geschwindigkeitsbereich ist eine Steigerung im Bereich von ca. 10 % zu verzeichnen.

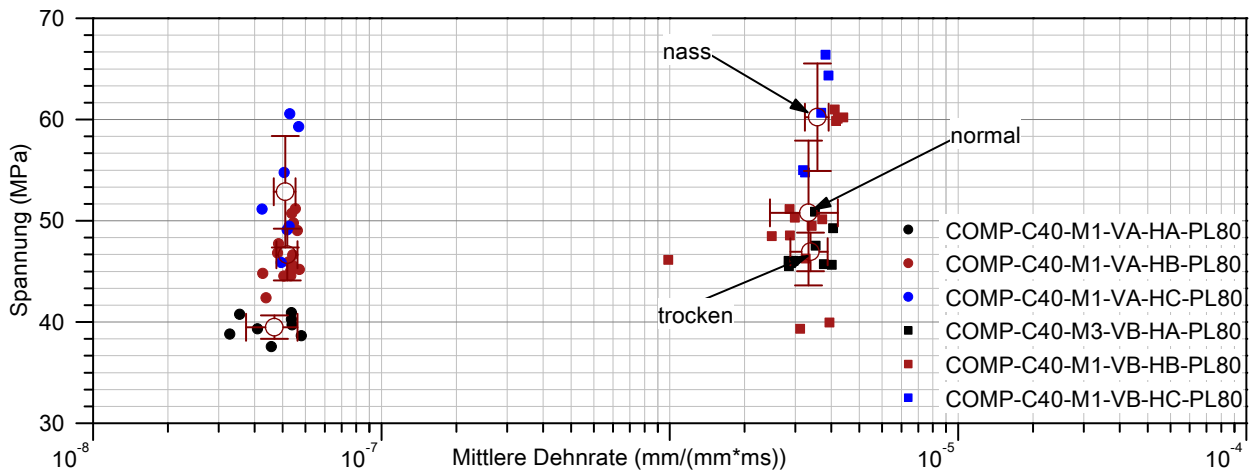


Abb. 4.22: Geschwindigkeitsabhängigkeit der Spannungen am Beispiel des Referenzwerkstoffes C40

Abbildung 4.23 veranschaulicht die Elastizitätsmodulen, wobei hierfür drei unterschiedliche Varianten der Bestimmung dieser Kennzahl nach Abschnitt 4.3.2.7 gegenüber gestellt wurden. Ein signifikanter Geschwindigkeitseinfluss lässt sich für alle Varianten nicht erkennen. Die unterschiedlichen Varianten bedingen lediglich unterschiedliche Level entsprechend ihrer Selektionsmethode.

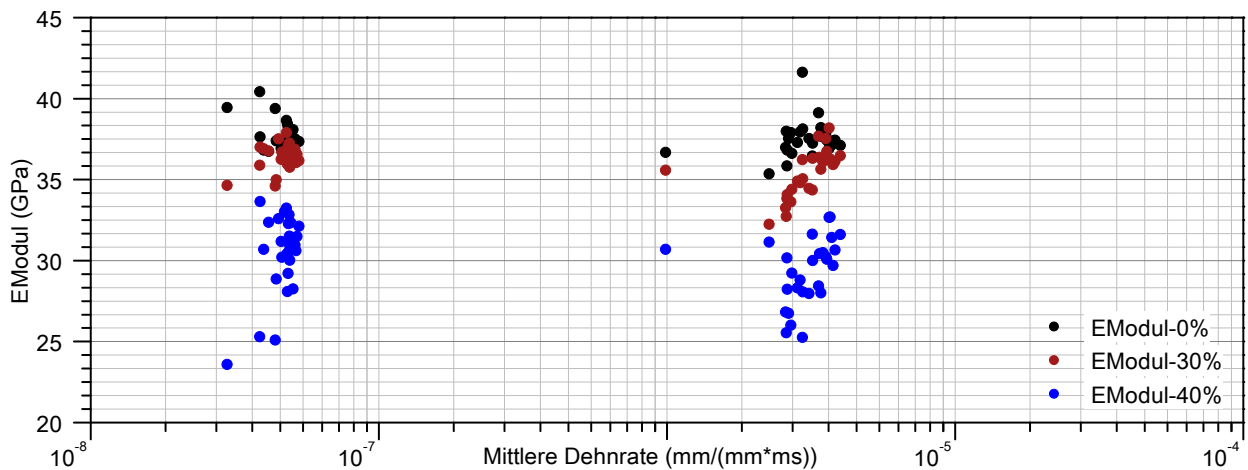


Abb. 4.23: Geschwindigkeitsabhängigkeit der Elastizitätsmodulen

4.3.3.3 Einfluss der Probenfeuchtigkeiten

Abbildung 4.24 stellt die mittleren relativen Festigkeiten der Hauptwerkstoffe jeweils bezogen auf die Festigkeiten im Normalzustand der langsamen und schnellen Versuche dar. Tabelle 4.15 beinhaltet die absoluten Werte der Druckfestigkeiten für unterschiedliche Zustände. Auf die Angabe einer relativen Streubreite muss an dieser Stelle verzichtet werden.

Für langsame Versuche wassergesättigter Proben lässt sich eine gewisse Systematik erkennen. Mit zunehmender Festigkeit verringert sich scheinbar der Einfluss des Wassers, wobei zu beachten ist, dass mit zunehmender Festigkeit bereits auch der Feuchtigkeitsanteil der Proben im Normalzustand deutlich ansteigt. Trockene Proben zeigen keinen eindeutigen Trend auf (vgl. Abschnitt 6.5). Dies gilt in gleicher Weise für die Versuche bei höheren Geschwindigkeiten.

Signifikant sind allerdings die relativen Abweichungen der Festigkeiten. Der C80 zeigt hierbei die geringste Beeinflussung mit Abweichungen durch Feuchtigkeit und Geschwindigkeit im Bereich von ca. 5 %. C20 und C40 zeigen hingegen Schwankungen im Bereich von 25 %, der C160 Abweichungen im Bereich von ca. 15 %.

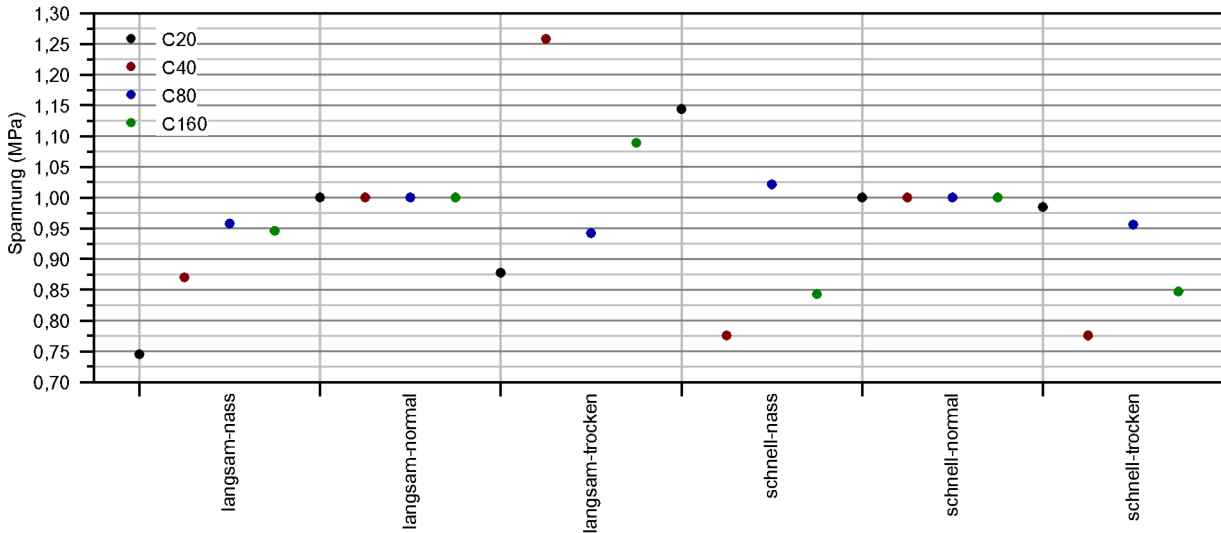


Abb. 4.24: Übersicht zum Einfluss der Betonfeuchtigkeit

Tab. 4.15: Übersicht zum Einfluss der Betonfeuchtigkeit auf die Druckfestigkeitskennwerte

Werkstoff	Charge	Prüfalter Tage	langsam	langsam	langsam	schnell	schnell	schnell
			nass <i>MPa</i>	normal <i>MPa</i>	trocken <i>MPa</i>	nass <i>MPa</i>	normal <i>MPa</i>	trocken <i>MPa</i>
C20	1	610	21,75	29,20	25,63	29,10	33,59	29,36
C40	1	645	39,25	45,10	56,73	45,78	47,70	61,48
C80	1	640	70,70	73,84	69,57	78,47	80,87	79,15
C160	1	596	197,27	208,59	227,22	199,86	215,19	255,42

Erwartungsgemäß wäre ein Einfluss der Probenfeuchtigkeit auf die Probenelastizität zu verzeichnen um Viskosität als Ursache hierfür nachzuweisen. Abbildung 4.25 selektiert hierfür $E - Modul_0$ für den Referenzwerkstoff und stellt dieses für unterschiedliche Feuchtigkeiten gegenüber. Die E-Modulen liegen sowohl für langsame als auch für schnellere Versuche auf einem gleichen Level und sind offensichtlich unabhängig vom Probenzustand. Dies hat insbesondere Auswirkungen auf die Bestimmung von Wellenausbreitungsgeschwindigkeiten im Spallationsversuch, deren Basis auch die statisch oder dynamisch bestimmten Elastizitätsmodulen sein können.

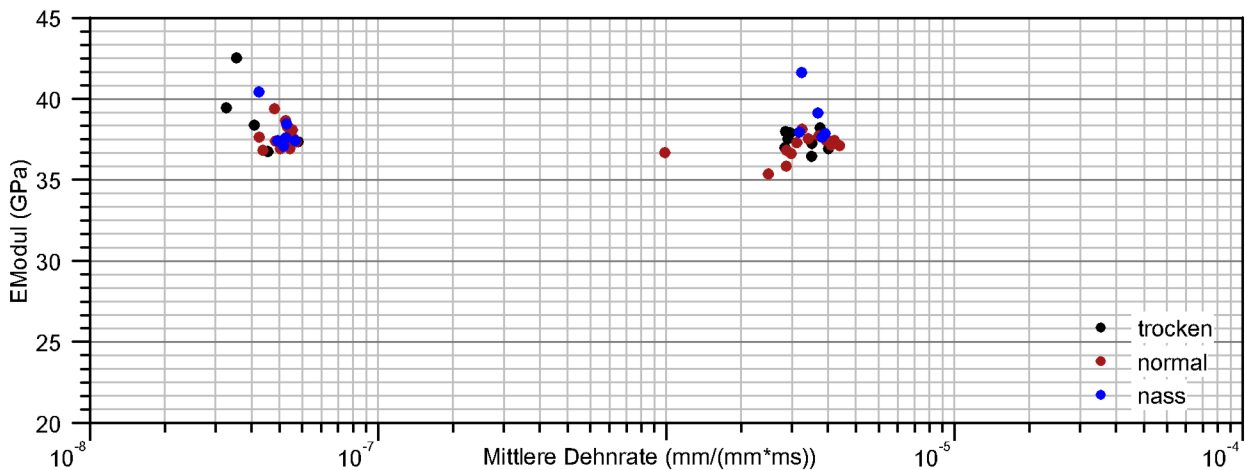


Abb. 4.25: Feuchtigkeitseinfluss auf die E-Modulen

4.3.3.4 Einfluss Probenlänge

Abschnitt 4.1.5 beschäftigte sich bereits in theoretischer Form mit der Bestimmung einer optimalen Probengeometrie zur gleichzeitigen Abbildung statischer und dynamischer Versuche und deren mögliche Einflüsse. Ein wesentlicher Einflussfaktor ist das Länge-Durchmesser Verhältnis L/D welches für die Standardproben dieser Arbeit mit $L/D = 80/50 = 1,6$ festgelegt wurde. Den Einfluss aus dieser Festlegung veranschaulicht Tabelle 4.16 und Abbildung 4.26 am Beispielwerkstoff C40-GRS durch Variation der Probekörperlänge in einem für alle Versuchsarten relevanten Bereich.

Tab. 4.16: Übersicht zum Einfluss der Probenlänge C40-GRS-VA-HB

Spannung	MPa	60mm	80mm	100mm	120mm	140mm	185mm	Gesamt
Mittelwert		43,63	28,28	30,90	31,98	29,14	28,89	23,65
StdAbw.		0,44	2,42	2,67	1,86	2,60	2,39	5,21

Abbildung 4.26 stellt die maximalen Spannungen den Probekörperlängen gegenüber. Kürzere Proben weisen darin eine deutlich höhere Festigkeit als längere auf. Die Ursachen hierfür liegen im sich einstellenden Spannungszustand. Aufgrund der reibungsbedingten lateralen Querdehnungsbehinderung an den Kontaktflächen, weicht der Spannungszustand in kurzen deutlich von dem in längeren Proben vermuteten einaxialen Zustand ab. Mit zunehmender Länge tendiert die maximale Spannung gegen einen konstanten Wert von ca. 30 MPa. Vergleicht man diese Tendenz mit dem Spannungsniveau der Standardprobenlänge, ist kein signifikanter Unterschied zu erkennen. Der Fehler aus der Probengeometrie beträgt demnach ca. 2 %. Betrachtet man den gesamten Längenbereich, betragen die Abweichungen global bis zu ca. 20 %.

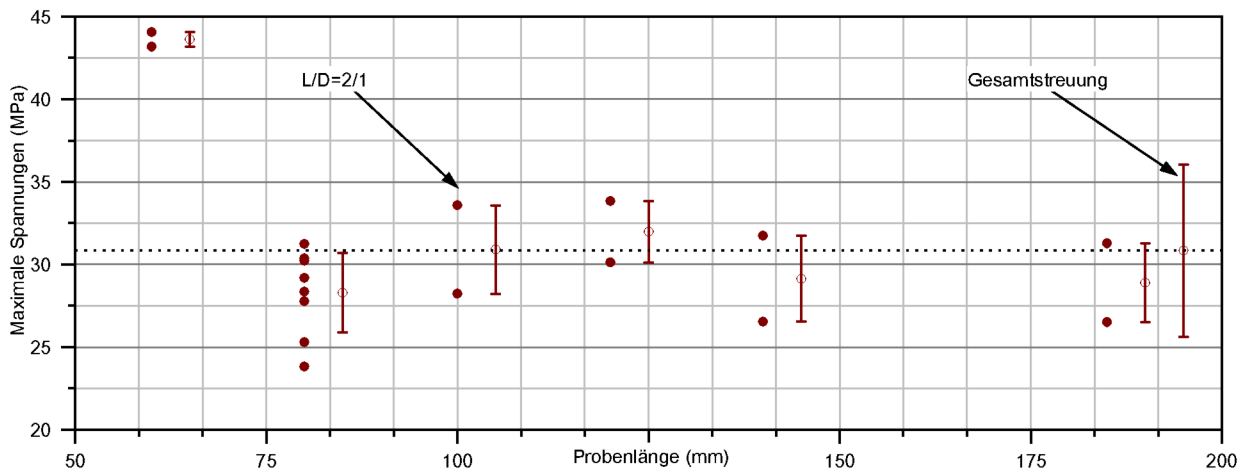


Abb. 4.26: Übersicht zum Einfluss der Probenlängen auf die maximalen Spannungen

4.3.3.5 Bestimmung von Reibungsanteilen

KLEPACZKO und MALINOWSKI [86] entwickelten bereits 1977 ein Modell zu Korrektur der Reibungseinflüsse für Druckversuche am SHB. Auf Basis von Gleichung 3.50 lässt sich demnach der Reibwert für die Kontaktstellen aus statischen Versuchen mit unterschiedlichen Probenlängen mit L und D als Länge und Durchmesser der Probe sowie σ_c als korrigierte und σ_m als messtechnisch ermittelte maximale Spannung wie folgt bestimmen.

$$\mu = 3 \cdot \frac{L}{D} \cdot \left(1 - \frac{\sigma_c}{\sigma_m}\right) \quad (4.14)$$

Abbildung 4.27 visualisiert die Zusammenhänge und stellt die maximalen Spannungen den Längenverhältnissen gegenüber. Die Beziehungen nach Gl. 4.14 sind für unterschiedliche Reibwerte und für den klassisch experimentell ermittelten Wert nach Abschnitt 6.2 mit $\mu = 0,35$ dargestellt. Bezogen auf den Endwert von $\sigma_m = 30,90\text{MPa}$ verlaufen alle Kurven recht nah beieinander, sodass eine klare Aussage zur Validität der Annahmen nicht getroffen werden kann.

Es wird deutlich, dass im Prinzip alle Modellvorstellungen in den Streubereich der experimentellen Daten fallen und stark von der Begrenzung der Längenverhältnisse nach unten abhängen. Ignoriert man die Bereiche unterhalb der Standardprobenlänge, lässt sich eine Tendenz mit einem Reibwert von $\mu = 0,44$ durch ein entsprechendes Kurvefitting ermitteln. Aufgrund der recht hohen Streuung lässt sich allerdings mit dieser Methode keine wirklich gesicherte Größe daraus ableiten.

Im vorliegenden Fall lässt sich demnach ein auf den Mittelwert bezogener Fehler von ca. 7 % bei der Bestimmung der maximalen Spannungen für das experimentell verwendete Längenverhältnis der Standardprobe mit $L/D = 1,60$ abschätzen. Um diesen Wert können die Ergebnisse schwanken, ignoriert man die Reibungsanteile.

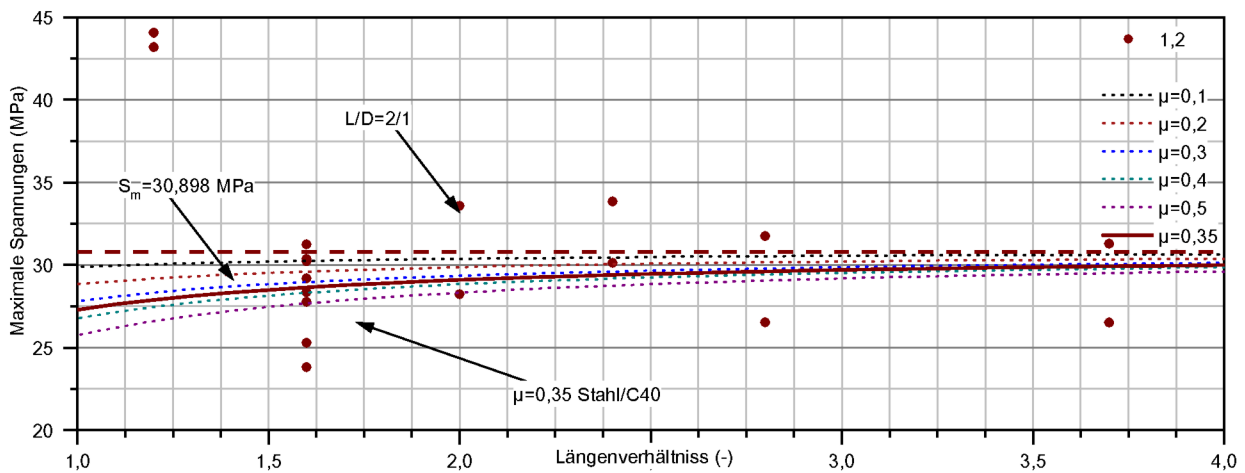


Abb. 4.27: Längenverhältnisse mit Reibungskorrektur nach KLEPACZKO [86]

4.3.3.6 Einfluss einer möglichen Bruchflächenkorrektur

Die Abschätzung der spezifischen Bruchoberflächen für Proben aus Druckversuchen wird in Abschnitt 6.1.1 beschrieben. Die spezifische Bruchoberfläche beschreibt dabei die Relation für die freie Oberflächen vor und nach der Schädigung der Probe. Inwieweit Kenngrößen des Druckversuches von diesem Parameter abhängen wäre ein eigenes Kapitel wert und kann an dieser Stelle nur exemplarisch betrachtet werden. Bei der klassischen Festigkeitsbetrachtung spielt die reale Rissoberfläche eine untergeordnete Rolle. Nur bei der Bestimmung spezifischer Energien wäre sie anwendbar. Eine Korrelation zu dieser ist an dieser Stelle im statischen Druckversuch nicht erkennbar. Deutlich relevanter wird die Betrachtung im Zugbereich zur Bestimmung von realen Festigkeiten. Im dynamischen Druckversuch lässt sich allerdings später noch mit Hilfe dieses Parameters eine qualitative Kenngröße zur Beschreibung der Geschwindigkeitsabhängigkeit der Schädigung definieren.

Abbildung 4.28 vergleicht die spezifischen Bruchflächen für ausgewählte Serien für langsame und schnelle statische Versuche. Eine Abhängigkeit von der Geschwindigkeit ist in diesem quasi-statischen Bereich nicht erkennbar, für deutlich höhere Dehnraten wie sie am SHB auftreten, ist diese allerdings gegeben. Die Bruchflächen korrelieren letztlich mit der Festigkeit des Werkstoffes. Je duktiler dieser erscheint, desto geringer sind die frei werdenden Rissoberflächen.

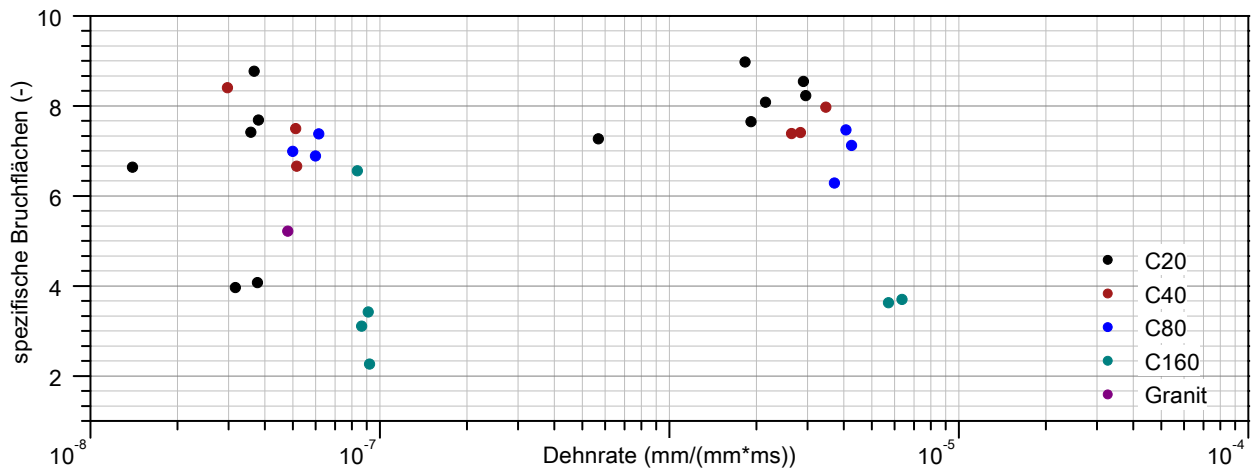


Abb. 4.28: Dehnratenabhängigkeit der spezifischen Bruchflächen

Korreliert man hypothetisch die messtechnisch erfassten maximalen Druckspannungen mit der spezifischen Bruchoberfläche, ähnlich wie im statischen Zugversuch nach Abschnitt 4.4, relativiert sich die scheinbare Festigkeit des Werkstoffe auf eine spezifische Festigkeit, die notwendig wäre, diese Bruchfläche zu erzeugen. Für die duktilen Werkstoffe C20 und C40 erhält man mit dieser Methode mit ca. 4,96 MPa und 6,62 MPa eine erstaunlich gute Korrelation zu den mittleren Zugfestigkeiten von ca. 3,55 MPa und 5,28 MPa. Sprödere Betone reagieren hier allerdings mit deutlichen Unterschieden. Inwieweit dieser Zusammenhang in einen entsprechende Modellbildung mit einfließen könnte, kann an dieser Stelle aufgrund des begrenzten Umfangs allerdings nicht weiter beurteilt werden.

4.3.4 Zusammenfassung der wichtigsten skalaren Kenngrößen

Neben den maximalen Spannungen als Kenngröße für Festigkeiten nach Tabelle 4.12 spielen die von der Feuchtigkeit abhängigen E-Modulen für die Bewertung von Spallationsversuchen eine entscheidende Rolle. Tabelle 4.17 beinhaltet hierfür die statisch ermittelten Kennwerte als Basisdatensatz für die Bestimmung der Ausbreitungsgeschwindigkeiten in den Proben. Als Referenz E-Modul wird E_0 angegeben, da dieser am ehesten das elastische Verhalten im ungeschädigtem Zustand widerspiegelt.

Tab. 4.17: Übersicht zu den Elastizitätsmodulen der statischen Druckversuche

Werkstoff	Serie	Prüfalter Tage	langsam	langsam	langsam	schnell	schnell	schnell
			nass MPa	normal MPa	trocken MPa	nass MPa	normal MPa	trocken MPa
C20	1	610	37,59	38,24	37,46	37,54	38,05	36,88
C40	2	645	40,11	37,62	38,76	37,60	36,69	39,06
C80	3	640	37,14	37,37	37,50	37,17	37,42	37,99
C160	4	596	36,63	36,76	36,83	36,68	36,75	37,21
C40 GK8 GRS	5	1355	36,79	37,85	36,95	35,79	38,48	35,95
C40 GK2 Mörtel	6	1600	37,66	37,00	37,41	37,25	37,42	37,72
C40 GK4	7	1856		37,33				
C40 GK8	8	1811		32,03				
C40 GK16	9	722		37,65				
Granit	10	-		59,89			47,48	
C40 Faser	13	641		34,88			18,45	

4 Statische Kennwertermittlung

Nicht dargestellt ist in diesem Zusammenhang das Verhalten für unterschiedliche Probenlängen. Serie 5 dient auch hierfür als Referenz mit der Variation der Probenlängen im Bereich von 40 mm und 185 mm. Mit einem Mittelwert von $E_0 = 36,79 \text{ GPa}$ bei einer Standardabweichung von gerade $0,37 \text{ GPa}$ ist dies ein Zeichen dafür, dass die Methodik zur Bestimmung des Kennwertes tatsächlich von der Geometrie unabhängig ist. Es gibt im Gegensatz zu den maximalen Spannungen keine Korrelation zu den unterschiedlichen Probenlängen, was die Übertragbarkeit der Methodik auch auf lange Spallationsproben zulässt.

Der Vollständigkeit halber enthält Tabelle 4.18 die wichtigsten Kenngrößen als Orientierungshilfe für die Werkstoffcharakterisierung. Auf die Angabe der Streubreiten wurde zugunsten der Übersichtlichkeit verzichtet. Die Daten sind in dieser Form der Datenbasis entnehmbar.

Tab. 4.18: Übersicht zu den Kennwerten der statischen Druckversuche

Werkstoff	Spannung S_{max} MPa	Dehnung D_{max} mm/mm	Dehnung D_{bruch} mm/mm	E-Modul0 E_0 GPa	Arbeit W_{dam} J/mm ²
C20	28,62	$1,02 \cdot 10^{-3}$	$3,61 \cdot 10^{-3}$	37,70	$2,97 \cdot 10^{-3}$
C40	48,62	$1,54 \cdot 10^{-3}$	$4,81 \cdot 10^{-3}$	37,70	$5,42 \cdot 10^{-3}$
C80	75,71	$2,36 \cdot 10^{-3}$	$5,77 \cdot 10^{-3}$	37,43	$8,40 \cdot 10^{-3}$
C160	209,74	$5,44 \cdot 10^{-3}$	$1,78 \cdot 10^{-2}$	36,77	$1,23 \cdot 10^{-1}$
C40 GRS	30,42	$1,01 \cdot 10^{-3}$	$2,34 \cdot 10^{-3}$	37,06	$1,82 \cdot 10^{-3}$
C40 GK2	42,01	$1,32 \cdot 10^{-3}$	$3,70 \cdot 10^{-3}$	37,38	$3,31 \cdot 10^{-3}$
C40 GK4	33,97	$8,43 \cdot 10^{-4}$	$2,14 \cdot 10^{-3}$	37,33	$1,63 \cdot 10^{-3}$
C40 GK8	31,20	$8,22 \cdot 10^{-4}$	$3,34 \cdot 10^{-3}$	32,03	$3,04 \cdot 10^{-3}$
C40 GK16	50,95	$1,67 \cdot 10^{-3}$	$5,56 \cdot 10^{-3}$	37,65	$6,68 \cdot 10^{-3}$
Granit	164,21	$3,67 \cdot 10^{-3}$	$6,82 \cdot 10^{-3}$	56,16	$2,65 \cdot 10^{-2}$
C40 Faser	46,86	$2,41 \cdot 10^{-3}$	$7,30 \cdot 10^{-3}$	30,35	$1,06 \cdot 10^{-2}$

Die Zusammenfassung der Ergebnisse der Kurvenanpassung an das in Abschnitt 4.3.2.8 beschriebene Schädigungsevolutionsmodell enthält Tabelle 4.19. Anhand der Parameter E_0 , e_0 , e_d und g_d lassen sich die komplexen Spannungs-Dehnungsbeziehungen für beliebige Betone rekonstruieren. Der Parameter e_0 beschreibt darin einen relativen Dehnungsoffset in Form einer möglichen Vorschädigung und kann vereinfacht mit 0 angenommen werden. Das Maximum der Schädigungsvariable D gibt Auskunft über den Schädigungsfortschritt bei Beendigung der Messreihe.

Tab. 4.19: Übersicht zu den Kennwerten der Ersatzformulierung

Werkstoff	FitEModul E_0 GPa	FitED e_d mm/mm	FitE0 e_0 mm/mm	FitGD g_D -	FitMaxD D_{max} -
C20	39,82	$1,65 \cdot 10^{-3}$	$1,99 \cdot 10^{-5}$	2,24	0,98
C40	42,10	$2,40 \cdot 10^{-3}$	$-9,90 \cdot 10^{-6}$	2,87	0,99
C80	41,64	$3,64 \cdot 10^{-3}$	$-6,17 \cdot 10^{-5}$	3,42	0,93
C160	37,06	$1,29 \cdot 10^{-2}$	$-3,33 \cdot 10^{-5}$	3,19	0,87
C40 GRS	46,02	$1,44 \cdot 10^{-3}$	$-3,40 \cdot 10^{-5}$	2,93	0,93
C40 GK2	43,90	$1,96 \cdot 10^{-3}$	$-2,58 \cdot 10^{-5}$	3,23	0,98
C40 GK4	49,16	$1,33 \cdot 10^{-3}$	$-2,52 \cdot 10^{-5}$	3,80	0,99
C40 GK8	44,68	$1,52 \cdot 10^{-3}$	$-6,04 \cdot 10^{-5}$	2,84	0,99
C40 GK16	40,58	$2,65 \cdot 10^{-3}$	$-1,57 \cdot 10^{-5}$	2,74	0,99
Granit	55,95	$6,98 \cdot 10^{-3}$	$-5,91 \cdot 10^{-5}$	3,34	0,53
C40 Faser	36,18	$4,07 \cdot 10^{-3}$	$-3,63 \cdot 10^{-5}$	2,77	0,97

4.4 Direkte Zugversuche an Kleinproben (TENS)

Der Versuchsaufbau für direkte Zugversuche profitiert von den Erfahrungen der Druckversuche. Bei diesen hat sich gezeigt, dass zwar aufgrund der hohen Aufzeichnungsrate entsprechend hochfrequente Kraftanteile aus dem Versuch messbar wären, allerdings die großen Massen zwischen Kraftmess-einrichtung und Probe die Erfassung dieser Anteile auf Grund deren Trägheit nicht möglich machte. Die Versuche erfolgen analog zu den Druckversuchen in zwei Geschwindigkeitsbereichen bei 1 mm/s für die schnellen und $0,02 \text{ mm/s}$ für die langsameren Versuche. Je Serie wurden wassergesättigte, normal gelagerte und getrocknete Proben geprüft. Es wurde ein Stichprobenumfang von 5-8 Proben angestrebt. Fehlerhafte Messungen wurden ausgesondert. Insgesamt wurde ein Probenumfang von 228 im direkten statischen Zugversuch geprüft.

4.4.1 Versuchsaufbau für direkte Zugversuche

Für direkte Zugversuche wurden zusätzliche Messeinrichtungen vor und nach der Probe integriert und die Massen für die Lasteinleitungskomponenten deutlich reduziert. Abbildung 4.29 zeigt den prinzipiellen Versuchsaufbau. Die Lasteinleitungen wurden speziell für diese Probengeometrie angefertigt und kardanisch im Prüfrahmen fixiert. Jeweils 3 Dehnmessstreifen ermöglichen die Bestimmung der Kräfte in Probennähe jeweils vor und nach der Probe. Die Bestimmung der Verschiebungen erfolgte mit Hilfe eines Videoextensometers direkt auf der Probenoberfläche mit einem Messabstand von 50 mm . Insofern sich der resultierende Riss in diesem Bereich befindet, erfolgt die Berücksichtigung der Werte, anderenfalls fließen diese Fehler nicht mit in die Bewertung ein.

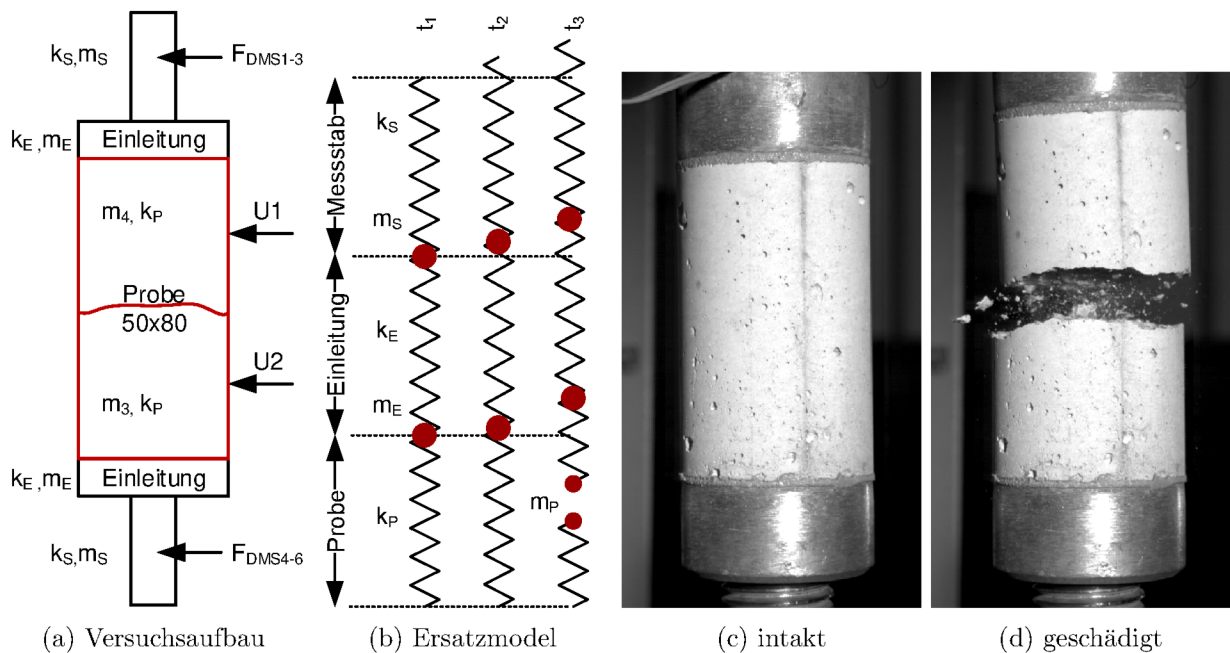


Abb. 4.29: Versuchsaufbau für statische Zugversuche

Tabelle 4.20 beinhaltet alle notwendigen Kennwerte der Anlagenkomponenten zur Berücksichtigung des lokalen Verhaltens, zur Korrektur der Steifigkeiten und der Trägheiten. Die niedrigste Frequenz des freigeschnittenen Gesamtsystem beträgt aufgrund der geringen Masse der Komponenten ca. $3,08 \text{ kHz}$ und ermöglicht somit die Erfassung einer deutlich schnelleren Kraftreaktion als bei Druckversuchen. Leider wurde auch bei den direkten Zugversuchen unbeabsichtigt ein Bessel Tiefpassfilter im Bereich von 1 kHz bei der Messdatenerfassung verwendet, was die Auswertung auf diesen Frequenzbereich reduziert.

Tab. 4.20: Übersicht zu Massen und Steifigkeiten der aktiven Bauteile des Prüfaufbaus

Bauteil	Parameter	Masse kg	Steifigkeit kN/mm	Länge mm
Probe	m_P, k_P, l_P	0,42	1718	80
Einleitung Stahl	m_E, k_E, l_E	0,46	8070	40
Einleitung Alu	m_E, k_E, l_E	0,16	2690	40
Einleitung Stab	m_S, k_S, l_S	1,05	742	200

Die Prüfungen erfolgten für die Geschwindigkeiten (0,015 mm/s, 1 mm/s) bei 3 unterschiedlichen Wassersättigungsgraden analog dem Vorgehen bei Druckversuchen. Es wurde jeweils ein Mindeststichprobenumfang von 5 für alle Standardbetone vorgesehen. Die Prüfung von Sondermischungen erfolgte mit reduziertem Umfang entsprechend Tabelle 4.21.

Tab. 4.21: Übersicht zu den Proben für direkte statische Zugversuche

Werkstoff	Serie	Prüfalter	langsam			schnell		schnell trocken
			nass	normal	trocken	nass	normal	
C20	1	610	5	7	5	5	8	5
C40	2	645	5	9	5	5	9	5
C80	3	640	5	5	5	5	5	5
C160	4	596	5	14	5	5	10	5
C40 GK8 GRS	5	1239	5	14	5	5	10	5
C40 GK2 Mörtel	6	1600		5			5	
C40 GK4	7	1856		2				
C40 GK8	8	1811		2				
C40 GK16	9	722		6				
Granit	10	-		6			6	
	gesamt	228	25	75	25	25	53	25

4.4.2 Rohdatenanalyse und Filterauswahl

Die Analyse der Daten erfolgt in ähnlicher Weise wie für Druckversuche, wobei ein wesentliches Augenmerk auf eine geeignete Filterauswahl gelegt wurde, um das Nachbruchverhalten in geeigneter Weise abzubilden. Abbildung 4.30 visualisiert die Rohdaten für eine langsam gezogene Referenzprobe.

In einem ersten Schritt erfolgte eine Mittelung der jeweils drei DMS je Messstab zur Korrektur möglicher Biegungen und eine Feinkalibrierung der DMS anhand der Prüfmaschinenendaten. Diese wurde für den langsamen Teil im Kraftverlauf bis kurz vor dem Probenbruch durchgeführt. Nach einer geeigneten Datenfilterung mit Hilfe eines entwickelten, selektiv wirkenden multimodalen Filters, erfolgt eine Steifigkeitskorrektur und eine Bewertung des Nachbruchverhaltens.

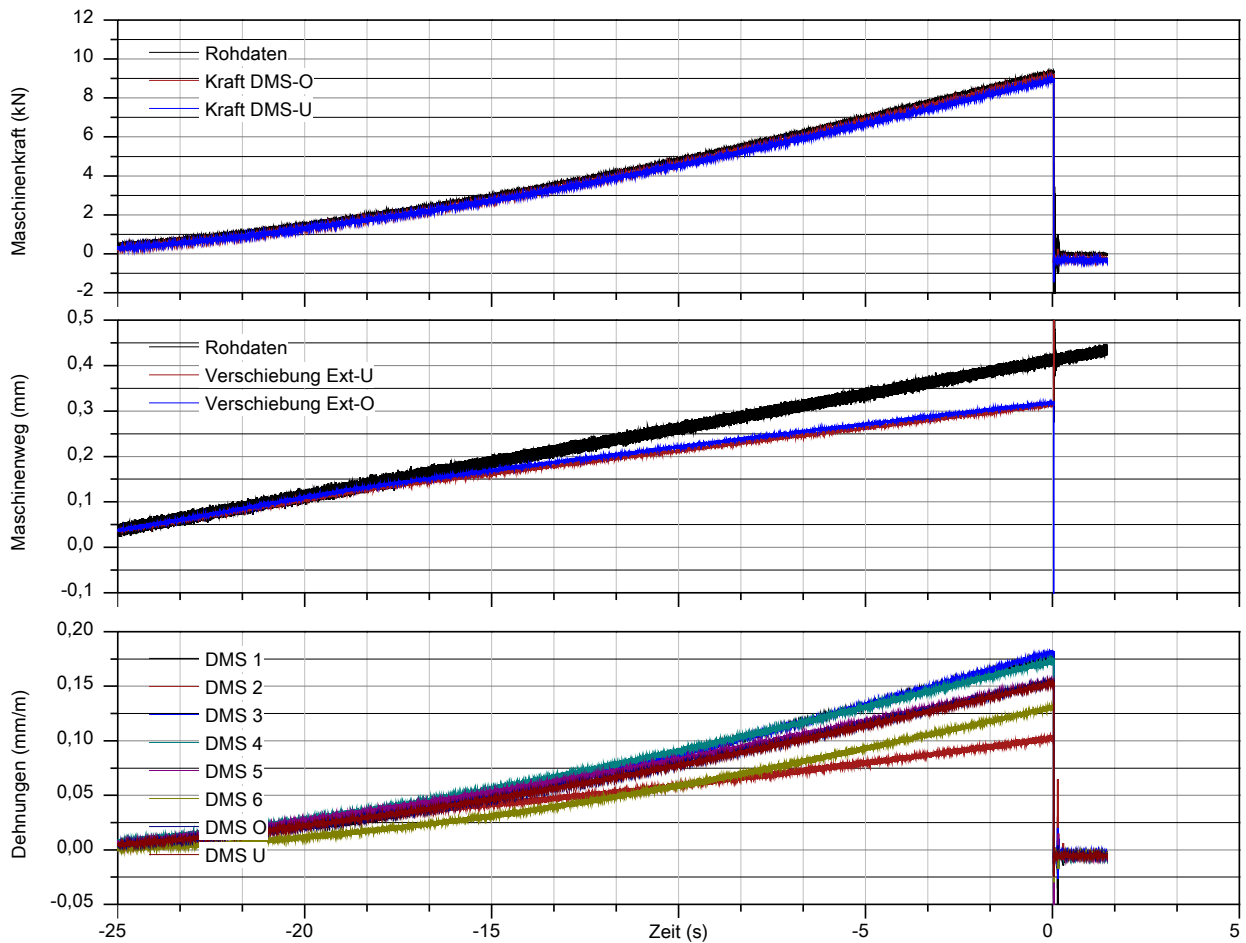


Abb. 4.30: Rohdaten des direkten Zugversuches

4.4.2.1 Filtereinfluss

Je schneller die Prozesse bei der Prüfung ablaufen, desto wichtiger ist die Wahl der richtigen Datenaufzeichnungsgeschwindigkeit und die geeignete Wahl des Prüfaufbaus. Für den statischen Zugversuch spielt dies eine wesentlichere Rolle als bei statischen Druckprüfungen. Das abrupte spröde Versagen erfolgt im Zugversuch nahezu ohne ein Ankündigungsverhalten und verursacht aufgrund der vorgespannten Prüfmaschinenteile zusätzliche Beschleunigungskräfte, obwohl die Probe bereits getrennt ist. Diese scheinbare Kraftwirkung führt zu einem häufig dokumentierten scheinbaren Nachbruchbereich mit abfallenden Spannungen. Die Ursachen hierfür sind vielfältig. Eine der häufigsten ist allerdings eine falsch gewählte Aufzeichnungsrate bzw. eine falsche Datenfilterung.

Abbildung 4.31 enthält einen Ausschnitt des Kraftabfalls für langsam und schnell durchgeführte Versuche in einem Bereich von wenigen Millisekunden. Die Kurven verdeutlichen die üblicherweise gemessenen Rohdaten der Maschinenkraft bei einer Messfrequenz von 10 kHz. Aufgrund der hohen Messrate ist ein deutlicher oszillierender Verlauf nach dem abruptem Lastabfall zu verzeichnen. Im schnellen Versuch ist ebenfalls ein Anstieg der Kraft erkennbar. Betrachtet man die für statische Versuche übliche Messfrequenzen im Bereich von 500 Hz wird recht deutlich, dass sich das scheinbar gemessene Nachbruchverhalten deutlich verändert und eine möglicherweise hieraus abgeleitete Energie um ein vielfaches reduziert wird. Wesentlich wichtiger ist allerdings, dass sich auch die Amplituden der maximalen Kräfte für schnelle Versuche deutlich reduzieren und sich bei ungeeigneter Filterauswahl dieser Effekt auch zu einer Vergrößerung der maximalen Kräfte bei langsamen Versuchen auswirken kann. Besonders deutlich wird dies, wird nicht nur eine reduzierte Messfrequenz, sondern auch wie üblich ein zusätzlicher Filter zur Eliminierung der Netzfrequenz von 50 Hz benutzt. Hierbei reduzieren sich die Amplituden im schnellen Versuch drastisch. Im vorliegenden

Beispiel liegen die Abweichungen bei ca. 50 %. Die Festigkeiten werden entsprechend unter- oder überschätzt und führen nicht selten zur Annahme eines geschwindigkeitsabhängigen Werkstoffverhaltens.

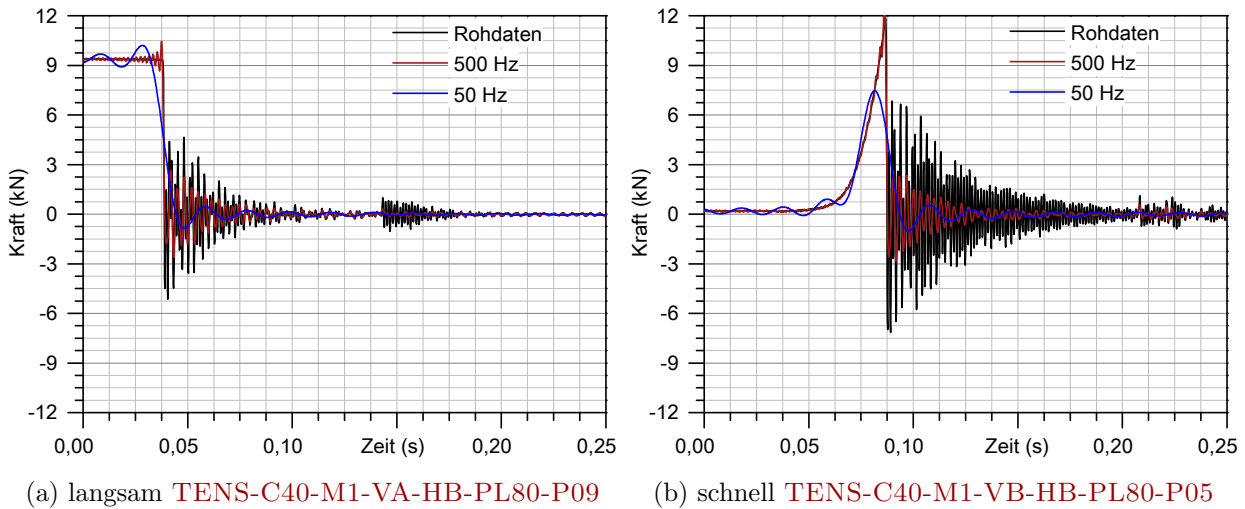


Abb. 4.31: Filtereinfluss für langsame und schnelle Zugversuche

4.4.2.2 Spezialfilter für gradientensensitive Daten

Um diese Filtereinflüsse an Unstetigkeitsstellen zu reduzieren und gleichzeitig eine gewisse Glättung der Rohdaten in physikalisch sinnvollen Bereichen zu ermöglichen, wurde für die Bewertung von Versuchen mit einem spröden Versagen ein spezielles multimodales Filter entwickelt. Das Filter wirkt selektiv auf eine Störstelle im Signal und führt für die jeweils bis zu 3 unterschiedlichen Bereich unterschiedliche Tiefpassfilterungen mit Hilfe einer Zero-Shift Methode durch. Anschließend erfolgt das erneute Zusammenführen der gefilterten Anteile ohne Unstetigkeitsstellen zu erzeugen. Das Filter ermöglicht die unterschiedliche Betrachtung für den Lastanstieg, den Lastabfall und das Nachbruchverhalten und eliminiert somit den Einfluss der Unstetigkeitsstellen erheblich.

Abbildung 4.32 löst hierfür nochmals den Lastabfall für beide Versuchsvarianten in einem Bereich von ca. 30 ms bis 60 ms auf und verdeutlicht die Wirkung des Filters. Die detaillierte Umsetzung und der Quellcode hierfür lässt sich dem Script `filterspecial1.m` entnehmen.

Die Auswahl der jeweiligen Grenzfrequenz basiert auf Basis den physikalischen Gegebenheiten:

1. Lastanstieg: Hier erfolgt die Frequenzwahl auf Basis der Lastanstiegsgeschwindigkeit. Der Einfachheit halber kann hier davon ausgegangen werden, dass ca. 100 Werte ausreichend sind, den Anstieg hinreichend genug zu beschreiben. Im vorliegenden Fall, bei eine Lastanstiegszeit von langsam ca. 25 s wären das ca. 4 Hz und schnell ca. 4000 Hz.
2. Lastabfall: Hierfür wird keine Datenglättung durchgeführt. Aufgrund der doch recht moderaten Datenerfassungsrate von nur 10 kHz und des leider vorgeschalteten ca. 1 kHz Bessel Tiefpassfilters liegen die Rohdaten bereits in einem verfälschten Zustand vor. In diesem Bereich wäre die Berücksichtigung der Wellenausbreitungsgeschwindigkeit relevant, was zu relevanten Grenzfrequenzen im Bereich von ca. 25 kHz führen würde.
3. Nachbruchbereich: Für den Nachbruchbereich gilt das Gleiche wie für den Bereich des Lastabfalles. Die Daten liegen bereits verfälscht vor. Die Grenzfrequenz hierfür liegt im Bereich der Eigenfrequenz der schwingenden Bauteile. Im vorliegenden Fall ergibt sich die relevante Grenzfrequenz daher bei ca. 3 kHz.

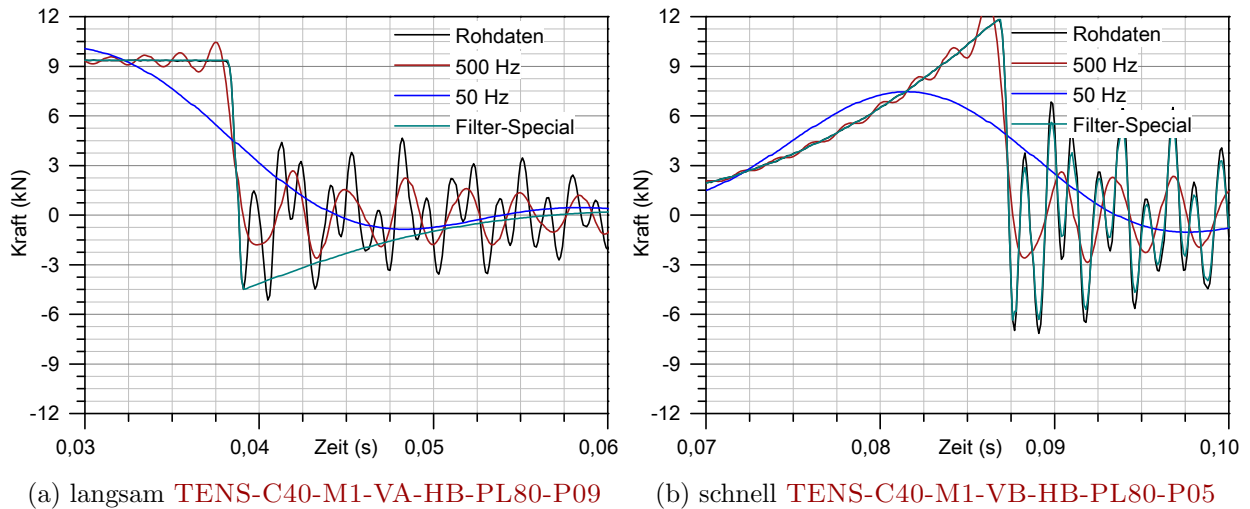


Abb. 4.32: Wirkungsweise des Filter-Spezial für schnelle und langsame Versuche

4.4.2.3 lokales Verhalten im Bereich des Probenbruches

Die Auswahl der richtigen Messfrequenz und geeigneter Filter ändert letztlich nichts an den örtlichen Gegebenheiten und den Wechselwirkungen mit dem Prüfrahmen. Die als Nachbruchverhalten bezeichneten Schwingungen in Abb. 4.32 und Abb. 4.31 beschreiben letztlich nichts anderes, als die Reaktion der Prüfeinrichtung auf den abrupten Lastabfall inkl. aller zwischen Kraftmesseinrichtung und Bruchfläche liegenden Bauteile.

Die Wirkung der Reduzierung dieses Effektes durch die zusätzlichen lokalen Messstellen zeigt Abbildung 4.33 am Beispiel des schnellen Versuches. Die Schwingungen aus den Lasteinleitungskomponenten werden nahezu vollständig eliminiert. Es zeigt sich weiterhin ein gewisser zeitlicher Versatz beim Erreichen des Lastmaximums im Bereich von ca. 0,60 ms, wodurch aufgrund der Trägheit der Anlage eine zusätzliche Überschätzung der resultierenden Festigkeiten möglich wäre.

Die Frequenz des oszillierenden Bereiches liegt mit ca. 952 Hz im Bereich der Wirkung des Bessel-Tiefpassfilters und liefert demzufolge ein leicht verfälschtes Signal. Die auflösende Frequenz der Lasteinleitungskomponenten liegt hier im Bereich von mehr als 3078 Hz und die zu geringe Abtastung führt zu Aliasing Effekten. Für die Dauer des Lastabfalls kann deshalb davon ausgegangen werden, dass diese nur ca. 1/3 der gemessenen Dauer, also ca. nur 0,20 ms beträgt.

Die hierfür theoretisch abgeschätzte Zeit liegt in einem Bereich von 0,33 ms und bestimmt letztendlich die zusätzlich gemessenen Kräfte aus der Beschleunigung der Komponenten. Betrachtet man nur das lokale System, ergeben sich rein theoretisch zusätzliche Kräfte in Höhe von ca. 1,22 kN und für das globale System Kräfte in Höhe von ca. 12,26 kN, die in dieser Form auch in Abbildung 4.33 wieder gefunden werden können. Aufgrund des Aliasing Effektes können die Werte im Diagramm allerdings nur annähernd getroffen werden und unterschätzen die Spitzen.

Abbildung 4.33-b zeigt der Vollständigkeit halber die Filterwirkung für die lokal gemessenen Kräfte. Es treten mit dieser Methode keinerlei Veränderungen an den maßgeblichen Kenngrößen der Kraftverläufe auf.

4 Statische Kennwertermittlung

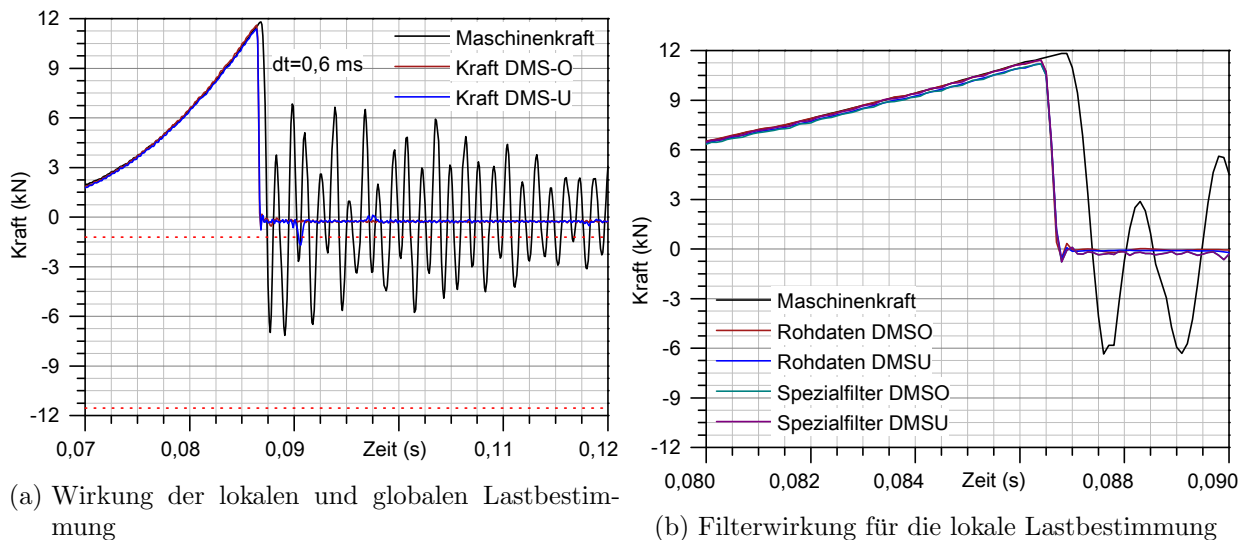


Abb. 4.33: Einfluss der lokalen Lastbestimmung

4.4.2.4 Steifigkeitskorrektur

Abbildung 4.34 stellt beide Methoden der Verschiebungsmessung gegenüber. Lokale Verschiebungen wurden direkt auf den Proben durch ein schnelles Videoextensionmeter erfasst. Die globale Verschiebungsmessung erfolgte anhand der Maschinenwege und diente ursprünglich nur als Referenz. Es zeigte sich allerdings, dass aufgrund der guten Kalibrierung die Einflüsse aus der Anlagen- dehnung sehr gut kompensiert werden können und das Signal zumindest eine Abschätzung von Grenzbereichen der Verschiebung im Bereich der Probe zulässt.

Demgegenüber stehen die Daten des lokal messenden Extensiometers, welche im elastischen Bereich des Werkstoffes nahezu keine Relativverschiebungsmessung zwischen den Messpunkten ermöglicht. Die Auflösung des Messsystems scheint in diesem Bereich doch zu gering zu sein. Es zeigte sich allerdings auch, dass für schnellere Versuche plausible Daten vorliegen, sodass auch eine gewisse Drift des Systems langsame Messungen verfälschen kann.

Um trotzdem eine gewisse Aussage bzw. Abschätzung zur Rissöffnung treffen zu können, wurden daher beide Signale einer gewissen Steifigkeitskorrektur auf Basis der Kalibrierdaten der Maschinen und auf Basis des Erwartungswertes zur Elastizität der Probe wie folgt unterzogen.

1. Bestimmung der globale Steifigkeit zwischen 5 % und 30 % der Maschinenkraft $S_{mas} = 22,58 \text{ kN/mm}$
2. Durchführung einer globalen Steifigkeitskorrektur über die im Vorfeld kalibrierten Maschi- nendaten $S_{calib} = 674,47 \text{ kN/mm}$
3. Globale Steifigkeitskorrektur über den Erwartungswert des elastischen Verhaltens der Proben $S_{probe} = 735,93 \text{ kN/mm}$
4. Bestimmung der lokalen Steifigkeit der Extensiometerdaten $S_{ext} = -538,18 \text{ kN/mm}$
5. lokale Steifigkeitskorrektur über das elastische Verhalten $S_{probe} = 735,93 \text{ kN/mm}$

Die Abweichungen zwischen den Korrekturen aus den globalen Kalibrierdaten der Maschine und den theoretischen Erwartungswerten liegen bei weniger als 9 % der Steifigkeit, sodass mit einer guten Näherung die globalen Wegdaten zumindest für eine Abschätzung in Betracht gezogen werden können.

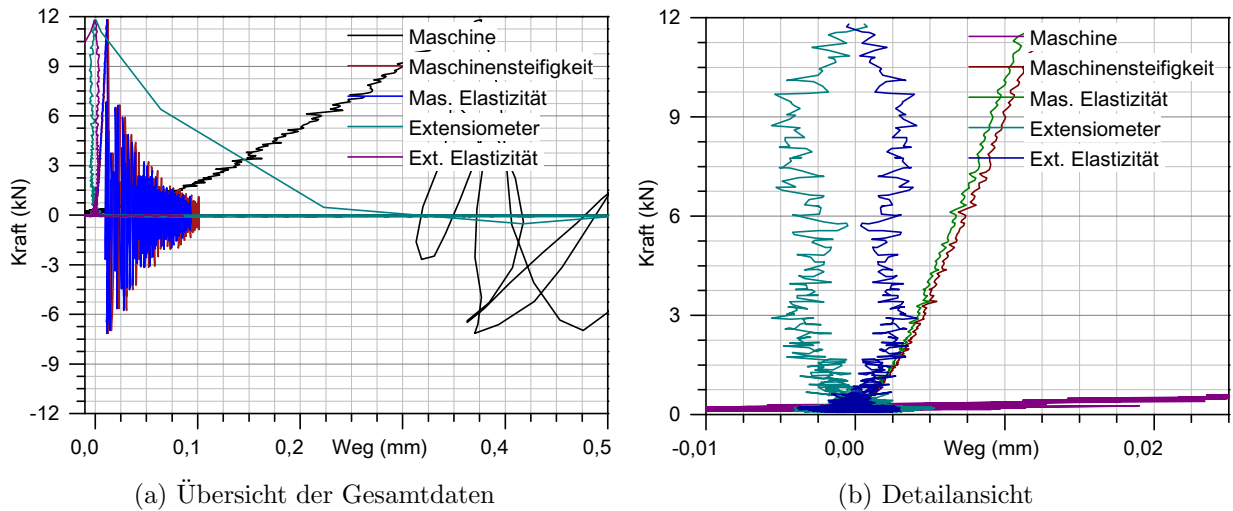


Abb. 4.34: Modifikation der Rohdaten auf Basis unterschiedlicher Steifigkeitskorrekturen

4.4.2.5 Spannungen und Dehnungen/Rissbreiten

Die Ableitung von Spannungen und Rissbreiten bzw. Verschiebungen erfolgt durch eine gezielte Selektion der relevanten Datenbereiche jeweils getrennt für die lokalen und globalen Messdaten. Für statische Zugproben hat sich hierfür die Selektion wie folgt bewährt.

1. Maximalwert beim erstmaligen Nulldurchgang der Spannung nach dem Spannungsmaximum
2. oder Maximalwert beim Spannungsabfall auf 50 % der Maximalspannung
3. Startwert bei 10 % der Maximalspannung

Abbildung 4.35 zeigt für verschiedene Filtereinstellungen die Spannungen, Verschiebungen und Geschwindigkeiten für die global bestimmten Werte. In diesem Falle wäre es denkbar Dehnungen bzw. Rissbreiten, etc. aus den Daten abzuleiten. Es zeigt sich allerdings, dass eine Ableitung dieser Daten aus den lokalen Daten nicht sinnvoll ist.

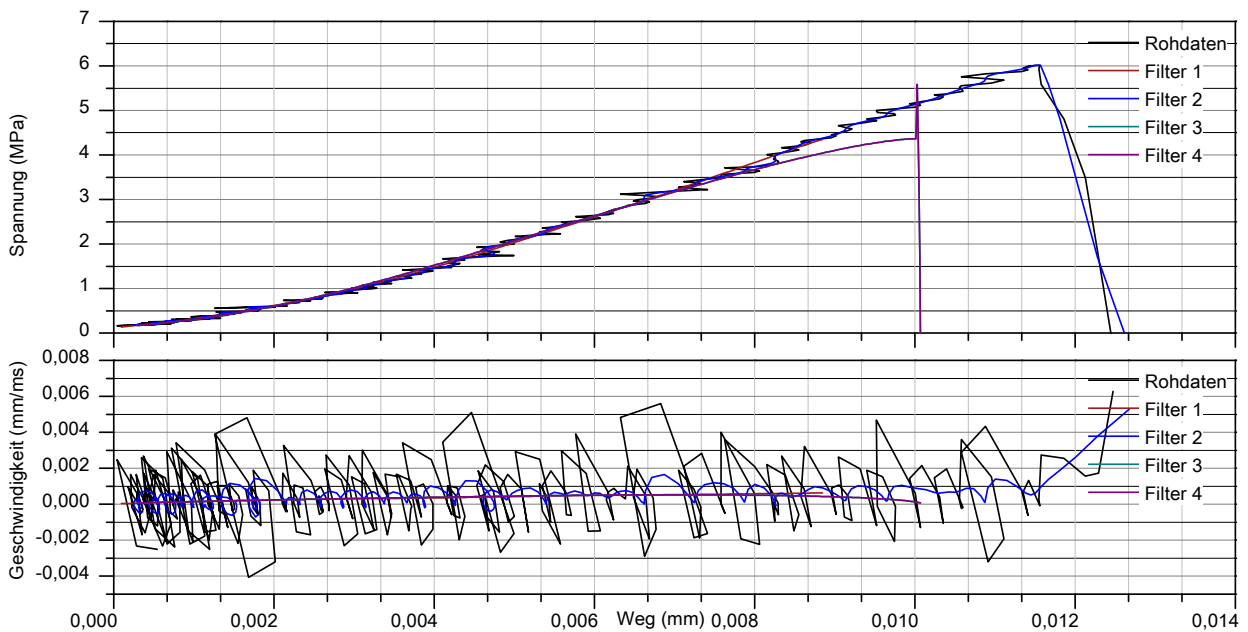


Abb. 4.35: Rohdaten eines Beispiels des direkten Zugversuches

4 Statische Kennwertermittlung

Als Fazit muss man an dieser Stelle konstatieren, dass eine sinnvolle Bestimmung lokaler Verschiebungen mit den vorhandenen Methoden nicht möglich war und somit eine seriöse Analyse des Nachbruchverhaltens unmöglich ist. Hierzu sind deutlich höhere Messraten ohne störende Filtereinflüsse und ein schnelles hochauflösendes Messsystem nötig. Aus diesem Grund beschränken sich die Angaben aus den statischen Zugversuchen auf die Angabe maximaler Spannungen als Festigkeitsbestimmende Parameter.

Abbildung 4.36 zeigt hierzu nochmals die Spannungsverläufe für die globalen und lokalen Daten jeweils für unterschiedliche Filtereinstellungen. Filter 2 zeigt hierbei die besten Eigenschaften für das lokale und globale Verhalten sowohl für langsame als auch schnelle Versuche, weshalb diese Einstellungen für die weitere Analyse zugrunde gelegt werden. Filter 4 reagiert am sensibelsten auf Veränderungen im abfallende Bereich. Der Fehler durch ein unzureichendes Filter bzw. falsche Aufzeichnungsraten liegt für dieses Beispiel bei ca. 27 %. Der Fehler reduziert sich auf ca. 1,30 % bei einer entsprechend leichten Messanordnung mit lokaler Kraftmesseinrichtung (vgl. Tabelle 4.22).

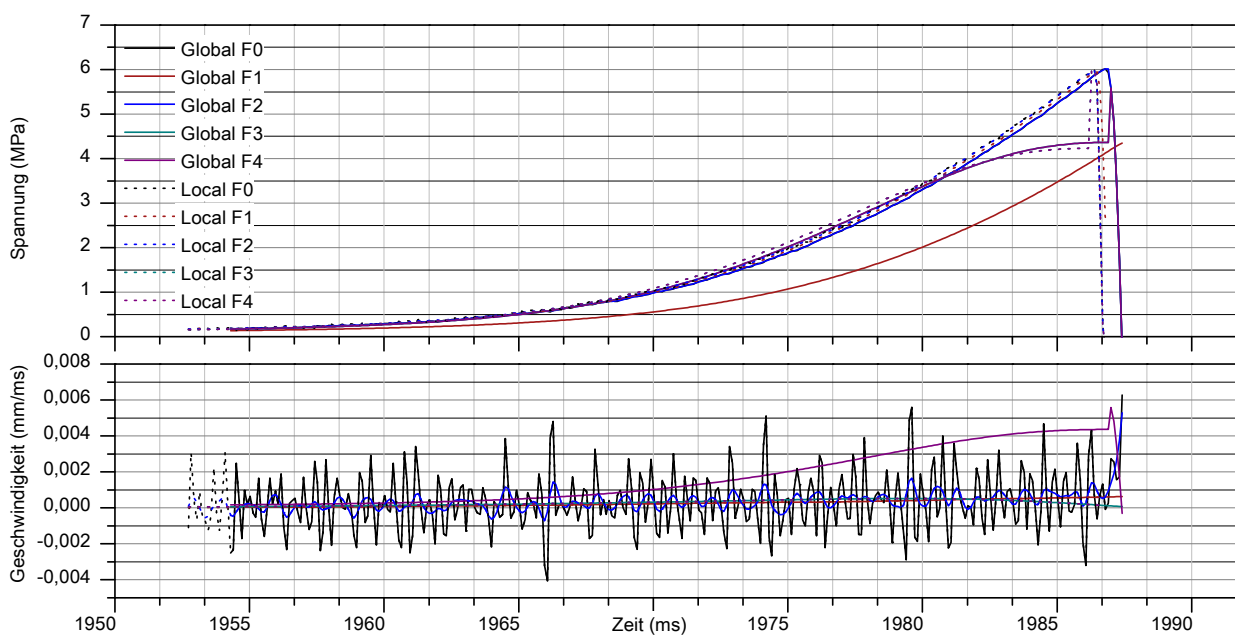


Abb. 4.36: Spannungverläufe eines Beispiels des direkten Zugversuches

4.4.2.6 Querschnittflächenkorrektur

Kapitel 6.1 beinhaltet die Methodik und Ergebnisse zur Bestimmung der realen Bruchflächen. Der daraus abgeleitete spezifische Flächeninhalt für die Beispielprobe beträgt $A_{spec} = 1,29 \text{ mm}^2/\text{mm}^2$ und kann direkt zur Korrektur der ermittelten maximalen Spannungen angesetzt werden. Der reale Durchmesser weicht mit 24,51 mm vom Referenzwert 25 mm ab. Tabelle 4.22 beinhaltet neben mittleren Geschwindigkeiten und den gemessenen Spannungen die korrigierten Werte für Spannungen mit Realdurchmesser und Realfächeninhalt und verdeutlicht damit die Wirkung dieser Einflussgrößen. Betrachtet man Filter 2 als Referenz, liegen die Abweichungen hierdurch bei bis zu ca. 23 %.

Tab. 4.22: Übersicht zu den maximalen Spannungen eines Beispiels für verschiedene Auswertemethoden

	Filter	Spannung MPa	Radius Korrektur MPa	Flächen Korrektur MPa
Global	0	6,02	6,26	4,68
	1	4,40	4,58	3,42
	2	6,02	6,26	4,68
	3	5,59	5,81	4,34
	4	5,59	5,81	4,34
Lokale	0	6,02	6,26	4,68
	1	5,94	6,18	4,62
	2	6,02	6,26	4,68
	3	6,02	6,26	4,68
	4	6,02	6,26	4,68

4.4.3 Ausgewählte Ergebnisse zu den direkten Zugversuchen

Tabelle 4.23 gibt einen Überblick zu den Mittelwerten der Festigkeiten der geprüften Serien. Auf die Angabe statistischer Kennwerte wird erneut verzichtet. Die Festigkeitskennwerte basieren auf den lokalen Werten und wurden mit Filter 2 korrigiert. Die Korrektur mit diesem Filter hat keinen Einfluss auf die Maximalwerte der Spannungen. Eine Querschnittsflächenkorrektur wurde an dieser Stelle noch nicht durchgeführt.

Tab. 4.23: Übersicht zu Festigkeiten für direkte statische Zugversuche

Werkstoff	Serie	Prüfalter <i>Tage</i>	langsam	langsam	langsam	schnell	schnell	schnell
			nass <i>MPa</i>	normal <i>MPa</i>	trocken <i>MPa</i>	nass <i>MPa</i>	normal <i>MPa</i>	trocken <i>MPa</i>
C20	1	610	2,86	3,10	2,49	4,50	4,25	3,43
C40	2	645	3,77	4,50	4,25	6,59	5,83	5,25
C80	3	640	4,59	4,08	3,59	6,61	5,89	4,91
C160	4	596	9,64	9,56	4,71	13,49	12,99	5,67
C40 GK8 GRS	5	1239	1,40	1,36	1,30	2,42	2,01	1,79
C40 GK2 Mörtel	6	1600		2,69			2,49	
C40 GK4	7	1856		3,81				
C40 GK8	8	1811		3,24				
C40 GK16	9	722		3,89				
Granit	10	-		5,41			5,94	

Abbildung 4.37 visualisiert zusätzlich die Abweichungen der maximalen Spannungen und verdeutlicht die recht großen Streuungen für einen C160 und Granit, welche aufgrund der recht homogenen Struktur beider Werkstoffe auftritt. Erwartungsgemäß nimmt die Zugfestigkeit mit der Druckfestigkeit der Werkstoffe zu. Eine einzige Ausnahme bilden hierbei die C80 Proben die auf dem selben Level wie die C40 Proben liegen. Die spezielle GRS Mischung des C40 weist deutlich geringere Zugfestigkeiten auf. Ein Grund hierfür kann die Tatsache sein, dass diese Proben aus Bohrkernen gewonnen wurden und dadurch eine recht inhomogene Oberflächenstruktur aufweisen. In ähnlicher Weise wird dies auch die Ursache für die recht geringen Festigkeiten der Sondermischungen mit unterschiedlichen Korngrößen sein. Ein direkter Vergleich einer gegossenen und geschnittenen Pro-

be wäre hierbei sicherlich hilfreich, ist allerdings mit der vorliegenden Datenbasis nicht konsistent analysierbar.

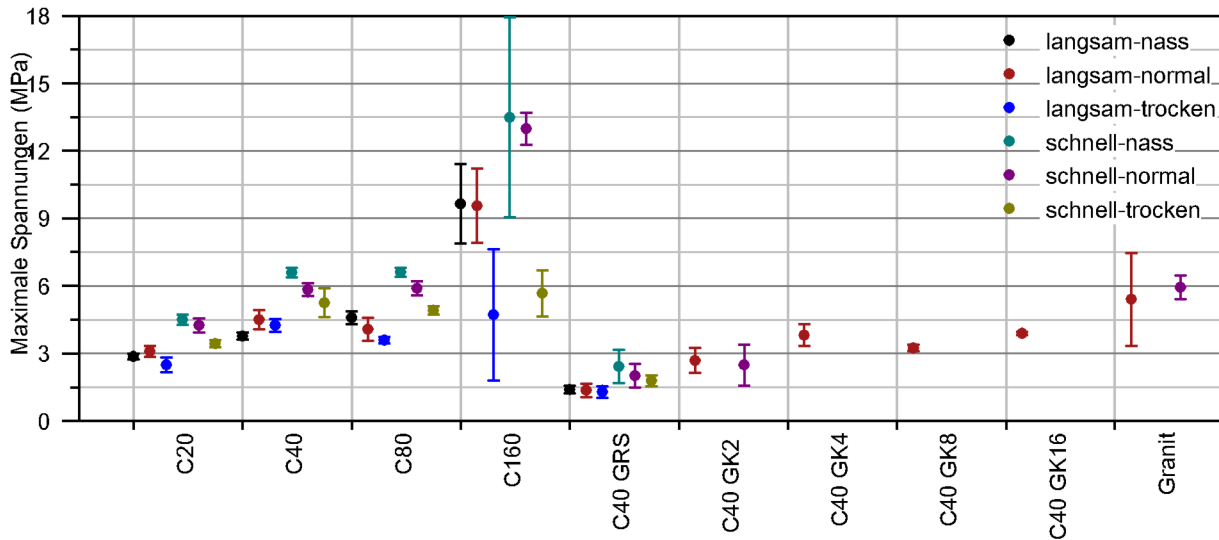


Abb. 4.37: Übersicht der maximal ertragbaren Spannungen mit Streubreite

4.4.3.1 Bewertung der Zugfestigkeiten

Tabelle 4.22 widerspiegelt den Einflüssen von Filtern und den damit verbundenen notwendigen Aufzeichnungsraten, bzw. den Einfluss aus Korrekturen auf Basis von realen Bruchflächeneigenschaften auf die maximalen Spannungen für ein Beispiel. Aufgrund der Übersichtlichkeit der Daten soll im Folgenden nur eine stichprobenartige Bewertung der umfangreichen Datenbasis vorgenommen werden. Die Bewertungen basieren daher auf Filtermethode 2 mit den lokalen Messdaten, da diese keine nennenswerte Beeinflussung der Ergebnisse zeigen. Wege, Geschwindigkeiten etc. wurden aus den globalen Daten mit einer einheitlichen Steifigkeitskorrektur abgeleitet. Sie bilden eher qualitative Zusammenhänge ab.

Abbildung 4.38 stellt am Beispiel des Referenzwerkstoffes C40 die Spannungen den Verschiebungen bis zum Spannungsmaximum für alle 6 untersuchten Zustände gegenüber. Verdeutlicht wird daran, dass mit zunehmender Verschiebung die maximalen Spannungen zunehmen. Da diese weit verbreitete Aussage relativ unphysikalisch erscheint, sollte besser konstatiert werden, dass natürlich die Verschiebungen mit zunehmender Festigkeit der Probe zunehmen. Gleiches gilt für die aus den Verschiebungen abgeleiteten Geschwindigkeiten. Je größer diese Werte sind, umso größer erscheinen Spannungen und die resultierenden Verschiebungen. Der Trend über alle Daten scheint unabhängig von den jeweiligen Zuständen und Geschwindigkeiten zu sein, sodass hier von einer einheitlichen flächenbezogenen Probensteifigkeit im Bereich von 325 GPa/m gesprochen werden kann, was in etwa einem Elastizitätsmodul von 26 GPa entspricht.

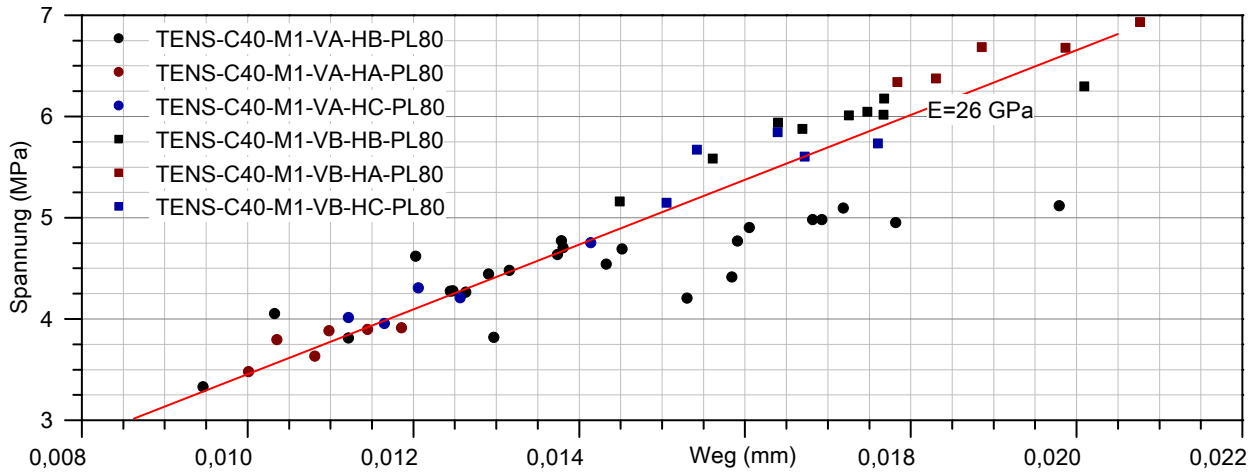


Abb. 4.38: Zugfestigkeiten und Verschiebungen für den Referenzwerkstoff (TENS-C40-M1)

4.4.3.2 Einfluss der Prüfgeschwindigkeiten

Abbildung 4.39 bezieht die Spannungen auf die Geschwindigkeiten der Verschiebungen und verdeutlicht eine klare Aufteilung in schnelle und langsame Bereiche bei einer logarithmischen Skalierung der Geschwindigkeiten. Ausgewertet werden resultierende Geschwindigkeiten, weshalb sich für langsame Versuche recht geringe Streuung und für höhere Geschwindigkeiten recht große Streuungen aufgrund der Maschinenregelcharakteristik ergeben. Verdeutlicht wird ein Anstieg der Festigkeiten, welcher bereits im quasi-statischen Versuch ca. 50 % ausmacht. Eine Flächen- oder Trägheitskorrektur wurde an dieser Stelle noch nicht durchgeführt, sodass die Ursachen dieses Anstieges vielfältig sein können. Eine Dehnratensensitivität des Werkstoffes ist allerdings in diesem Bereich nicht zu erwarten.

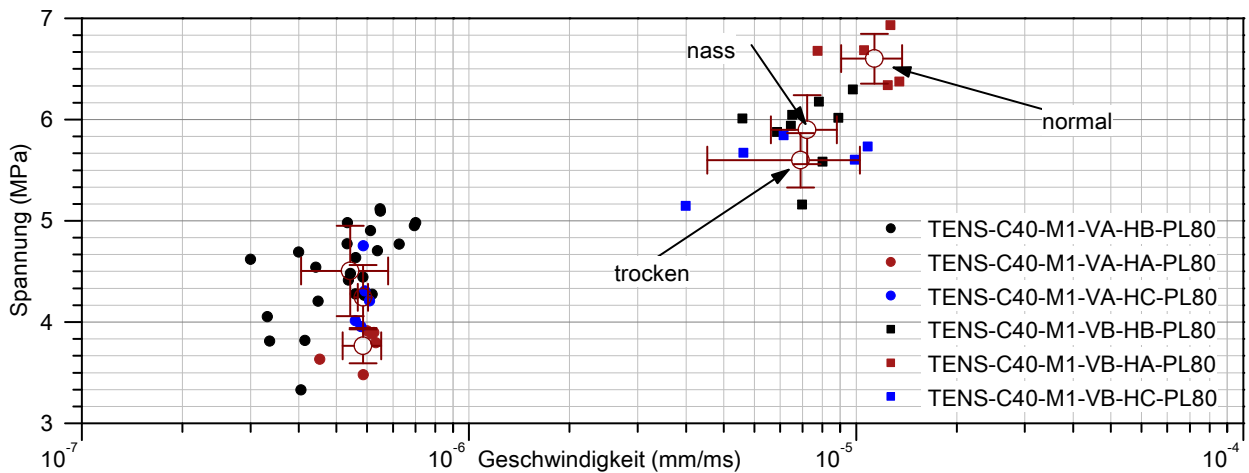


Abb. 4.39: Geschwindigkeitsabhängigkeit der Spannungen (TENS-C40-M1)

Ein ähnliches Verhalten zeigt exemplarisch Abbildung 4.40 für die zugehörigen Elastizitätsmodulen. Entsprechend 4.3.2.7 wurden hierfür drei unterschiedliche Modulen definiert. Ein signifikanter Einfluss durch unterschiedliche Belastungsgeschwindigkeiten liegt hierfür nicht vor.

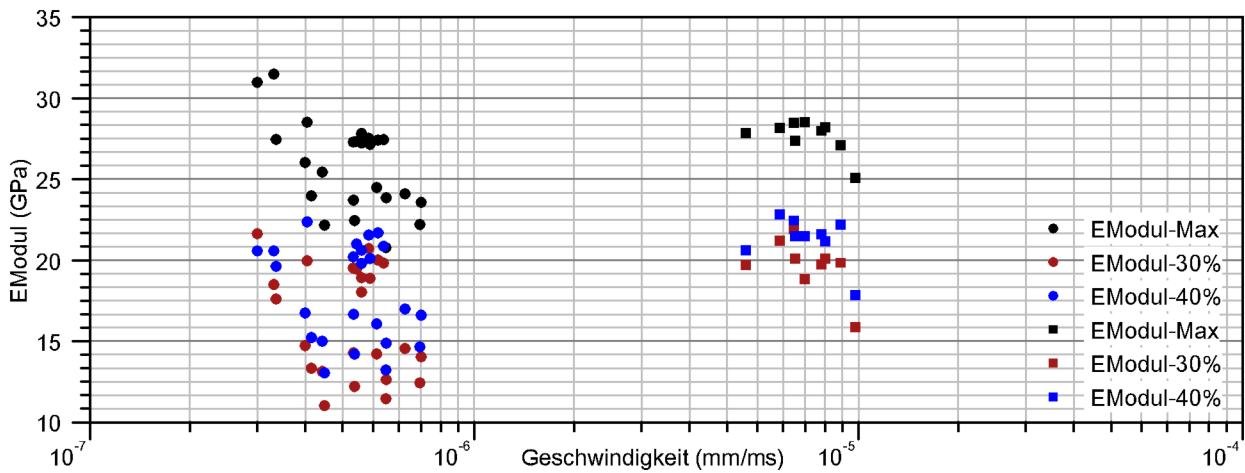


Abb. 4.40: Abhängigkeit der E-Modulen am Beispiel des Referenzwerkstoffes (TENS-C40-M1)

4.4.3.3 Einfluss der Bruchflächen Korrekturen

Die Oberflächenanalyse aus Abschnitt 6.1 ermöglicht den Bezug der Spannungen auf eine reale Bruchoberfläche. Die Werte hierfür liegen für alle statischen Zugproben vor und ermöglichen somit die probengenaue Korrektur der Spannungen und Brucharbeiten. Abbildung 4.41 fasst die ermittelten spezifischen Flächen der Übersichtlichkeit halber gemittelt für die unterschiedlichen Serien zusammen. Abbildung 4.42 verdeutlicht beispielhaft Oberflächenprofile verschiedener Serien. Eine Abhängigkeit der spezifischen Oberfläche von der Geschwindigkeit oder des Wassergehaltes ist nicht erkennbar. Die Tendenzen hierzu liegen im Streubereich und variieren stark zwischen den unterschiedlichen Werkstoffen. Signifikant ist allerdings der Einfluss des Werkstoffes bzw. der stofflichen Zusammensetzung. Die normalfesten Standard Betonen zeigen hierbei keine starke Beeinflussung aufgrund ihres doch recht duktilen Verhaltens. Herausragend ist das Verhalten des C160, welcher ein stark sprödes Versagen mit entsprechend glatten Bruchflächen aufweist. Für die unterschiedlichen Korngrößen des C40 zeigt sich ein Trend zu größeren spezifischen Flächen mit zunehmendem Größtkorn und der damit verbundenen zunehmenden Heterogenität der Probe. Granit mit Festigkeiten im Bereich des C160 Betons reagiert im Zugversuch mit einer deutlich größeren Bruchfläche. Die Bruchflächen fühlen sich aufgrund von schuppenartigen Abplatzungen deutlich rauer an. Die spezifischen Flächen liegen in einem Bereich von ca. $1,40 \text{ mm}^2/\text{mm}^2$.

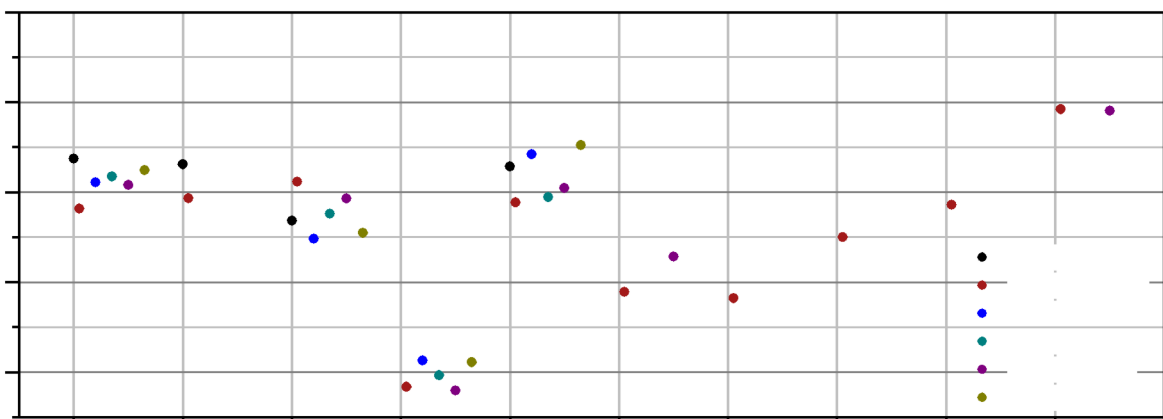


Abb. 4.41: Übersicht zu den spezifischen Flächen

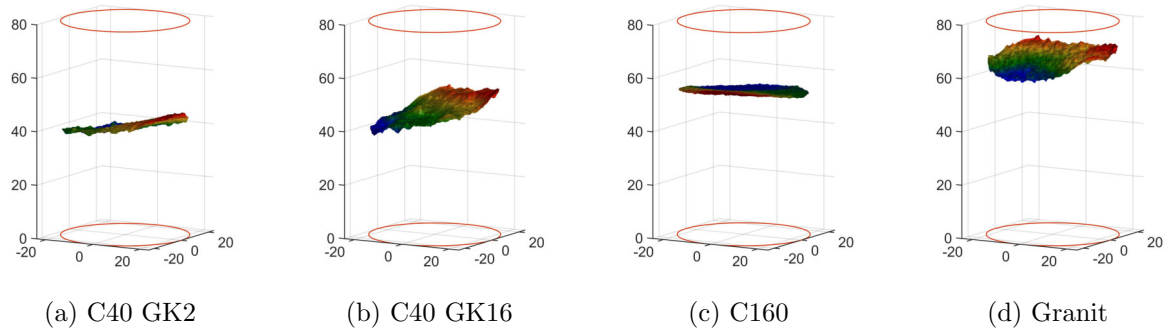


Abb. 4.42: Ausgewählte Oberflächenprofile unterschiedlicher Werkstoffe

Die Nichtbeachtung der realen Bruchflächenverhältnisse führt zu Abweichungen, die direkt aus den spezifischen Flächen der jeweiligen Probe ableitbar sind. Für die Standardbetone ist dabei mit einer Überschätzung der maximalen Spannungen im Bereich von ca. 25 % bis 35 % zu rechnen. Spröde Betone sind scheinbar weniger stark davon betroffen.

Tabelle 4.24 enthält abschließend die um die realen Bruchflächen korrigierten statischen Zugspannungen, die in dieser Form auch in die weitere Bewertung der dynamischen Daten einfließen.

Tab. 4.24: Übersicht zu korrigierten Festigkeiten für direkte statische Zugversuche

Werkstoff	Serie	Prüfalter Tage	langsam	langsam	langsam	schnell	schnell	schnell
			nass	normal	trocken	nass	normal	trocken
			<i>MPa</i>	<i>MPa</i>	<i>MPa</i>	<i>MPa</i>	<i>MPa</i>	<i>MPa</i>
C20	1	610	2,14	2,42	1,90	3,42	3,25	2,59
C40	2	645	2,83	3,48	3,24	5,08	4,47	4,00
C80	3	640	3,62	3,11	2,88	5,18	4,55	3,91
C160	4	596	8,66	8,82	4,24	12,30	12,03	5,10
C40 GRS	5	1239	1,05	1,06	0,96	1,87	1,54	1,32
C40 GK2	6	1600		2,26			2,03	
C40 GK4	7	1856		3,22				
C40 GK8	8	1811		2,60				
C40 GK16	9	722		3,02				
Granit	10	-		3,88			4,27	

4.5 Statische Spaltzugversuche an zylindrischen Kleinproben (SPLT)

Die Bestimmung der Zugfestigkeit von Beton kann mit Hilfe unterschiedlichster Methoden erfolgen. Im Hinblick auf die hochdynamischen Untersuchungsmethoden reduzieren sich praktikable Lösungen im Wesentlichen aber auf direkte Zugversuche und Spaltzugversuche an Zylinderproben mit vergleichbaren Abmaßen. Die für den statischen Spaltzugversuch zugrunde liegende Norm ist die **DIN 1045-1** [9] bzw. **DIN EN 12390-6** [11]. Sie regeln neben der Versuchsdurchführung auch die Umrechnung auf eine Zugfestigkeit auf Basis eines empirisch bestimmten Korrekturfaktors. Die einaxiale Zugfestigkeit beträgt demnach das 0,9-fache der Spaltzugfestigkeit. Inwieweit dieser bereits 1960 ermittelte Faktor auf welche Grenzen anwendbar ist, hängt stark von den spezifischen Verhältnissen ab. Insofern äußern verschiedenen Autoren wie **MALARICS** [115] oder **HEILMANN** [68], [69] berechtigterweise Kritik an dieser Festlegung.

Auf die detaillierte Herleitung der Methodik soll an dieser Stelle verzichtet werden. Sie ist unter anderem in [11] erläutert. Die Bewertung erfolgt hauptsächlich auf Basis der Arbeit von **MALARICS** [115] aus dem Jahr 2011, welche einen sehr guten Überblick über die unterschiedlichen Ansätze und Probleme gibt. Einige wesentliche Erkenntnisse ihrer Arbeit sind, dass Spaltzugversuche einen starken Größeneinfluss aufweisen. Maßgebend hierfür ist das Durchmesser-Länge Verhältnis D/L der Probe. Proben mit einem $D/L < 1$ zeigen einen starken Skalierungseinfluss. Proben mit einem Verhältnis $D/L > 1$ streben hingegen gegen einen konstanten Wert. In der vorliegenden Arbeit wurden Proben mit Durchmesser $D = 50\text{ mm}$ und einer Länge von $L = 40\text{ mm}$ gewählt. Sie werden durch Halbierung aus den Standardproben gefertigt. Bei einem $D/L = 1,25$ sollte der geometrische Einfluss daher gering gehalten sein.

Die **DIN EN 12390-6** [11] sieht für die Versuche die Anwendung von Zwischenstreifen aus Hartfaserplatten zur Lasteinleitung vor, auf die im Hinblick auf die Vergleichbarkeit der Versuche mit den SHB-Versuchen verzichtet wurde. **MALARICS** ermittelte für Proben ohne Zwischenstreifen für Normalbeton eine ca. 10 % bis 15 % geringere Festigkeit, allerdings auch nur für deutlich längere Proben.

4.5.1 Versuchsaufbau für Spaltzugversuche

Der Versuchsaufbau für Spaltzugversuche basiert auf dem Aufbau der statischen Druckversuche. Die vertikalen Verschiebungen der Kalotten werden erneut durch 3 jeweils um 120° versetzt angeordnete induktive Wegaufnehmer (IWA 1-3) lokal bestimmt. Die Korrektur der Einzelsteifigkeiten ergibt sich hierbei analog zu denen im Druckversuch (vgl. 4.3.2). Durch Mittelung eliminiert sich der Einfluss einer möglichen Kalottenverkipfung auf die in dieser Weise bestimmte vertikale Verschiebung U_{ges} bzw. U_V .

Die horizontalen Verschiebungen wurden mit Hilfe eines ausreichend schnellen Videoextensiometers (300 kHz) bei einem Messmarkenabstand von 40 mm bestimmt. Aus diesen erfolgt die Ableitung der horizontalen Verschiebungen U_H , Geschwindigkeiten V_H bzw. Beschleunigungen A_H der beiden resultierenden Bruchstücke. Mit Hilfe dieser Verschiebungen erfolgt die Konstruktion von Spannungs-Rissöffnungsbeziehungen analog zu Spannungs-Dehnungsbeziehungen im Druckversuch, auch wenn dies bei einer näheren Betrachtung und strenger Auslegung der Kontinuumsmechanik nicht zulässig wäre.

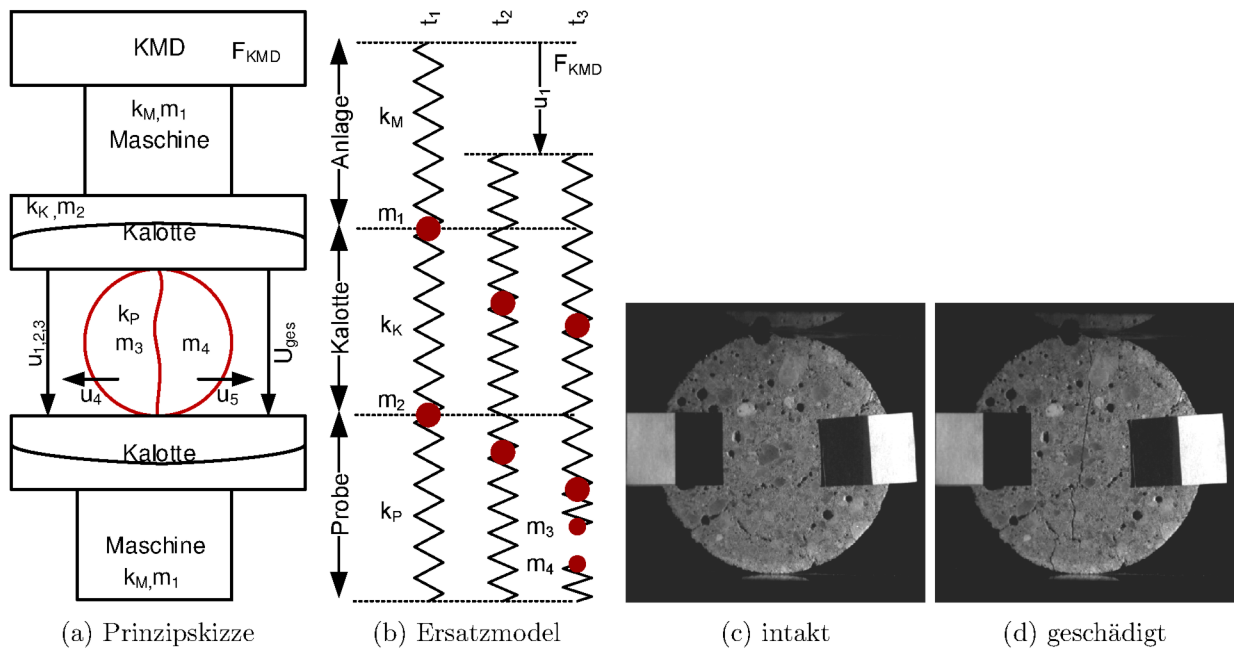


Abb. 4.43: Versuchsaufbau für statische Spaltzugversuche

Tab. 4.25: Übersicht zu den Proben für Spaltzugversuche

Werkstoff	Serie	Prüfalter	langsam nass	langsam normal	langsam trocken	schnell nass	schnell normal	schnell trocken
C20	1	610		5				
C40	2	645		5				
C80	3	640		5				
C160	4	596		5				
C40 GRS	5	1239						
C40 GK2	6	1715		5				
C40 GK4	7	1820		5				
C40 GK8	8	1774		5				
C40 GK16	9	462		5				
Granit	10			5				
Faserbeton	13							
	gesamt	45	0	45	0	0	0	0

4.5.2 Rohdatenanalyse und Filterauswahl

Im Rahmen der statischen Spaltzugprüfungen wurden insgesamt 45 Proben der Serien nach Tabelle 4.1 geprüft. Sie dienen als Referenz um eine Vergleichbarkeit zwischen statischen und dynamischen Zugkennwerten zu erhalten. Das Versuchsprogramm reduziert sich dabei auf Proben im Normalzustand ihres Feuchtigkeitsgehaltes (HB) und auf langsam durchgeführte Prüfungen (VA).

Die Rohdaten der Versuche sind in Abbildung 4.44 exemplarisch gegenüber gestellt. Neben der direkt gemessenen Maschinenkraft sind die Abweichungen der jeweiligen IWA in vertikaler Richtung erkennbar. Eine Reaktion in horizontaler Richtung scheint in dieser Skalierung erst nach dem Bruch der Probe einzutreten.

Wie bereits bei der Analyse der Druckversuche erwähnt wurde, ist eine direkte Messung der Maschinenkraft nur für gewisse Aussagen und nur für recht langsame Prozesse sinnvoll. Das liegt weniger

an einer schnellen Datenerfassungsrate, sondern vielmehr an den Massenträgheiten der zwischen Kraftmessenrichtung und Probe installierten Komponenten. In Abbildung 4.44 wird ein für das spröde Betonverhalten üblicher Kraftabfall deutlich, der in dieser Form nicht dem reinem Werkstoffverhalten zugeschrieben werden kann. Vergleicht man das Verhalten mit der Modellvorstellung in Abb. 4.43, führt das abrupte Trennen der Federn im Zustand t_3 zur Entspannung des Systems Maschine-Kalotte.

Die Reaktion des Gesamtsystem erfolgt mit einer niedrigsten Frequenz von ca. 416 Hz, dass heißt, eine Entspannung erfolgt innerhalb von ca. 1,20 ms und verursacht durch die Systembeschleunigung eine zusätzliche Beschleunigungskraft von ca. $F_B = 1,20 \text{ kN}$, die dem Kraftabfall entgegenwirkt. Aufgrund der hohen Masse des Systems ist diese allerdings auch in diesem Fall nicht vollständig separierbar und verursacht ein scheinbares Nachbruchverhalten.

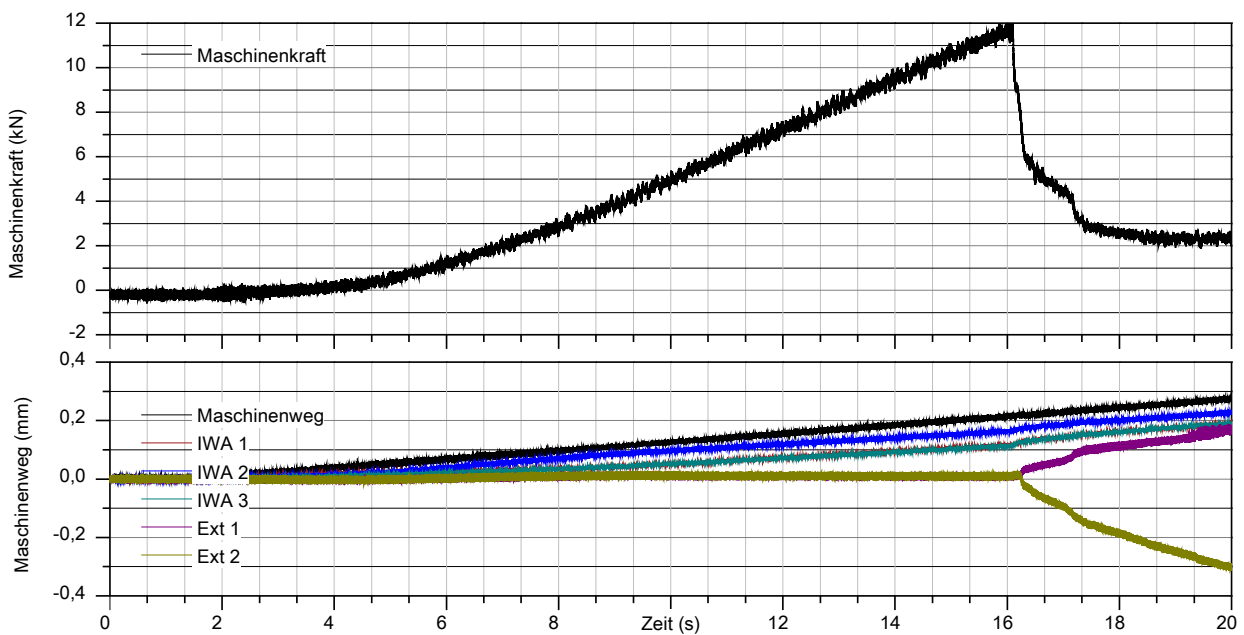


Abb. 4.44: Rohdaten des Spaltzugversuches (Probe **SPLT-C40-M1-VA-HB-PL40-P05**)

Ein weiteres Problem für Zugversuche an spröden Werkstoffen stellt die geeignete Filterwahl dar. Für die vorliegenden Versuche stellt sich diese Problematik allerdings nicht so gravierend dar, wie für die erst später analysierten direkten Zugversuche. Abbildung 4.45 zeigt den Einfluss der Wahl des Tiefpassfilters auf die Daten der Verschiebungs- und Kraftverläufe. Die Auswahl der zugrunde liegenden Aufzeichnungsrate von 10 kHz erfolgte erneut auf Basis des Schwingverhaltens der Einzelkomponenten des Gesamtsystems. Für die Kalotten ergeben sich demnach Reaktionen im Bereich von ca. 2,40 kHz und aus den restlichen Anlagenteilen bei ca. 410 Hz. Das Bruchverhalten sollte sich entsprechend in diesen Frequenzbereichen detailliert untersuchen lassen, was eine entsprechend hochfrequente Filteranpassung bedingt. Das Rauschen in den restliche Bereichen hingegen lässt sich deutlich stärker bei niedrigeren Frequenzen kompensieren. So ist für das vorliegende Signal eine Tiefpassfilterung ab einer Grenzfrequenz von 10 Hz durchaus ausreichend. Wie sich in der späteren Datenanalyse herausstellte wurde auch bei dieser Messwerterfassung automatisch ein Bessel Tiefpass Filter mit einer Grenzfrequenz von 981 Hz eingesetzt, was offensichtlich die Ursache dafür ist, dass das Nachbruchverhalten für diese Messreihen nicht sinnvoll untersucht werden kann.

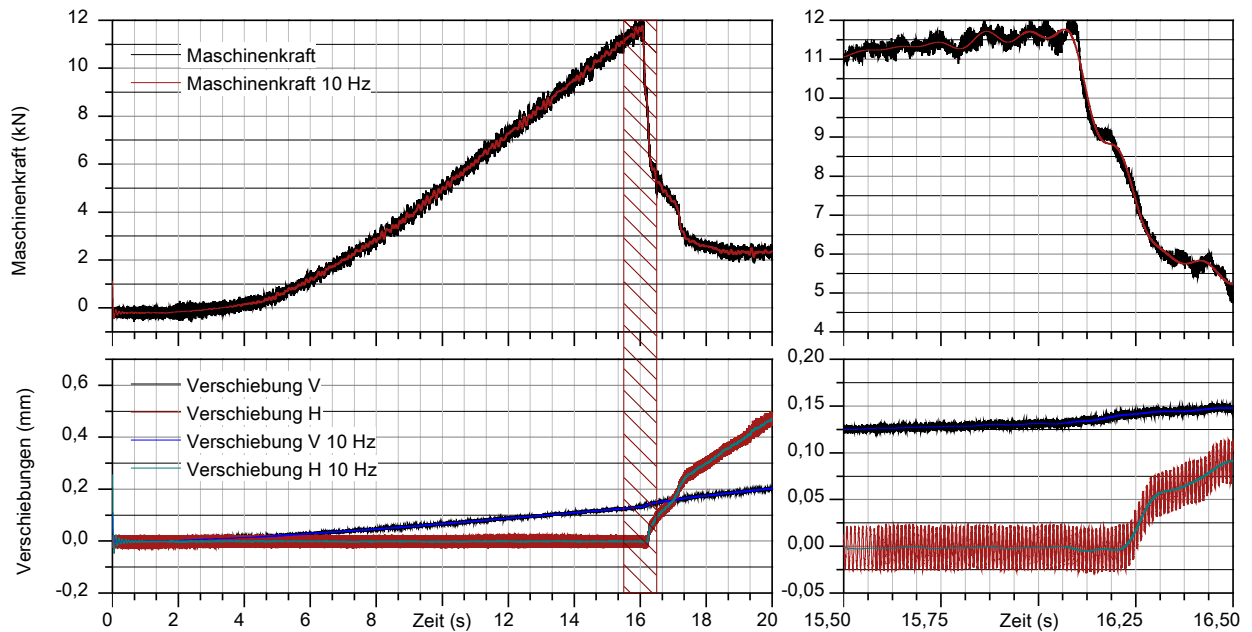


Abb. 4.45: Einfluss des Tiefpassfilters auf die Basisdaten der Kraft- und Wegverläufe (Probe **SPLT-C40-M1-VA-HB-PL40-P05**)

Die Bestimmung der Spaltzugfestigkeit $\sigma_{ct,sp}$ erfolgt in dieser Arbeit entsprechend des allgemein üblichen Ansatzes von **HERTZ** aus **AKAZAWA** [16], [17] nach:

$$\sigma_{ct,sp} = \frac{2 \cdot F_{max}}{\pi \cdot D \cdot L} \quad (4.15)$$

mit D und L als Durchmesser und Länge der Probe und F_{max} als maximale Kraft. Die Validität dieses Zusammenhanges ist auf ein linear elastisches Werkstoffverhalten beschränkt. Es wird von einem ebenen Spannungszustand mit einer punktuellen Lasteinleitung ausgegangen und ein möglicher Einfluss von Lasteinleitungsblättchen wird ignoriert.

Abbildung 4.46 zeigt den Spannungsverlauf bezüglich der horizontalen (Reaktion der Probe) und vertikalen Verschiebungen (Belastung durch Prüfrahen). Es zeigte sich, dass das Messsystem für die horizontale Relativverschiebungsmessung doch recht unempfindlich auf geringe Verschiebungen im elastischen Bereich reagiert, sodass zwar die eingetragenen vertikalen Verschiebungen bis zu ca. 0,20 mm sehr gut durch die IWA Messung erfasst werden können, die Probe horizontal bis dahin allerdings keine Reaktion zeigt.

Inwieweit die vertikalen Verschiebungen aufgrund einer möglicherweise starken punktuellen Stauchung der Kalotten, die nicht durch die Steifigkeitskorrektur erfasst werden, auch verfälscht werden, kann an dieser Stelle nicht beurteilt werden. In Abbildung 4.46 wird dies durch die deutlich steifere Reaktion der an der Probe direkt gemessenen horizontalen Verschiebungen sowohl für die resultierende Verschiebungs-Spannungsbeziehung als auch für die resultierenden Geschwindigkeiten ersichtlich.

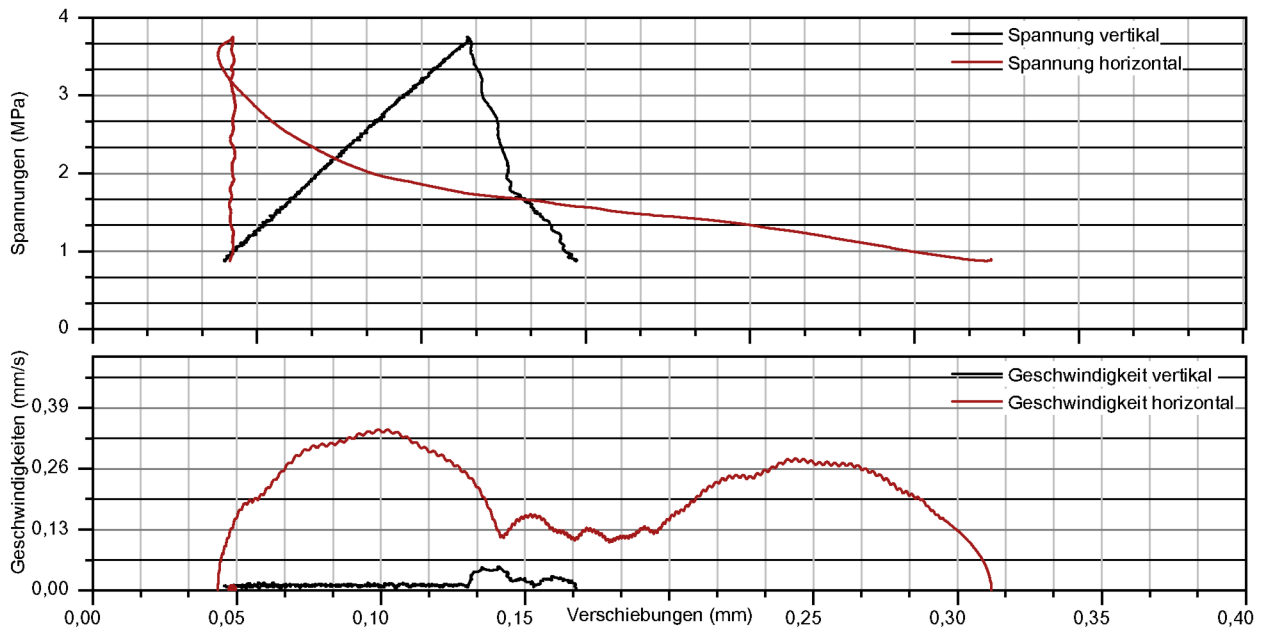


Abb. 4.46: Spannungs-Verschiebungs-Beziehung am Beispiel (Probe SPLT-C40-M1-VA-HB-PL40-P05)

4.5.3 Ergebnisse Spaltzugversuche

Abbildung 4.47 und Tabelle 4.26 fassen die Ergebnisse der statischen Spaltversuche zusammen. Die Bewertung erfolgt in erster Linie anhand der maximal ertragbaren Spannungen als Vergleichsbasis für dynamische Zug- und Spallationsversuche, wofür entsprechende Übertragungsfaktoren festgelegt werden. Abbildung 4.47 beinhaltet neben den maximalen Spannungen auch die entsprechenden Angaben zu den Streubreiten der jeweiligen Serien. Auffällig hoch ist die Streuung für den C160 einzustufen. Aufgrund der hohen Sprödigkeit und seiner recht homogenen Struktur und den damit verbundenen gleichmäßigen Spannungsverteilungen in der Probe, tritt ein entsprechend schlagartiges Versagen auf. In ähnlicher Weise trifft dies bei diesem Werkstoff auch für direkte Zugversuche zu. Der verwendete Granit hingegen weist eine im Vergleich zu Druckfestigkeit recht geringe Zugfestigkeit auf, bei moderaten Streuungen. Der Werkstoff ist recht inhomogen in seiner Struktur und bildet damit genügend Risskeime die sich schuppenartig verteilen. Die C40 Werkstoffe liegen im üblichen Bereich mit moderaten Streuungen.

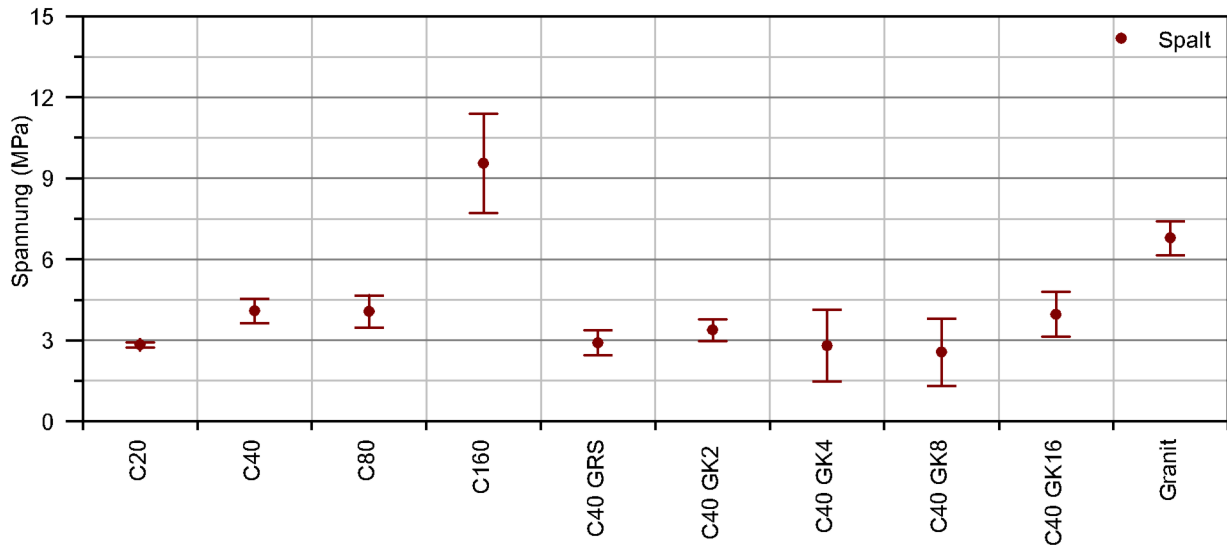


Abb. 4.47: Übersicht der maximal ertragbaren Spannungen mit Streubreite

Tabelle 4.26 beinhaltet neben den maximalen Spannungen, Dehnungen und Dehnraten in vertikaler Richtung. Als Dehnung wird an dieser Stelle die auf die jeweilige Messlänge bezogene Relativverschiebung bezeichnet. Aufgrund unterschiedlicher Messeinstellungen in horizontaler (Extensiometer, 20 mm) und vertikaler (IWA, 50 mm) Richtung hat sich diese relative Angabe bewährt, obgleich an dieser Stelle eher von Rissöffnungen gesprochen werden müsste. Abbildung 4.46 beinhaltet hierfür die Verschiebungen in vertikaler und horizontaler Richtung und zeigt, dass die horizontale Rissöffnung deutlich spröder reagiert. Eine Querdehnung oder ein Nachbruchverhalten ist hierin nicht erkennbar. Tabelle 4.26 beinhaltet aus diesem Grunde nur die vertikalen Dehnungen und Dehnraten. Inwieweit diese durch eine mögliche punktuelle Kalottenverformung oder andere Effekte beeinflusst wurden, soll an dieser Stelle nicht beurteilt werden.

Tab. 4.26: Übersicht zu den maximalen Spannungen

Werkstoff	Serie	Alter Tage	Dehnrate	Stbw.	Dehnung	Stbw.	Spannung	Stbw.
			R_{mean} 1/ms	R_{mean} 1/ms	D_{max} mm/mm	D_{max} mm/mm	S_{max} MPa	S_{max} MPa
C20	1	610	$2,43 \cdot 10^{-8}$	$2,03 \cdot 10^{-9}$	$3,44 \cdot 10^{-4}$	$6,71 \cdot 10^{-5}$	2,83	0,10
C40	2	645	$9,99 \cdot 10^{-8}$	$4,12 \cdot 10^{-8}$	$4,57 \cdot 10^{-4}$	$2,16 \cdot 10^{-4}$	4,09	0,46
C80	3	640	$5,15 \cdot 10^{-8}$	$1,86 \cdot 10^{-8}$	$2,85 \cdot 10^{-4}$	$4,97 \cdot 10^{-5}$	4,06	0,60
C160	4	596	$1,46 \cdot 10^{-5}$	$1,02 \cdot 10^{-5}$	$2,10 \cdot 10^{-3}$	$2,61 \cdot 10^{-3}$	9,55	1,84
C40 GRS	5	1239	$3,06 \cdot 10^{-8}$	$1,81 \cdot 10^{-8}$	$4,36 \cdot 10^{-4}$	$2,20 \cdot 10^{-4}$	2,91	0,46
C40 GK2	6	1715	$3,56 \cdot 10^{-8}$	$8,02 \cdot 10^{-9}$	$2,43 \cdot 10^{-4}$	$4,55 \cdot 10^{-5}$	3,38	0,40
C40 GK4	7	1820	$3,62 \cdot 10^{-8}$	$2,08 \cdot 10^{-8}$	$2,33 \cdot 10^{-4}$	$1,31 \cdot 10^{-4}$	2,79	1,33
C40 GK8	8	1774	$3,04 \cdot 10^{-8}$	$1,46 \cdot 10^{-8}$	$2,14 \cdot 10^{-4}$	$1,20 \cdot 10^{-4}$	2,56	1,25
C40 GK16	9	462	$6,56 \cdot 10^{-8}$	$4,17 \cdot 10^{-8}$	$2,62 \cdot 10^{-4}$	$7,16 \cdot 10^{-5}$	3,96	0,82
Granit	10	-	$2,19 \cdot 10^{-7}$	$5,68 \cdot 10^{-8}$	$5,02 \cdot 10^{-4}$	$8,29 \cdot 10^{-5}$	6,79	0,63

4.5.3.1 Spaltzugfestigkeiten für unterschiedliche Druck und Zugfestigkeiten

Den Bezug zum direkten Zugversuch und Druckversuch im statischen Bereich stellt Abbildung 4.48 und Tabelle 4.27 her. Neben den maximalen Spannungen enthalten sie die Streubreiten und Umrechnungsfaktoren zwischen den Versuchsarten für alle Serien. Direkte Zug- und Spaltversuche

4 Statische Kennwertermittlung

liegen hierin auf einem ähnlichen Level. Die Druckversuche zeigen hingegen ein deutlich abweichendes Verhalten, weshalb der einheitliche Umrechnungsfaktor hinterfragt werden müsste. Auffällig ist weiterhin, dass die relativen Streubreiten im Zug- und Druckbereich offensichtlich nur vom Werkstoff oder dessen Zusammensetzung abhängig sind.

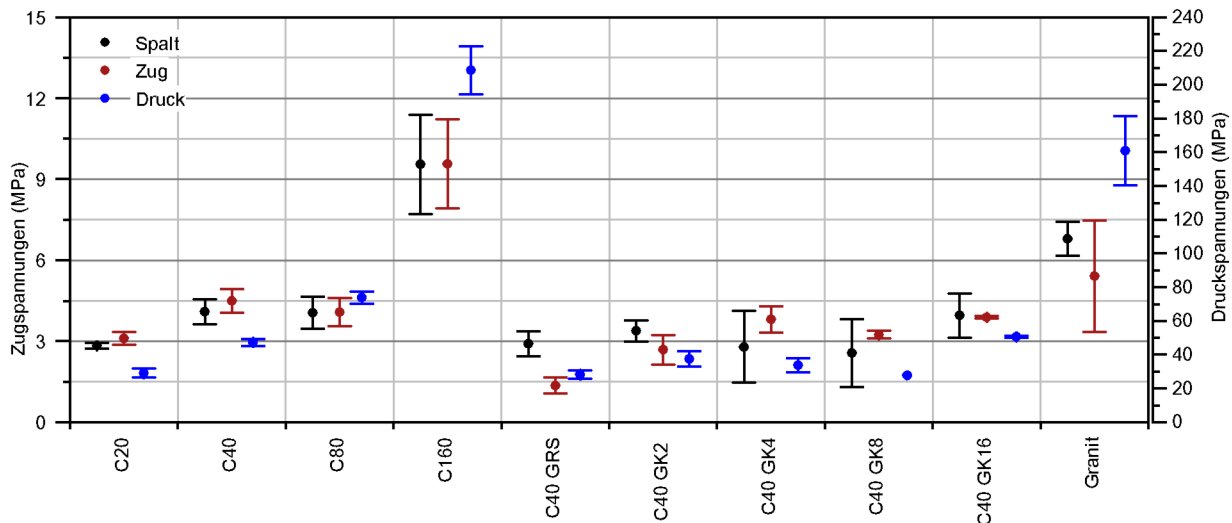


Abb. 4.48: Maximale Spannungen im Vergleich zu Druck- und Zugspannungen

Die entsprechenden mittleren Umrechnungsfaktoren zwischen den einzelnen Versuchsarten beinhaltet Tabelle 4.27 für die jeweiligen Werkstoffe. Betrachtet man die Umrechnung zwischen Spaltversuch und direktem Zugversuch, liegt das Mittel aller Serien bei ca. 1,10 mit einem Standardfehler von 35 %. Der Wert weicht demnach deutlich vom empfohlenen Literaturwert von 0,90 ab. Die hohe Streubreite zeigt außerdem, dass eine entsprechende Korrelation zwischen den Serien hier nicht gegeben ist. Anders sieht das aus, betrachtet man nur die ersten 4 Serien, welche unter nahezu idealen Laborbedingungen gefertigt worden. Mit einem Mittelwert von 0,95 und einem Standardfehler von 5 % lässt sich hier eine entsprechende Umrechnung realisieren. Der Fehler beträgt allerdings auch hierbei ca. 5 %. Serie 5 zeigt mit der C40-GRS Mischung die größten Unterschiede zwischen beiden Methoden. Der Werkstoff ist durch einen recht hohen Porenanteil gekennzeichnet, was möglicherweise Auswirkungen auf den Spaltversuch hat. Die Druckfestigkeit des Werkstoffes liegt deutlich unter der anderer C40 Mischungen und kann im Spaltversuch zu einem lokalen Versagen und einer großflächigeren Lasteinleitung mit reduzierten Spannungen führen. Als Folge daraus resultiert eine scheinbar höhere Spaltfestigkeit im Bezug auf die Zugfestigkeit des Werkstoffes. Ein konträres Verhalten zeigen die C40 Mischungen mit alternativer Kornzusammensetzung des selben Grundwerkstoffes. Die Spaltzugkennwerte liegen auf einem ähnlichen Level. Die Kennwerte direkter Zugversuche liegen allerdings deutlich höher. Die Abweichungen ergeben sich in einem Bereich von ca. 30 %. Inwieweit diese Einflüsse auf das dynamische Verhalten übertragbar sind, ist an dieser Stelle noch nicht absehbar.

Tab. 4.27: Übersicht zu den maximalen Spannungen in Bezug auf Zug- und Druckfestigkeit

Werkstoff	Serie	Spalt	Stbw	Zug	Stbw	Faktor	Druck	Stbw	Faktor
		S_{spl} MPa	S_{spl} MPa	S_{tens} MPa	S_{tens} MPa		S_{comp} MPa	S_{comp} MPa	
C20	1	2,83	0,10	3,10	0,23	0,91	29,20	2,68	0,10
C40	2	4,09	0,46	4,50	0,44	0,91	47,20	2,11	0,09
C80	3	4,06	0,60	4,08	0,51	1,00	73,84	3,67	0,06
C160	4	9,55	1,84	9,56	1,65	1,00	208,59	14,03	0,05
C40 GRS	5	2,91	0,46	1,36	0,30	2,14	28,28	2,42	0,10
C40 GK2	6	3,38	0,40	2,69	0,55	1,26	37,53	4,49	0,09
C40 GK4	7	2,79	1,33	3,81	0,49	0,73	33,82	4,21	0,08
C40 GK8	8	2,56	1,25	3,24	0,14	0,79	27,75	0,00	0,09
C40 GK16	9	3,96	0,82	3,89	0,06	1,02	50,67	0,71	0,08
Granit	10	6,79	0,63	5,41	2,06	1,26	160,82	20,57	0,04

4.5.3.2 Einfluss der Bruchflächenkorrektur

Auch für Spaltversuche findet eine entsprechende Bruchflächenkorrektur der maximalen Spannungen anhand der spezifischen Oberflächen statt. Abbildung 4.49 stellt hierfür den Rohdaten die korrigierten Spannungen für Zug- und Spaltversuche gegenüber. Die spezifischen Oberflächen liegen für alle Proben mit einem Standardfehler von ca. 5 % in einem Bereich von ca. 1,27. Herausragend ist lediglich der C160 der Serie 4 mit Werten im Bereich von ca. 1,13.

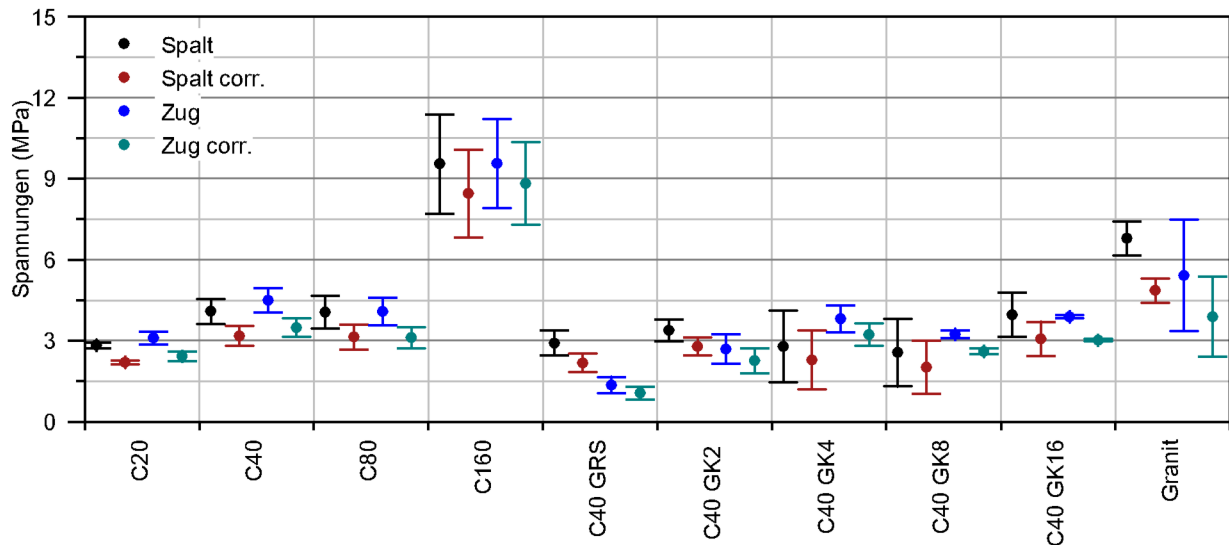


Abb. 4.49: Maximale Zugspannungen mit den Auswirkungen der Bruchflächenkorrekturen

Die Ursachen hierfür sind in Abbildung 4.50 anhand ausgewählter Oberflächenrekonstruktionen der Bruchflächen zu erkennen. Der C160 in 4.50-d zeigt eine deutlich glattere Bruchfläche im Vergleich zu den restlichen C40 Varianten aufgrund seiner homogenen Struktur. Im Gegensatz dazu zeigt der ebenfalls recht homogen wirkende C40-GK2 in 4.50-a eine deutlich rauere Bruchfläche und führt zu entsprechend höheren spezifischen Flächen im Bereich von 1,28. C40-GK16 veranschaulicht in 4.50-c deutlich den Einfluss des Größtkorns. Seine spezifischen Flächen liegen in einem Bereich von 1,29, für den C40-GK8 hingegen nur in einem Bereich von 1,27, was deutlich in der recht homogenen Strukturierung in 4.50-b zu erkennen ist.

4 Statische Kennwertermittlung

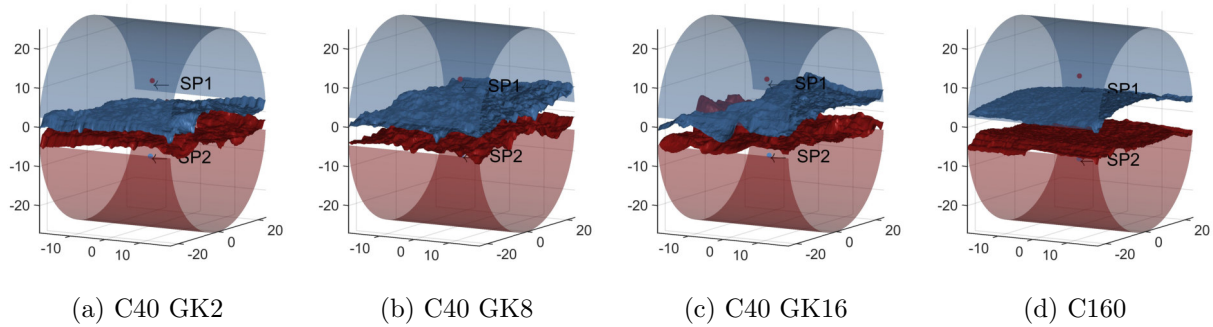


Abb. 4.50: Ausgewählte Oberflächenprofile unterschiedlicher Werkstoffe

Die Korrektur der maximalen Spannungen mit den spezifischen Flächen relativiert einen einheitlichen absoluten Fehler von ca. 21 %. Der serienspezifische relative Fehler liegt in diesem Fall noch bei max ca. 10 %. Für die nachfolgenden Untersuchungen werden ausschließlich die serienspezifischen bzw. die Flächenkorrekturen direkt auf Probenebene betrachtet. Tabelle 4.28 enthält daher lediglich zusammengefasste Betrachtungen zur Abschätzung der entsprechenden Fehler. Der Vergleich mit einer möglichen Flächenkorrektur im Druckbereich ist an dieser Stelle vorerst rein hypothetisch zu betrachten und nur der Vollständigkeit halber enthalten.

Tab. 4.28: Übersicht zu den maximalen Spannungen mit Bruchflächenkorrektur

Werkstoff	Serie	Spalt	corr.	Zug	corr.	Faktor	Druck	corr.	Faktor
		S_{spl} MPa	S_{spl} MPa	S_{tens} MPa	S_{tens} MPa		—	S_{comp} MPa	
C20	1	2,83	2,20	3,10	2,42	0,91	29,20	3,94	0,56
C40	2	4,09	3,18	4,50	3,48	0,91	47,20	6,30	0,50
C80	3	4,06	3,14	4,08	3,11	1,01	73,84	10,01	0,31
C160	4	9,55	8,45	9,56	8,82	0,96	208,59	92,19	0,09
C40 GRS	5	2,91	2,18	1,36	1,06	2,06	28,28		
C40 GK2	6	3,38	2,79	2,69	2,26	1,23	37,53		
C40 GK4	7	2,79	2,28	3,81	3,22	0,71	33,82		
C40 GK8	8	2,56	2,02	3,24	2,60	0,78	27,75		
C40 GK16	9	3,96	3,07	3,89	3,02	1,01	50,67		
Granit	10	6,79	4,86	5,41	3,88	1,25	160,82	30,83	0,16

5 Dynamische Kennwertermittlung

5.1 Kalibrierungsversuche am SHB

Eines der Wesentlichen Aspekte bei Untersuchungen am SHB ist die genaue Kenntnis zum Verhalten der Anlage, da letztlich nur die Wechselwirkung zwischen Anlage und Probe messtechnisch erfasst werden kann. Die Validität der theoretischen Annahmen kann mit geeigneten Messungen bestätigt bzw. Abweichungen hiervon quantifiziert werden. Somit besteht die Möglichkeit Fehlerquellen bzw. Toleranzen in die Bewertung von Messdaten mit einfließen zu lassen.

5.1.1 Eigenschaften der Impaktoren

Die Form und der Werkstoff der Impaktoren bestimmt maßgeblich die Welle im Eingangsstab des SHB. Für die bestehende Anlage mit einem Lauddurchmesser von 50 mm stehen unterschiedliche Varianten nach Abbildung 5.1 und Tabelle 5.1 zur Verfügung.

Tabelle 5.1 beinhaltet alle Kennwerte der Impaktoren, aus denen sich alle notwendigen Parameter wie Eigenfrequenzen oder Wellenausbreitungsgeschwindigkeiten ableiten lassen.



Abb. 5.1: Übersicht zu den Impaktoren

Tab. 5.1: Eigenschaften der Impaktoren

Name	Werkstoff	Durchmesser <i>mm</i>	Länge <i>mm</i>	Masse <i>kg</i>	Dichte <i>kg/m³</i>	E-Modul <i>GPa</i>
A020	EN AW-7075	49,50	20	0,11	2789	70
A040	EN AW-7075	49,50	40	0,21	2789	70
A060	EN AW-7075	49,50	60	0,32	2789	70
A130	EN AW-7075	49,50	130	0,69	2789	70
G060	GJS-400-18	49,50	60	0,80	7049	170
G196	GJS-400-18	49,50	196	2,68	7049	170
B060	CuSn12-C	49,50	60	1,03	9034	97
B130	CuSn12-C	49,50	130	2,25	9034	97
B196	CuSn12-C	49,50	196	3,40	9034	97

5.1.1.1 Einfluss der Impaktorlänge auf die Eingangswelle

Abbildung 5.2 zeigt exemplarisch den Einfluss der Impaktorlänge auf die Signalform am Eingangsstab (vgl. Abbildung 3.2 zum SHB Versuchsaufbau). Beide Impaktoren wurden auf annähernd identische Aufprallgeschwindigkeiten beschleunigt. Impaktor A060 zeigt allerdings eine deutlich geringere Amplitude als zu erwarten. Der Erwartungswert der Dehnungen liegt nach Gleichung 3.36 und einer Impaktorgeschwindigkeit von ca. $8,74 \text{ mm/ms}$ bei ca. $8,50 \cdot 10^{-4} \text{ mm/mm}$ für beide Impaktoren. Für Impaktoren vom Typ A130 wird dies recht gut eingehalten. Kürzere Impaktoren erzeugen allerdings eine deutlich geringere Wellenlänge und zeigen eine höhere Sensibilität gegenüber Effekten aus den querdehnungsbedingten Störungen, welche häufig auch als Dispersion bezeichnet werden. Hierdurch wird die Dehnungswelle in ihrer Amplitude bereits deutlich geschwächt. Die Wellenlänge liegt weiterhin in einem Frequenzbereich der nahe der Querschwingungen liegt. Durch Überlagerung kann hierbei ein Teil der Amplituden ausgelöscht bzw. verstärkt werden. Besondere Beachtung bedarf dieser Effekt bei der Transformation der Welle in den Probenbereich, wie er beispielsweise bei Spallationsversuchen durchgeführt wird.

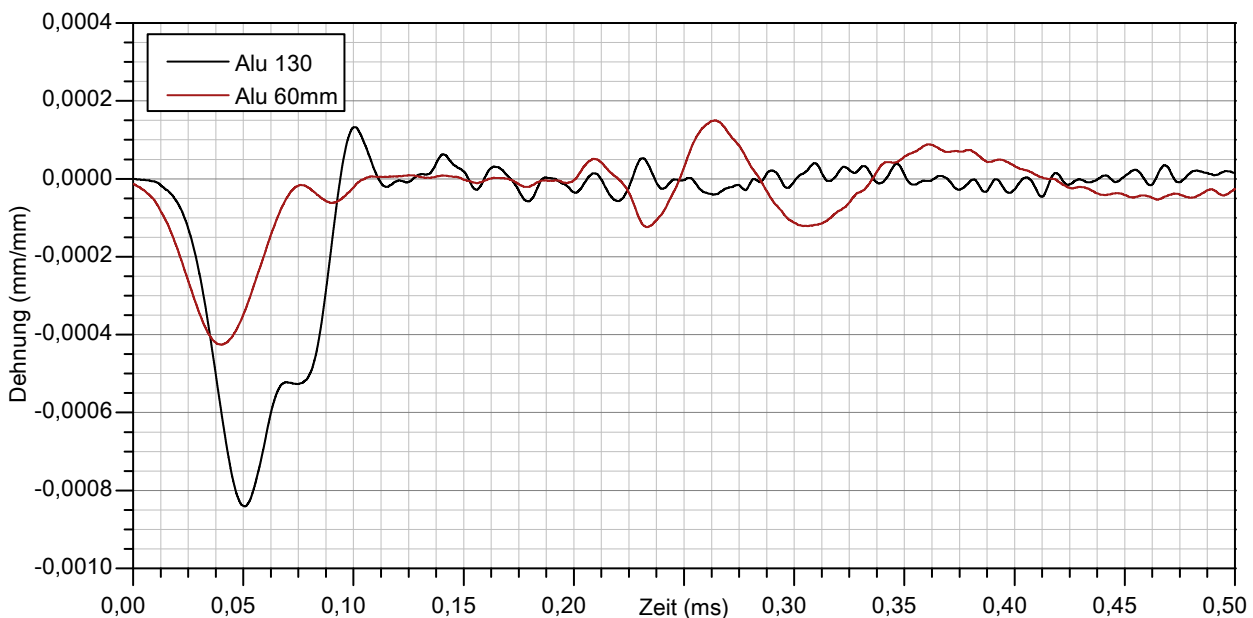


Abb. 5.2: Einfluss der Impaktorlänge auf die Eingangswelle

Die am häufigsten verwendete Auswertemethode basiert aufgrund ihrer Einfachheit auf der reinen Bewertung des in den Ausgangsstabes transmittierten Signales (Einwellenmethode). Die Eingangsamplitude und Dehnrate wird dabei rein analytisch aus der Impaktorgeschwindigkeit abgeleitet. Bei Nichtbeachtung der oben beschriebenen Effekte ergeben sich Fehler bei der Bewertung der Festigkeiten weit über 100 %. Ähnliches gilt für die Kalibrierung von DMS auf Basis der Impaktorgeschwindigkeit.

5.1.1.2 Einfluss des Impaktorwerkstoffes auf die Eingangswelle

Unterschiedliche Werkstoffe von Impaktoren und Stäben bedingen entsprechende Impedanzunterschiede und eine entsprechend unvollständige Impulsübertragung. Das führt dazu, dass ein Teil der im Impaktor enthaltenen Energie in diesem verbleibt und erst nach einer Wellenreflektion im Impaktor erneut an den Eingangsstab abgegeben wird. Dies verursacht eine abgestufte Wellenform im Eingangsstab mit einer entsprechenden Verlängerung des Wellenzuges. Der Effekt kann für eine gezielte Impulsverlängerung bzw. für das Erzeugen eines entsprechenden Plateaus genutzt werden.

Abbildung 5.4 verdeutlicht dies für Impaktoren gleicher Länge und unterschiedlicher Werkstoffe. Die Geschwindigkeiten wurden so gewählt, dass beide Amplitudenmaxima annähernd gleich sind. Verdeutlicht wird der langsamere Abfall im abklingendem Bereich der Welle für den Impaktor aus Bronze. Die Welle ist deutlich länger und beinhaltet mehr Energie bei gleicher Amplitude. Die Ausbildung von Plateaus wird mit zunehmender Impaktorlänge offensichtlicher.

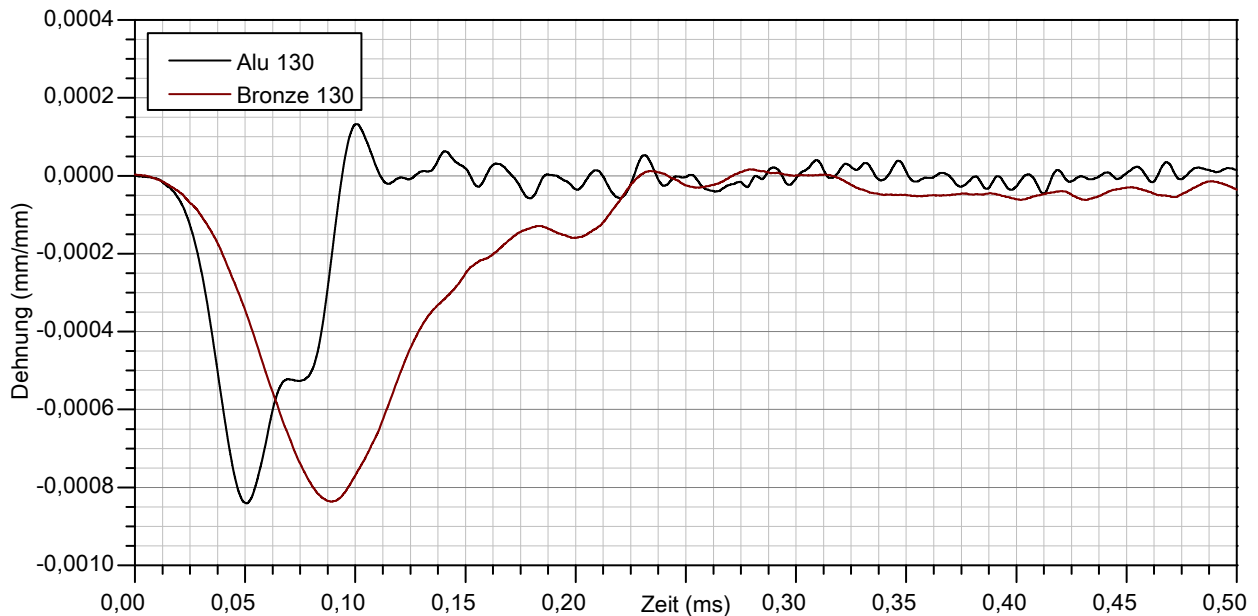


Abb. 5.3: Einfluss des Impaktorwerkstoffes auf die Eingangswelle

5.1.1.3 Einfluss der Impaktorgeschwindigkeit auf die Eingangswelle

Die Impaktorgeschwindigkeit ist die maßgebende Größe für die Amplitude der Eingangswelle. Abbildung 5.4 stellt die Dehnungen für unterschiedliche Impaktorgeschwindigkeiten bei einheitlicher Impaktorlänge von 130 mm gegenüber. Für den Fall der Geschwindigkeit von $11,36 \text{ mm/ms}$ ergibt sich daraus eine theoretische Dehnungsamplitude von $1,13 \cdot 10^{-3} \text{ mm/mm}$. Messtechnisch erfasst wurde eine Dehnung von $1,16 \cdot 10^{-3} \text{ mm/mm}$, woraus sich ein Fehler von ca. 2,40 % ableiten lässt. Zu beachten ist dabei, dass bereits im Bereich der Messstelle in Stabmitte eine entsprechende Störung der Eingangswelle mit einer möglichen Amplitudenreduktion einhergegangen ist. Besonders deutlich wird dies für kürzere Wellenlängen geringerer Energien. Eine Transformation der Eingangswelle zum Stabende unter Beachtung von Dispersionseffekten kann auf dieser Basis nicht erfolgen, da hierfür die Kenntnis der Wellenform an mindestens einer weiteren Messstelle des Eingangstabes notwendig ist. Vor allem in Hinblick auf die Korrektur für Spallationsversuche wurde aus diesem Grund eine weitere Messstelle mit einem Abstand von ca. 500 mm bezogen auf die Stabmitte eingerichtet.

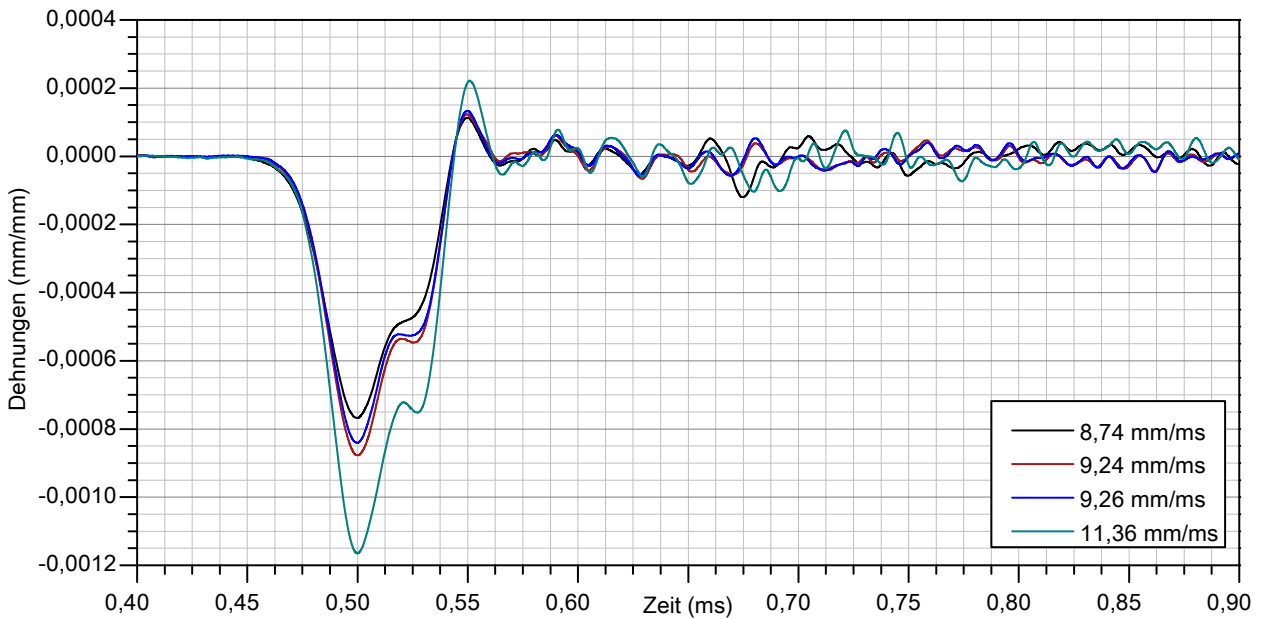


Abb. 5.4: Einfluss des Impaktorgeschwindigkeit auf die Eingangswelle

5.1.1.4 Einfluss eines Pulshapers auf die Eingangswelle

Zur Modifikation der Eingangswellen lassen sich sogenannte Pulshaper einsetzen. Sie bestehen meist aus dünnen Blättchen eines weicheren Werkstoffes und werden in der Regel zwischen Impaktor und Eingangsstab platziert. Diese Zwischenschicht verändert aufgrund der unterschiedlichen Werkstoffeigenschaften das Übertragungsverhalten. Abbildung 5.5 zeigt als Beispiel die Wirkung einer hochelastischen Kautschuk Zwischenschicht (EPDM). Das elastische Verhalten bewirkt eine reduzierte Energieübertragung bei gleichzeitiger Verlängerung des Impulses in den Eingangsstab, einhergehend mit einer Amplitudenreduktion und Reduktion der Grenzfrequenz des induzierten Spektrums. Das Beispiel ist an dieser Stelle nur exemplarisch. Auf die Verwendung von Pulshapern wurde in dieser Arbeit in der Regel verzichtet.

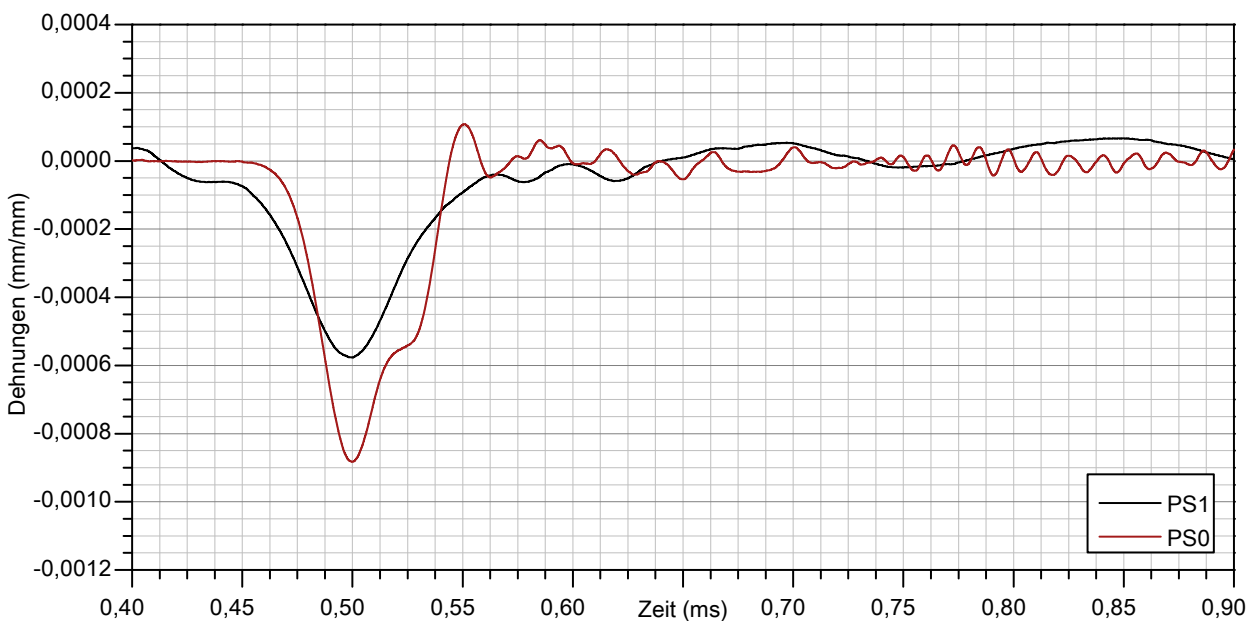


Abb. 5.5: Einfluss des Pulshapers auf die Eingangswelle

5.1.2 Eigenschaften der Stäbe

Die Eigenschaften der Stäbe des SHB sind in Tabelle 5.2 zusammengefasst. Sie sind grundlegend für die Analyse der Messdaten und gehen direkt bzw. in modifizierter Form in die Auswertung ein. Dichte und geometrische Kenngrößen wurden messtechnisch erfasst. Die Elastizitätsmodulen entsprechen den Lieferangaben für den Werkstoff und weichen nicht zu stark vom gemessenen Wert ab. Die genaue Kenntnis der Reaktion und Wechselwirkung der Stäbe ist allerdings entscheidend für die Dateninterpretation und Validität der generierten Ergebnisse. In vielen Fällen wird diesem Punkt leider keine Beachtung geschenkt, sodass nachfolgend die Validierungsmessungen hierzu dargestellt werden.

Tab. 5.2: Eigenschaften der Stäbe am SHB

Name	Bezeichnung	Werkstoff	Durchmesser <i>mm</i>	Länge <i>mm</i>	Dichte <i>kg/m³</i>	E-Modul <i>GPa</i>
S01	Eingangsstab	EN AW-7075	50,00	3000	2789	70
S02	Ausgangsstab	EN AW-7075	50,00	3000	2789	70
S03	Spallation	EN AW-7075	50,00	2990	2789	70

5.1.2.1 Modale Eigenschaften der Stäbe

Abbildung 5.6 beschreibt anhand einer Kalibrierungsmessung das Signal am Eingangsstab im Frequenzbereich. Die Daten wurden beginnend mit dem ersten Impuls bis ca. 0,50 ms nach diesem Ereignis ausgewählt und widerspiegeln somit die Stabreaktion auf den Eingangsimpuls ohne den reflektierten Anteil. Die Abtastrate beträgt mit 40 MHz ca. das 20-fache der Grenzfrequenz der Halbleiterdehnmessstreifen (HL-DMS) und stellt eine hinreichend große Frequenz dar, um die Tiefpasseigenschaften des DMS zu erfassen und genaue zeitliche Selektionen durchführen zu können. Die Bewertung des modalen Verhaltens dient in erster Linie der geeigneten Filterauswahl und der korrekten Interpretation der Messdaten.

Markant in diesem Bereich sind drei wesentliche Amplituden, welche sich aus den Eigenschaften der Stäbe ableiten lassen (vgl. Tab. 5.3). In einem niederfrequenten Bereich von ca. 8 kHz bis 20 kHz erfolgt die Reaktion der Eingangswelle. Mit einer Impaktorklänge von 130 mm wird theoretisch ein Rechtecksignal im Bereich von ca. 9,71 kHz erzeugt welches allerdings aufgrund von Dispersion zerläuft. Überlagert wird dieses Signal durch die transversale Reaktion des Stabes in einem Bereich von ca. 25 kHz bis 100 kHz, hervorgerufen von dessen Querdehnung. Bei konstantem Durchmesser liegt dieser Anteil theoretisch bei 25,26 kHz und entsprechend höherfrequenten Anteilen dessen.

Im Bereich von ca. 465 kHz und bei höherfrequenten Anteilen davon, befindet sich ein Störsignal dessen Ursache nicht nachvollziehbar ist. Eine plausible Erklärung hierfür wäre allerdings die Einwirkungen aus der benutzten Fenstertechnik für die Zerlegung des Zeitsignales. Die verwendete **HAMMING**-Technik zeichnet sich gegenüber einer einfachen Rechteck-Fenstertechnik durch reduzierte Störeinflüsse bzw. Leck-Effekte aus, völlig störungsfrei muss diese allerdings auch nicht sein.

Der überlagerte Bereich der Nachschwingungen kennzeichnet den Zustand nach dem Durchgang des ersten Wellenzuges und vor dem Durchgang der reflektierten Welle. Deutlich sind dabei die resultierenden transversalen Schwingungen zu erkennen, die nach Ansicht des Autors eher der Grund für eine vermeintliche Dispersion sind.

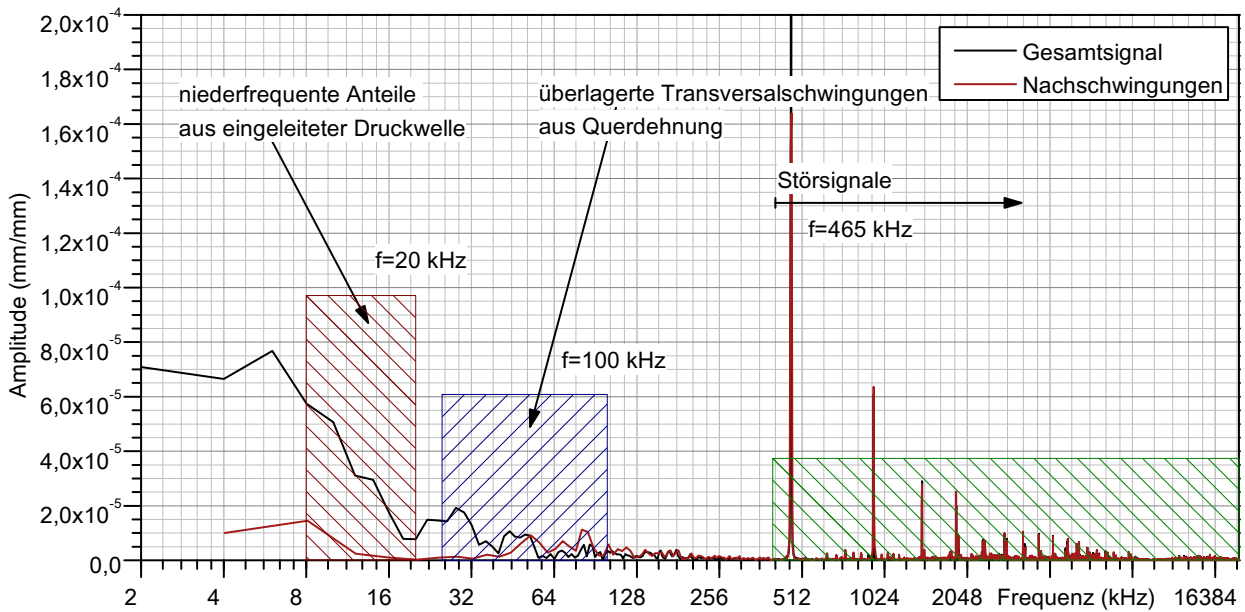


Abb. 5.6: Modale Eigenschaften der Stäbe

Tab. 5.3: Zusammenfassung wichtigsten Frequenzbereiche im Stab

Bezeichnung Einheit	Name	Longitudinal kHz	Transversal kHz	Welle min kHz	Welle max kHz
S01	Eingangsstab	1,68	25,26	31,56	6,31
S02	Ausgangsstab	1,68	25,26	31,56	6,31
S03	Spallation	1,69	25,26	31,56	9,71

5.1.2.2 Filterauswahl und Signalentfaltung

Ausgehend von diesen modalen Kenngrößen erfolgt die Bemessung der notwendigen Filtereinstellungen. Abbildung 5.7 zeigt hierfür das Rohdatensignal und die Auswirkungen der jeweiligen Filtermethode für die bereits optimierte Einstellung. Eine falsche Dimensionierung der Filter führt unweigerlich zu unbrauchbaren Ergebnissen.

Aus 5.6 wird das Störsignal ersichtlich. Es ist notwendig, alle Frequenzen oberhalb davon mit Hilfe eines Tiefpassfilters zu reduzieren. Die Grenzfrequenz wird entsprechend bei ca. 400 kHz gewählt. Der verbleibende Anteil beinhaltet weitere Störungen aus Vielfachen der Transversalschwingungen. Da diese erst nach dem eigentlichen Impuls relevant werden, lassen sich diese Frequenzen ebenfalls durch einen Tiefpass ab ca. 50 kHz reduzieren. Das Signal stellt in dieser Form eine gute Approximation des ursprünglichen Verlaufes dar. Die Amplitude des Dehnungsmaximums wird dadurch nicht zu stark reduziert.

Eine Zerlegung von transversalen Überlagerungen und longitudinalen Wellenanteilen erfolgt ab ca. 20 kHz. Sie entspricht letztlich einer Entfaltung des longitudinalen Signals vom transversalen Anteil. Der Wellenanteil lässt sich somit als nahezu ideale Halbsinusfunktion beschreiben, wie er für eine dispersive uniaxiale Ausbreitung zu erwarten wäre. Der Fehler aufgrund der Amplitudenreduktion liegt in einem Bereich von ca. 10 % gegenüber der überlagerten Welle.

An dieser Stelle ist nicht zu unterscheiden, welchem Signal mehr vertraut werden darf, da die Überlagerung der Längsschwingungen durch die Querschwingung direkt innerhalb der ersten 0,04 ms auf die in diesem Zeitpunkt noch steigende Signalfanke wirkt. Die Steigung der Flanke wird deutlich

modifiziert was eine große Veränderung in den späteren Spannungs-Dehnungsverläufen zur Folge haben wird.

Wie sensibel die Auswahl des richtigen Filters ist, zeigt ein zusätzliches Lowpass Filter mit 30 kHz. Die Amplituden werden in gleichem Maße reduziert, allerdings unter Beibehaltung des Zeitpunktes des Maximums. Der sich daraus ergebende Zeitversatz von ca. $7,68 \mu\text{s}$, was einem zurückgelegten Weg von 38,78 mm entspricht, wirkt sich letztlich vor allem auf die korrekte Bestimmung des dynamischen Elastizitätsmoduls bei Spallationsversuchen aus.

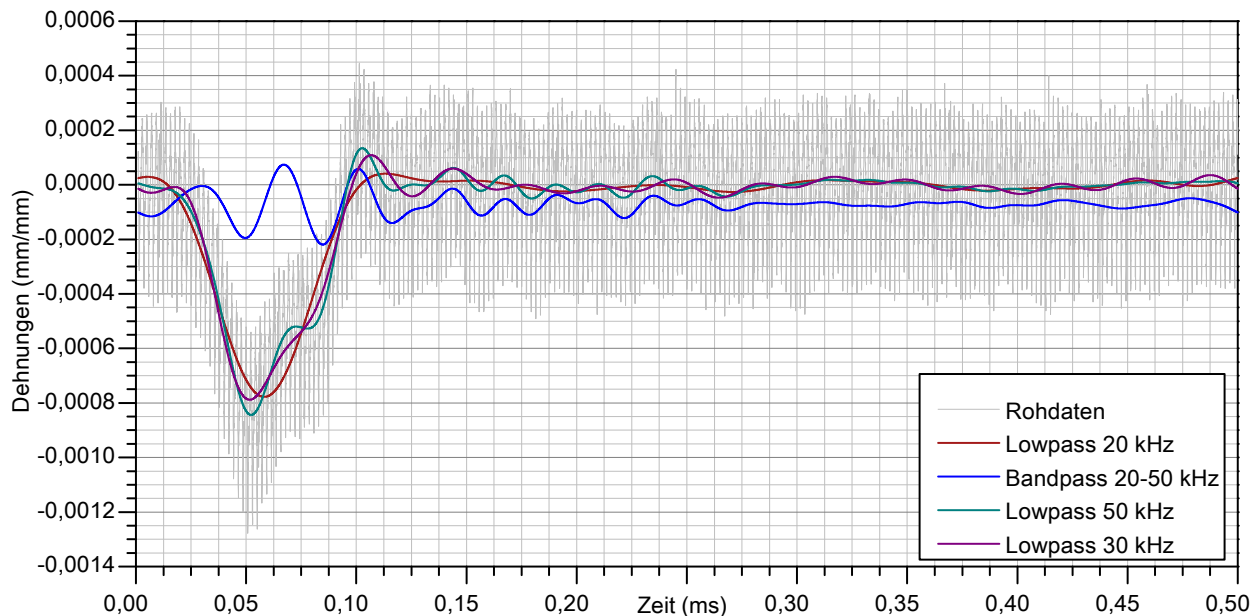


Abb. 5.7: Filterauswahl für Signalentfaltung für das Eingangssignal

Ein weiterer Aspekt für die Signalentfaltung ergibt sich aus einer rein praktischen Betrachtung. Der Impaktor erzeugt am Eingangsstab eine Druckwelle, eine Zugwelle kann nicht eingetragen werden. Die Signalanteile beinhalten allerdings bereits in der ansteigenden Flanke Überlagerungen im Zugbereich aufgrund von Querschwingungen in einem hohen Frequenzbereich. Einen Hinweis auf die Validität dieser Annahme und der Filterfrequenzauswahl liefert das entfaltete Signal für 20 kHz, welches kaum noch Zuganteile aufweist.

5.1.2.3 Bestimmung der exakten Wellenausbreitungsgeschwindigkeiten

Die theoretischen Wellenausbreitungsgeschwindigkeiten der Stäbe bestimmen sich in der Regel mit Hilfe von Gleichung 3.21 unter der Voraussetzung einer eindimensionalen Wellenausbreitung. Die zugrunde liegenden Werkstoffkennwerte hierfür sind in Tabelle 5.2 angegeben. Mit Hilfe einer geeigneten Kalibrierung lassen sich diese Kennwerte auch aus den Laufzeiten der Wellen für mehrere Wellenreflektionen ableiten. Dies ist insbesondere für Spaltzug und Spallationsversuche eine wichtige Voraussetzung zur Transformation der Eingangswelle in die Probe und zur Bestimmung korrekter Wellenlaufzeiten in den Proben.

Abbildung 5.8 zeigt hierfür einen Ausschnitt des Signales am Eingangstab innerhalb der ersten 20 ms. Deutlich ist eine systematische Amplitudenabnahme bis ca. 8 ms zu erkennen. Der darauffolgende Anstieg ist mit dem Zweitschlag des Impaktors auf den Eingangstab zu begründen, der üblicherweise keinen Einfluss auf den Versuch hat, da der relevante Auswertebereich nur eine Wellenreflektion umfasst. Ein Algorithmus selektiert getrennt nach positiver und negativer Flanke die Maxima der Impulse. Der Zeitversatz zwischen den jeweiligen Reflektionen definiert bei gegebener

Stablänge die Wellenausbreitungsgeschwindigkeit. Im vorliegenden Fall erfolgt eine Mittlung über die ersten 6 Reflektionen zur statistischen Absicherung dieses wichtigen Parameters.

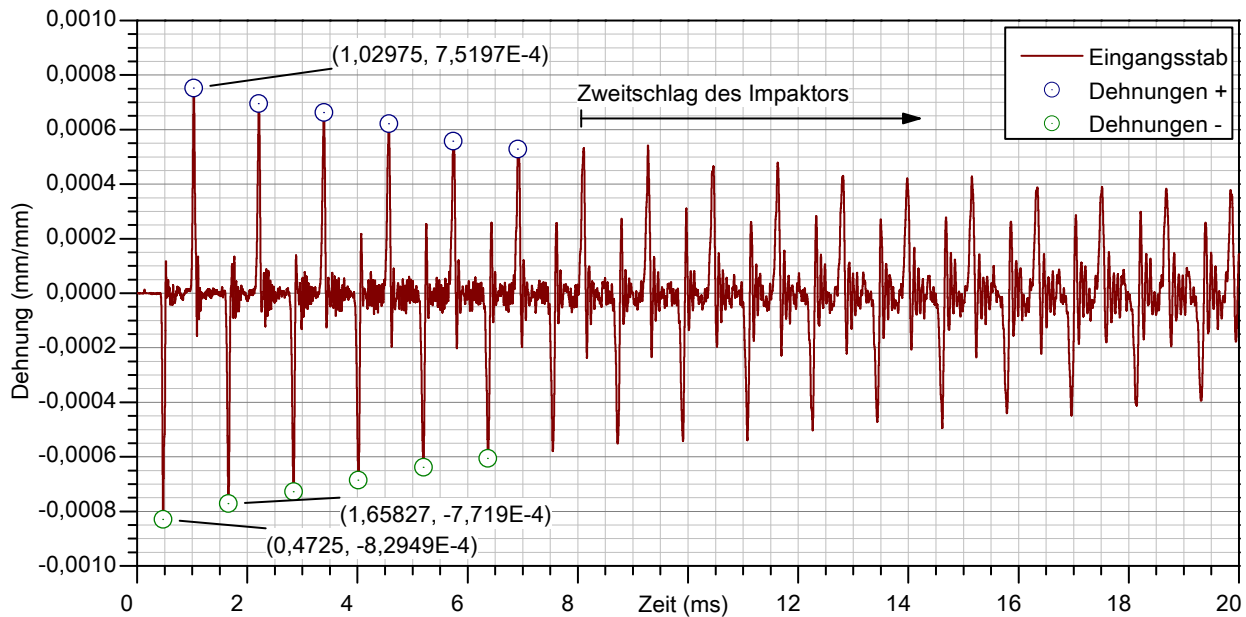


Abb. 5.8: Bestimmung der Stabwellenausbreitungsgeschwindigkeit

Die getrennte Betrachtung der zeitlichen Extrema der positiver und negativer Flanken ermöglicht weiterhin die korrekte Bestimmung der Positionen der DMS auf den jeweiligen Stäben. Tabelle 5.4 beinhaltet die hieraus ermittelten Kennwerte für die Referenzmessung und zusätzlich die daraus abgeleiteten Elastizitätsmodulen. Die vorliegende Kalibriermessung wurde für die Konfiguration in Spallationsversuchen durchgeführt. Hierfür wurden Stäbe einer Länge von 2990 mm mit jeweils DMS1 Mittig und einem DMS2 mit 500 mm Versatz verwendet. Der Versatz dient der experimentellen Ermittlung und Korrektur der Wellendispersion.

Die Bestimmung des dynamischen Elastizitätsmoduls der Stäbe erfolgte mit Hilfe von Gleichung 3.21 unter Annahme einer eindimensionalen longitudinalen Wellenausbreitung für eine Querdehnungszahl von $\nu = 0,00$. Der Wert liegt mit $E_{dyn} = 71,85 \text{ GPa}$ und einer Standardabweichung von $0,59 \text{ GPa}$ im Toleranzbereich des statischen Normwertes von $E_{stat} = 70 \text{ GPa}$. Bei einer vollständig dreidimensionalen Betrachtung mit Hilfe von Gleichung 3.19 und einer Querdehnungszahl von $\nu = 0,34$ reduziert sich dieser auf $E_{3d} = 46,70 \text{ GPa}$. Eine eindimensionale Betrachtung des Stabes ist demnach aufgrund der geometrischen Verhältnisse zwingend und nicht nur optional. Anders sieht dies allerdings im Bereich der Probe aus, bei der diese Vereinfachung nicht angewandt werden kann.

Die eindimensionale Betrachtung der Wellenausbreitung ist die übliche Vorgehensweise und trotzdem nicht unkritisch zu bewerten. Numerische Vergleichsrechnungen zeigten, dass eher von einem axialsymmetrischen zweidimensionalen Zustand ausgegangen werden sollte. Zumindest numerisch betrachtet resultieren hieraus weniger Fehler bei der Bestimmung korrekter Elastizitätsmodulen. Im vorliegenden Fall resultiert aus der zweidimensionalen Betrachtung allerdings ein $E_{2d} = 63,54 \text{ GPa}$, weshalb rein experimentell betrachtet, die eindimensionale Vorgehensweise besser erscheint. Das Problem besteht allerdings auch hierbei, dass den Betrachtungen die Annahme einer korrekten Querdehnungszahl zugrunde liegt und diese demnach nicht unabhängig von spekulativen Annahmen ist.

Die Abweichungen bei der Bestimmung der Geschwindigkeit betragen ca. 0,39% was sich auf den E-Modul mit 0,79% auswirkt und sehr gering erscheint. Betrachtet man allerdings den zeitlichen Aspekt dieser Abweichung beträgt der Versatz ca. $2,33 \mu\text{s}$, was in etwa einem Weg von 11,87 mm entspricht.

Tab. 5.4: Messtechnisch erfasste Schallgeschwindigkeiten

Name	Schallg. <i>mm/ms</i>	Schallg. StAbw. <i>mm/ms</i>	E-Modul <i>GPa</i>	E-Modul StaAbw. <i>GPa</i>	DMS Pos. mm	Pos. StAbw. mm
DMS1	5075,50	20,92	71,85	0,59	1594,30	0,41
DMS2	5072,60	31,56	71,76	0,90	2098,00	3,76

5.1.2.4 Bewertung von Dispersionseffekten

Das Thema Wellendispersion wurde bereits in Abschnitt 3.4.3 theoretisch betrachtet, wobei sich die Annahmen hierzu auf eine reine Dispersion beziehen. Effekte aus Lagerreibungen etc. sind hierin nicht enthalten, da diese in der Regel auch vernachlässigbar sind. Oftmals werden verschiedene Effekte unter dem Begriff Dispersion zusammengefasst, die allerdings nichts mit Dispersion im ursprünglichen Sinne, also einem frequenzabhängigen Laufzeitverhalten der Wellenanteile, zu tun haben. Umso wichtiger ist es, diese Einflüsse genauer zu analysieren und ihre Relevanz abzuschätzen.

Abbildung 5.9 veranschaulicht am Beispiel einer Kalibrierungsmessung für Spallationsversuche, die an zwei Positionen des Eingangsstabes (DMS1, DMS2) ermittelten Wellenzüge. Der Abstand zwischen beiden Messstellen liegt bei 500 mm, woraus sich ein entsprechender Zeitversatz ergibt. Messstelle 2 enthält zur Verdeutlichung die anhand dieser Messung kalibrierten (DMS2c) und die nicht kalibrierten (DMS2) Signale der DMS.

Die Eingangswelle hat zu diesem Zeitpunkt bereits Einflüsse aus Querschwingungen erfahren und ihre Form ähnelt eher einem niederfrequentem Halbsinus statt einem trapezförmigen Plateau. Nach der Reflektion der Wellenzüge am Stabende sind deutliche Formänderungen aufgrund der Querschwingungsüberlagerungen zu erkennen.

Das Resultat der Transformation mit einer vereinfachten Dispersionkorrektur ist am Stabende zu erkennen. Der Wellenzug reduziert sein Maximum bis zu diesen Punkt um ca. 2,54 % und verursacht bei Nichtbeachtung einen Fehler in entsprechender Höhe.

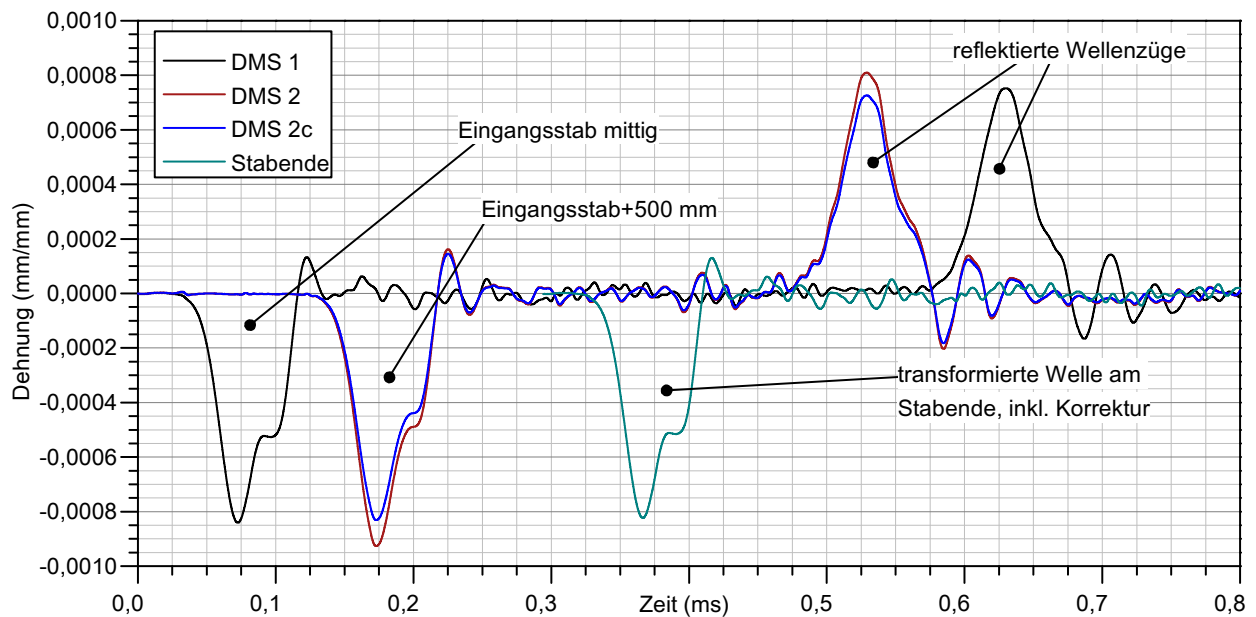


Abb. 5.9: Wellenformen am Eingangsstab mit Dispensionskorrektur

Die Zerlegung in ihre spektralen Anteile erfolgt für jeden Wellenzug separat entsprechend Abschnitt 3.4.3. Dabei reduziert sich das relevante Spektrum auf einen Bereich von ca. 0,00 kHz bis ca. 100 kHz

analog zu den Ausführungen zum Filterentwurf. Abbildung 5.10 veranschaulicht Amplitude und Phase der Wellenzüge an beiden Positionen des Eingangsstabes. Deutlich sind die longitudinalen und transversalen Wellenanteile zu erkennen. Für beide Anteile ist ein geringer Offset der Amplituden zu erkennen, der bei höheren Frequenzen keine Rolle mehr spielt. Der Phasenversatz ist in diesem Frequenzbereich nahezu konstant, was die nachfolgende Dispersionskorrektur vereinfacht.

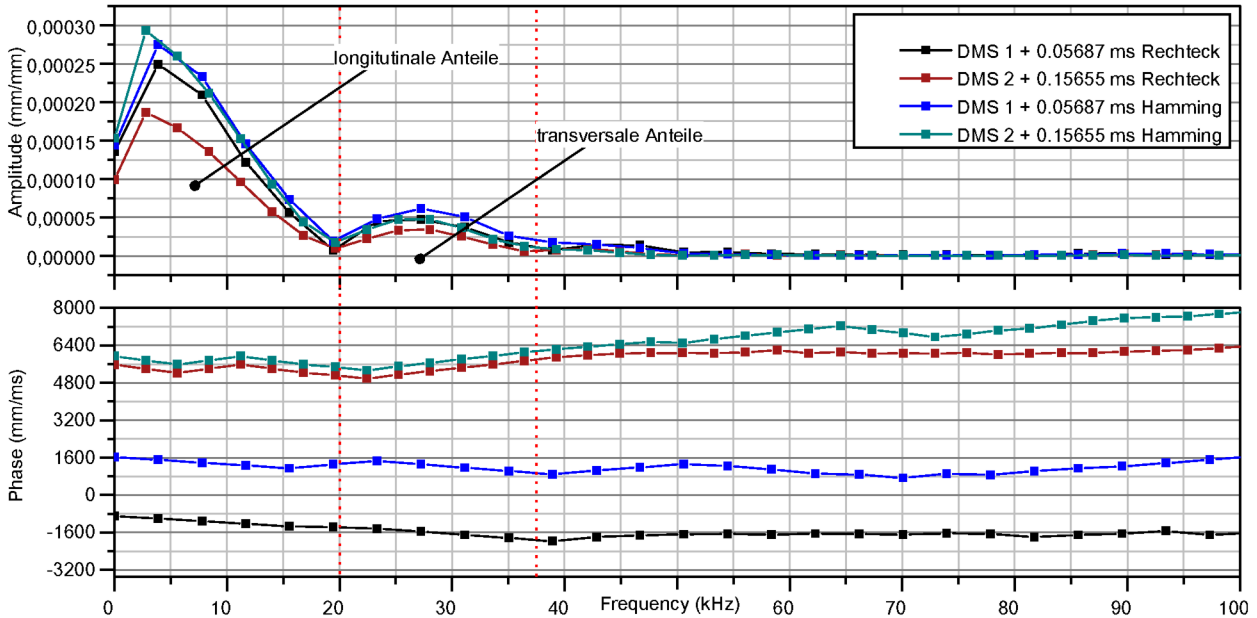


Abb. 5.10: Spektrale Betrachtung der Eingangswellen mit Amplitude und Phasengeschwindigkeit

Beachtenswert ist die Wahl einer geeigneten Fenstertechnik. Abbildung 5.10 beinhaltet aus diesem Grund sowohl die Spektren für eine einfache Rechteck- und eine Hamming-Formulierung. Die Auswirkungen der ungeeigneten Rechteck-Formulierung äußert sich in diesem Beispiel in völlig unphysikalischen, negativen Phasengeschwindigkeiten.

5.1.2.5 Klassische Dispersionskorrektur nach Bankcraft, Pochhammer u.a.

Abbildung 5.11 beschreibt die spektralen Wellenausbreitungsgeschwindigkeiten für den spezifischen Anwendungsfall mit der angenommenen Querdehnungszahl $\mu = 0,34$, dem ermittelten Stab E-Modul $E_{Alu} = 71,85 \text{ GPa}$ und der messtechnisch ermittelten Wellenausbreitungsgeschwindigkeit von $c_{Alu} = 5072 \text{ mm/ms}$ (vgl. Abbildung 3.6). Die Angaben basieren auf der analytischen Lösung von **POCHHAMMER** bzw. den Lösungen von **RAYLEIGH** mit dem Ausschluss der Validität für geringe Wellenlängen im Bereich der Stabradien. Im vorliegenden Fall resultiert die Grenzfrequenz daraus mit ca.200 kHz.

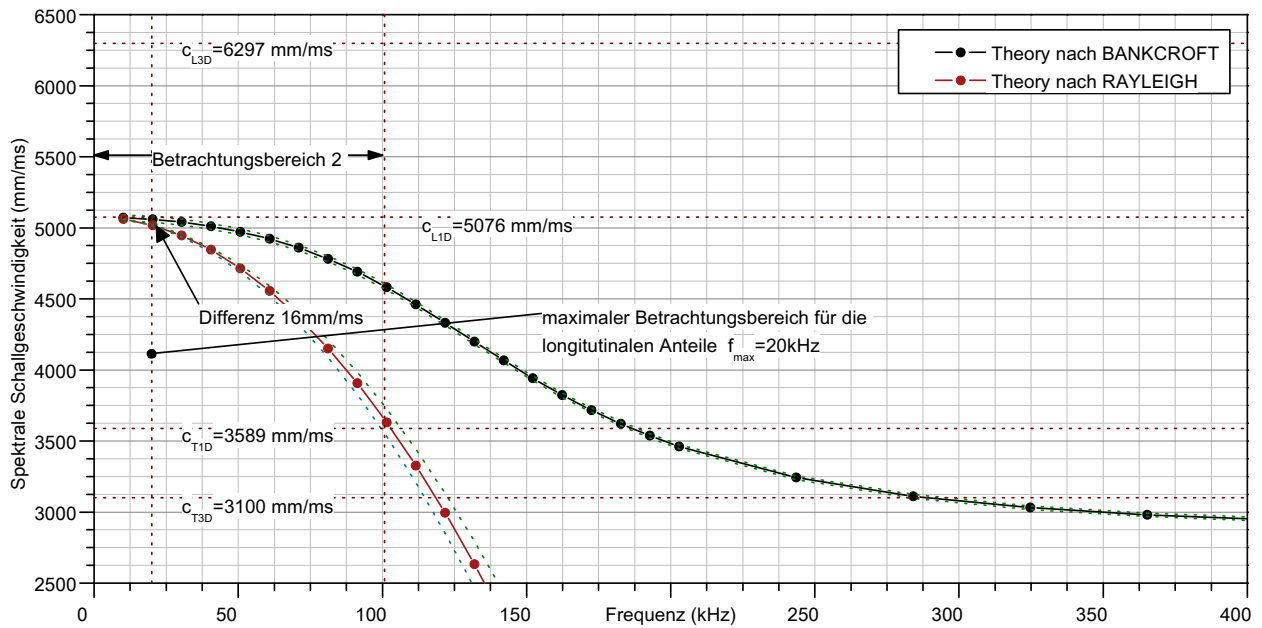


Abb. 5.11: Theoretische Phasengeschwindigkeiten nach Pochhammer, Bankcroft etc.

Die maximale Geschwindigkeitskorrektur liegt für die Lösung von **BANKCROFT** bei ca. 16 mm/ms für 20 kHz, was im Bereich der Standardabweichung der global gemessenen Wellenausbreitungsgeschwindigkeit von ca. 21 mm/ms liegt. Inwieweit eine Korrektur um diesen Betrag sinnvoll ist, lässt sich an dieser Stelle nicht analysieren, da auch die experimentelle Bestimmung der Wellenausbreitungsgeschwindigkeit Dispersionseffekten unterliegt. Die resultierenden Amplitudenabweichungen liegen demnach in einem Bereich von ca. 1 %-2 %.

Abbildung 5.12 überlagert als Ergebnis der Dispersionskorrektur die Wellenzüge an DMS1 und DMS2 des Eingangsstabes. Der Zeitversatz wurde entsprechend der Methode des Flankenanstieges definiert. Zur Veranschaulichung wurde der Wellenzug von DMS1 auf den Wellenzug von DMS2 transformiert. Das Ergebnis zeigt eine geringfügige Amplitudenreduktion und eine Reduktion der Wellenenergie. Die Wellenlänge ist nahezu identisch. Der Wellenzug des DMS2 zeigt im abfallenden Bereich eine deutlich überlagerte Querschwingung mit einem Zeitversatz von ca. $8,90 \mu\text{s}$ und ist ein Indiz dafür, dass die Korrektur die realen Verhältnisse doch nur unzureichend abbilden kann.

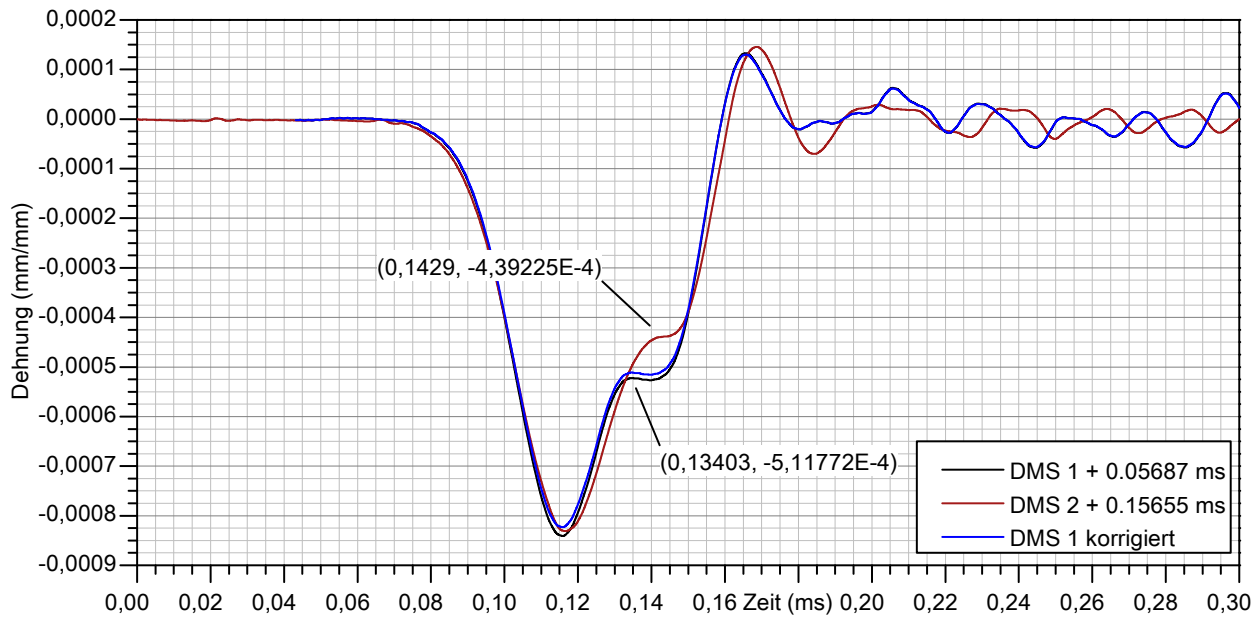


Abb. 5.12: Fehlerbetrachtung zur Dispersionskorrektur

5.1.2.6 Ansatz der Energetischen Dispersionskorrektur

Oben genanntes Beispiel zeigt eine nur unzureichende Wellenkorrektur auf der Basis rein theoretischer Betrachtung. Das Grundproblem bei dieser Betrachtungsweise besteht in der Annahme einer perfekten eindimensionalen Wellenausbreitung bei gleichzeitiger Korrektur der Querdehnungseinflüsse. Für eine bereits fortgeschrittene Störung der Wellenform, wie im vorliegendem Beispiel, reduziert sich nach Ansicht des Autors die Betrachtung aufgrund der geringen Frequenzanteile auf zwei wesentliche Aspekte: Schwingungen längs- und Schwingungen quer zur Stabachse. Die Entfaltung des Signal in Abbildung 5.7 veranschaulicht recht eindrucksvoll die beiden Wellenanteile.

Die longitudinale Druckbeanspruchung bewirkt eine entsprechende Reaktion in Querrichtung und verursacht auf Grund des geringen Stabdurchmessers ein hochfrequentes Signal, welches die eigentlichen Longitudinalwelle überlagert und je nach Phasenlage diese erhöht oder reduziert. Dies führt letztlich zum Überschwingen des Messsignales und einer verbleibenden ortsveränderlichen Querschwingung nach dem eigentlichen Wellendurchgang, wodurch sich die Amplitude der Längswelle deutlich reduziert.

Die separate energetische Betrachtung beider Wellenanteile zeigt eine fortschreitende Reduktion des Energiegehaltes der primären Längswelle, jeweils gemindert um die entsprechenden Querschwingungsanteile. Die auf Energiebilanzierung basierende Dispersionskorrektur des Autors setzt an dieser Stelle mit der Problematik der korrekten Bestimmung der überlagerten Wellenanteile und der exakten Transformation der resultierenden Phasenverschiebungen an. Die Ausführungen hierzu gehen allerdings im Rahmen dieser Arbeit zu sehr in die Tiefe und müssen separat betrachtet werden.

5.1.3 Eigenschaften der DMS und Kalibrierung

Die Bestimmung der Dehnungen erfolgt mit Hilfe von Halbleiter DMS vom Typ SB-500-3-P-3 der Firma **BCM SENSOR**. Halbleiter DMS zeichnen sich durch ihre hohen Verstärkungsfaktoren aus und können somit auch ohne Messverstärker mit einem recht guten Signal-Rauschverhältnis betrieben werden. Ein Messverstärker stellt in der Regel aufgrund seiner Grenzfrequenz in Bereichen von ca. 100 kHz bis 300 kHz den limitierenden Faktor der Messkette dar, weshalb die direkte Erfassung vorzuziehen ist.

Tab. 5.5: Eigenschaften der Halbleiter DMS

Parameter	Einheit	Wert
Bezeichnung		SB-R-3-P-3
Messgitterlänge	<i>mm</i>	3
Nennwiderstand	Ω	500
Verstärkungsfaktor	-	$130 \pm 5\%$
Maximaldehnung	$\mu\text{m}/\text{m}$	6000
Länge	<i>mm</i>	7
Breite	<i>mm</i>	3
Dicke	<i>mm</i>	0,05

Für einen HL-DMS mit 3,00 mm Messgitterlänge ergibt sich bei einer Wellenausbreitungsgeschwindigkeit von 5048,80 mm/ms eine Grenzfrequenz von 1,68 MHz. Dies stellt eine sinnvolle Obergrenze zur Festlegung der Abtastrate beim ca. 20-fachen dieses Wertes dar. Tabelle 5.5 beinhaltet alle notwendigen Kennwerte der verwendeten DMS. Die Grenzfrequenz der DMS hängt allein von ihrer Länge ab und wirkt in dieser Form als Tiefpassfilter.

Tab. 5.6: Messtechnisch erfasste Positionen der DMS

Name	Bezeichnung	Schallgeschwindigkeit <i>mm/ms</i>	Position DMS A <i>mm</i>	Position DMS B <i>mm</i>
S01	Eingangsstab	5048,80	1502	
S02	Ausgangsstab	5048,80		1502
S03	Spallation	5048,80	1577	2086

5.1.3.1 HL-DMS Kalibrierung

Zur einheitlichen Kalibrierung der Messeinrichtungen wurde ein Prüfnormal mit 4 in Vollbrücke applizierten HL-DMS angefertigt. Es widerspiegelt die Standardprobengeometrie mit einer Länge von 80 mm bei einem Durchmesser von 50 mm und wurde aus dem gleichen Werkstoff wie die Stäbe gefertigt. Es dient sowohl der Kalibrierung aller statischen Kennwerte sowie die Kalibrierung der Messeinrichtungen am SHB. Somit ist eine Übertragbarkeit der Daten zwischen allen Anlagen sichergestellt. Abbildung 5.13 enthält die statischen Kalibrierdaten für das Prüfnormal. Aus ihnen ergibt sich ein Verstärkungsfaktor von $2,34 \mu\text{m}/(\text{mmV})$ bei einem vernachlässigbaren Fehler von $4,17 \cdot 10^{-8} \mu\text{m}/(\text{mmV})$.

5 Dynamische Kennwertermittlung

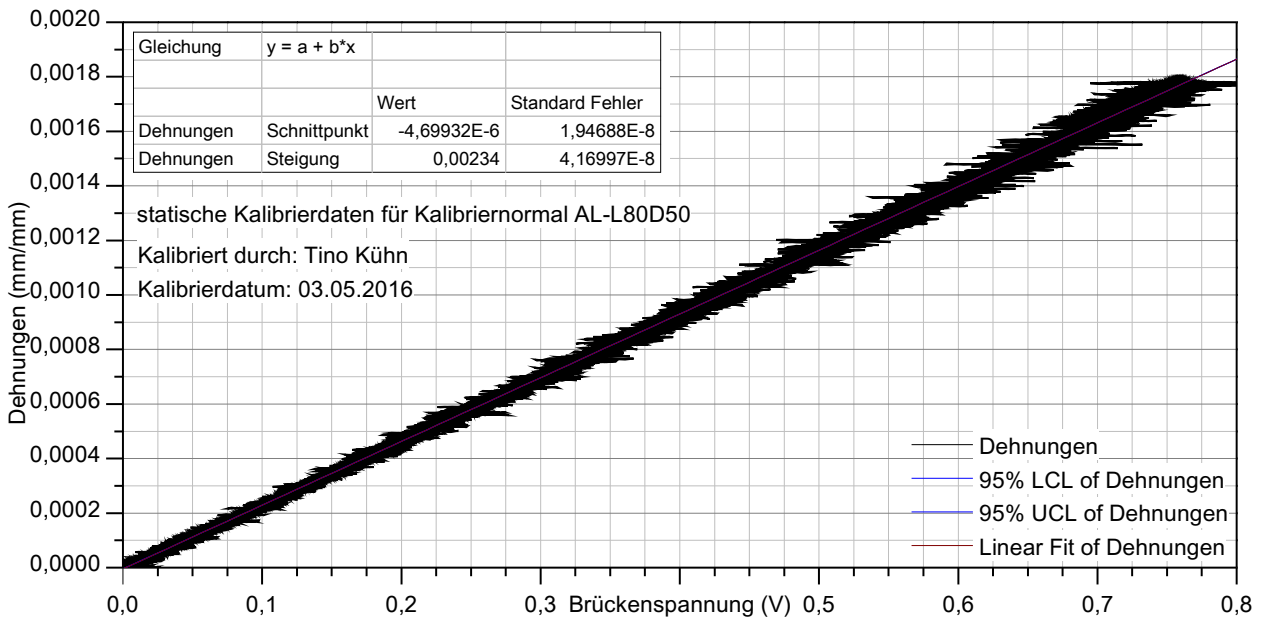


Abb. 5.13: statische Kalibrierdaten des Prüfnormals

Die rein theoretische Betrachtung mit den Angaben des Herstellers mit einem k-Faktor von 130 ergibt einen Verstärkungsfaktor von $2,37 \mu\text{m}/(\text{mmV})$. Der Fehler bei dieser Vereinfachung liegt im Bereich von ca. 1,31% und würde sich direkt linear auf die Bestimmung von Spannungen etc. auswirken.

Die Bestimmung des Brückenfaktors für Vollbrücken erfolgt in den meisten Laboren mit einem Brückenfaktor von $B = 2,60$. Für Aluminium weicht dieser Wert allerdings bei einer Querdehnung von 0,34 mit $B = 2,68$ davon ab. Der Fehler hieraus beträgt ca. 3% und wirkt sich ebenso direkt auf ermittelte Festigkeiten etc. aus.

Die Kalibrierung der HL-DMS erfolgt durch eine Vergleichsmessung unter der Voraussetzung, dass Übergangsstörungen und Impedanzunterschiede zwischen den Stäben und dem Kalibriernormal vernachlässigbar sind. Abbildung 5.14 zeigt das Dehnungssignal am Eingangs-, Ausgangsstab und Prüfnormal. Die Werte wurden mit den Herstellerangaben mit einheitlichem k-Faktor 130 skaliert. Deutlich sind die Unterschiede zwischen Prüfkörper und den beiden DMS zu erkennen.

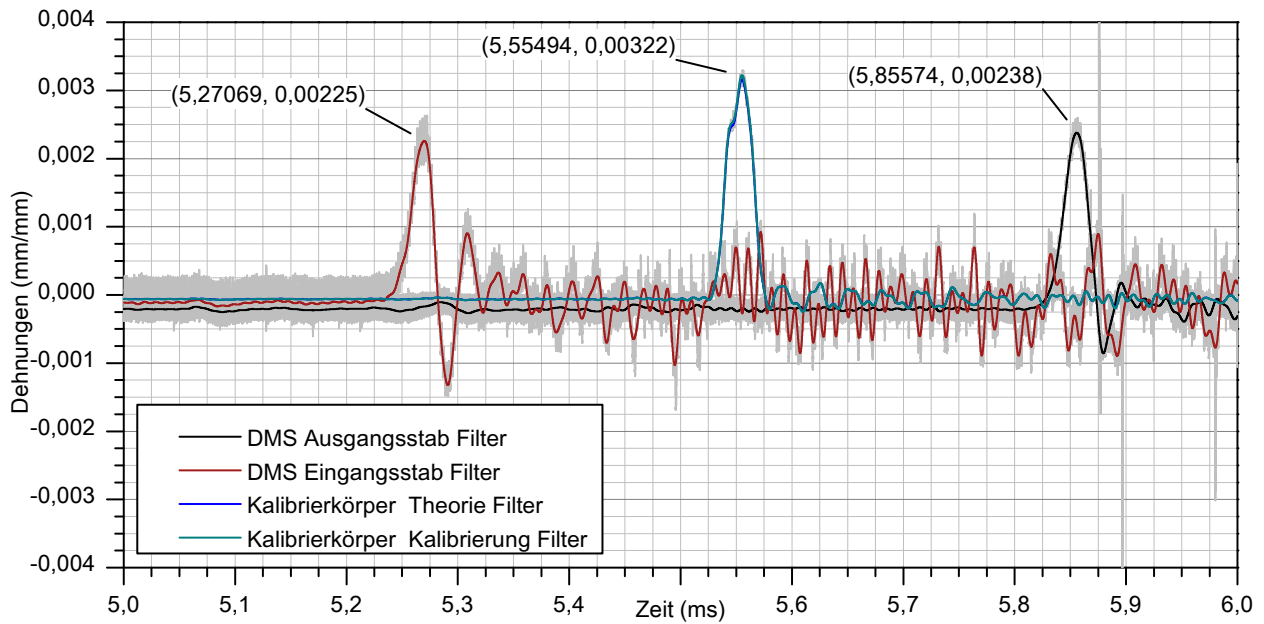


Abb. 5.14: Wellen am Eingangs-, Ausgangstab und Kalibriernormal

Tabelle 5.7 fasst die Skalierungsdaten für eine aktuelle Konfiguration zusammen. Nach einem Wechsel der DMS sind diese natürlich erneut zu kalibrieren. Der Fehler liegt in einem Bereich von bis zu ca. 40% und betrifft vor allem die Übertragbarkeit statischer Kennwerte in den dynamischen Bereich.

Tab. 5.7: Korrekturfaktoren für die Skalierung der HL-DMS am SHB

Name	Bezeichnung	Messwert <i>mm/mm</i>	Korrekturfaktor <i>mm/mm</i>	Fehler %
S01	Eingangsstab	$2,25 \cdot 10^{-3}$	1,43	43
S02	Ausgangsstab	$2,38 \cdot 10^{-3}$	1,35	35
P01	Prüfnormal	$3,22 \cdot 10^{-3}$	1,00	0

5.1.3.2 HL-DMS Druck-Zug Korrektur

Eine weitere Eigenschaft der HL-DMS ist ihr nichtlineares Verhalten, was bei unterschiedlichen Vorspannungen zu unterschiedlichen Verstärkungen in Zug- und Druckrichtung führen kann. Die Korrektur erfolgt durch Messung des Eingangs- und des reflektierten Impulses jeweils für beide Stäbe separat. Die Stäbe sind dabei nicht verbunden und das jeweilige freie Ende bewirkt eine vollständige Reflektion der Druckwelle in eine Zugwelle.

Abbildung 5.15 zeigt den Wellenverlauf der ersten 5 Reflektionen exemplarisch für den Eingangsstab. Tabelle 5.8 beinhaltet die resultierenden Korrekturfaktoren. Deutlich wird dabei der Abfall der Amplituden aufgrund von Lagerreibung und Effekten der Querschwingung. Beide Effekte sind nur anhand von Energiebilanzen separierbar, was allerdings an dieser Stelle nicht notwendig ist. In einem ersten Schritt erfolgt die Korrektur dieses Amplitudenabfalls, dessen Systematik sich bei der Betrachtung jeweils gleichgerichteter Wellenzüge im Druckbereich erschließt.

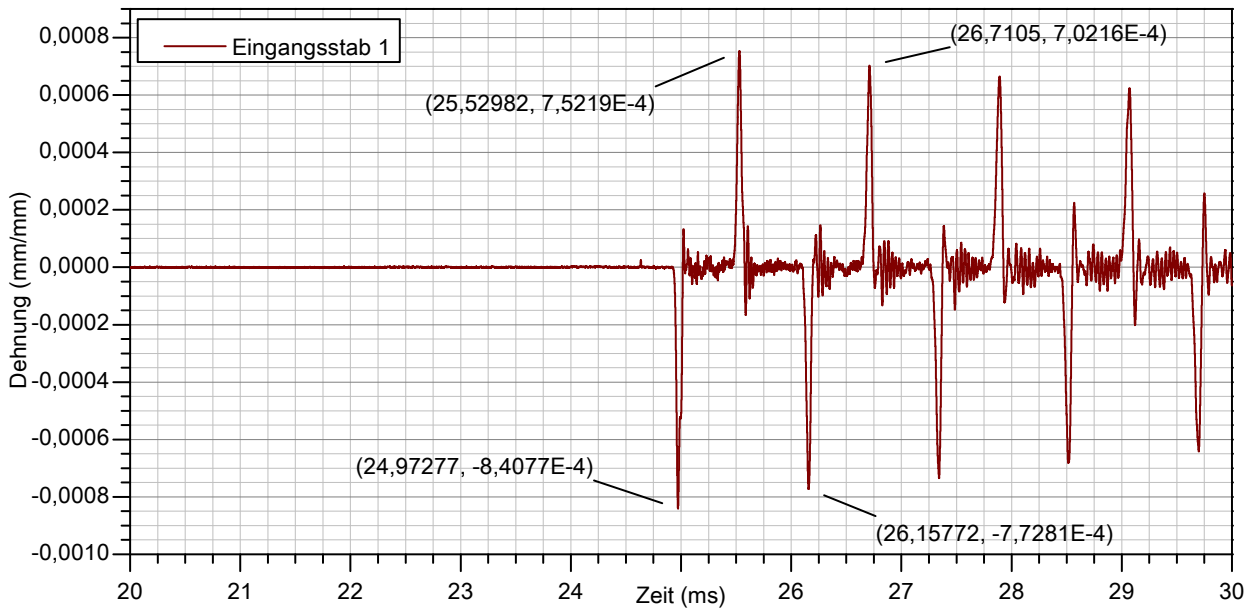


Abb. 5.15: Impulsselektion für die Druck- Zugkalibrierung der HL-DMS

Die Erwartungswerte für diese Zugwellen lassen sich nach Tabelle 5.8 interpolieren. An diesen Stellen lässt sich anschließend ein entsprechender Korrekturfaktor ableiten. Der Faktor liegt für die erste Wellenreflektion im Bereich von 1,07 für die aktuelle DMS Konfiguration. Der Fehler bei Vernachlässigung dieses Effektes liegt bei ca. 7,30 %.

Tab. 5.8: Korrekturfaktoren für die Kalibrierung der HL-DMS am SHB

Name	Bezeichnung	Messwert <i>mm/mm</i>	Korrektur Dispersion <i>mm/mm</i>	Faktor Zug Druck <i>mm/mm</i>	Fehler %
I01	Druckwelle 1	$8,41 \cdot 10^{-4}$	$8,41 \cdot 10^{-4}$	1	0
R01	Zugwelle 1	$7,52 \cdot 10^{-4}$	$8,07 \cdot 10^{-4}$	1,07	7,30
I02	Druckwelle 2	$7,73 \cdot 10^{-4}$	$7,73 \cdot 10^{-4}$	1	0
R02	Zugwelle 2	$7,02 \cdot 10^{-4}$	$7,39 \cdot 10^{-4}$	1,05	5,20

5.1.4 Methodik der Impulsselektion

Die korrekte Bestimmung markanter Zeitpunkte im Wellenverlauf, ist eines der wesentlichsten Aspekte bei der Analyse von SHB-Daten. Hierbei treten in der Regel die meisten Fehler auf, da es hierfür keine allgemeingültige Methode gibt, jede Methode für sich allerdings Vor- und Nachteile beinhaltet.

Abbildung 5.16 skizziert die Problematik am Beispiel eines Druckversuches mit den jeweiligen Wellen im Eingangs- und Ausgangsstab. Im Standardversuch besteht die Problematik diese 3 Wellen exakt zu überlagern. Alle weiteren Kennwerte ergeben sich aus dieser Überlagerung. Das Beispiel wurde bewusst so gewählt, dass kein Idealfall dargestellt wird. In der Regel weichen die Wellenformen stark voneinander ab, was eine Selektion bestimmter Zeitpunkte deutlich komplexer gestaltet.

Abbildung 5.16 und Tabelle 5.9 beinhaltet drei unterschiedliche Varianten der in dieser Arbeit realisierten automatisierten Impulsselektion. Der Vollständigkeit halber wurden die Werte um eine rein subjektive manuelle Selektion der Startzeitpunkte erweitert. Die drei Methoden werden prinzipiell in jedem Versuch angewandt und in der Datenanalyse je nach Anforderung miteinander kombiniert. Sie unterscheiden sich letztlich wie folgt:

1. Maximum: entspricht dem Zeitpunkt der maximalen Amplitude des Wellenzuges. Die Wellenzüge werden mit Hilfe der bekannten Laufzeit vorher voneinander grob selektiert. Nachteilig bei der Methode ist, dass das Maximum nicht unbedingt das Kriterium für einen Startzeitpunkt widerspiegelt. Im Beispiel ist zu erkennen, dass dieses Kriterium für Eingangs- und reflektierte Welle deutliche Defizite aufweisen kann.
2. Start: Der Startzeitpunkt wird bei dieser Methode anhand des Achsenabschnittes für $Y = 0$ einer an die steigenden Flanke gefitteten Geraden definiert. Dabei wird wiederum vom Maximalwert ausgehend ein gewisser physikalisch plausibler Suchbereich definiert. Diese Methode bestimmt einen Zeitpunkt für die erstmalige Reaktion an der Messstelle. Sie erlaubt gerade im Hinblick auf die meist stark überlagerten reflektierten Anteile eine stabile Selektion der Wellen.
3. Flanke: Die Methode beinhaltet den erstmaligen Zeitpunkt des Überschreitens einer 50% Grenze der Maximalwerte im ansteigendem Ast. Besonders anspruchsvoll ist die Selektion hierbei für reflektierte Wellenzüge mit geringer Amplitude, da diese in der Regel durch Querschwingungen stark gestört sind. Vorteil der Methode ist allerdings, dass sie nahezu unabhängig von Filtereinflüssen ist, da die verwendeten Filter zwar die Steigung der Flanke verändern, der Zeitpunkt des Mittelwertes in der Regel allerdings konstant bleibt.
4. Korrelation: Eine häufig verwendete Methode ist die Kreuzkorrelation der Wellenzüge zur Bestimmung des Zeitversatzes zwischen ihnen. Diese Methode hat sich allerdings aufgrund der recht unterschiedlichen Wellenformen nicht bewährt und wurde verworfen.

Für die Analyse ungestörter Wellenzüge, wie sie beispielsweise bei den Kalibriermessungen vorliegen, ist die Selektion der Wellenmaxima völlig ausreichend für die Bestimmung von DMS Positionen oder Wellenlaufzeiten. Für alle anderen Versuche hat sich die Methode mit Hilfe der gefitteten Tangente als am stabilsten erwiesen. Eine iterative Wellenüberlagerung wie sie von vielen Autoren favorisiert wird, wurde vom Autor verworfen, da vor allem die rückreflektierten Wellenzüge starke Störungen aufweisen und diese Methode hierfür deutlich ungenauer ist um damit einen Startzeitpunkt zu bestimmen.

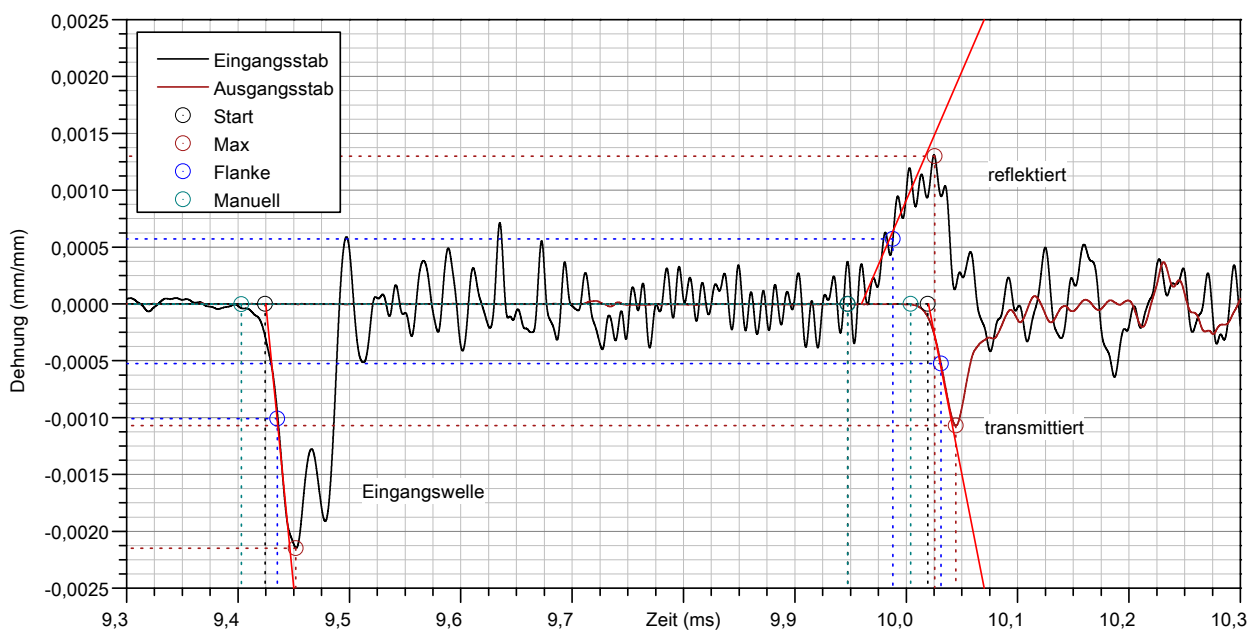


Abb. 5.16: Methoden der Impulsselektion

Tabelle 5.9 quantifiziert diese Aussagen am Beispiel des Versuches SHPB-C40-M2-D2-HB-PL80-P01 und beinhaltet auch die Werte der exemplarisch ermittelten Startzeitpunkte für eine manuelle

Selektion. Laufzeit 1 beinhaltet die Werte zwischen Eingang- und transmittierter Welle. Die Abweichungen liegen hierfür prinzipiell mit ca. 2,69 % am höchsten. Die Werte enthalten die Laufzeit durch die Probe und eine entsprechend starke Modifikation der Ausgangswelle. Entsprechend sensibel reagieren die Selektionsmethoden hierauf. Laufzeit 2 enthält Eingangs- und reflektierte Wellen und bestimmt demnach entweder die korrekte Position der DMS oder die Schallgeschwindigkeit der Stäbe. Da beide Werte fest sind, lässt sich hieraus eine meist besser zu greifende Toleranz in Form der Abweichungen definieren. Es zeigt sich dabei, dass die Methode der manuellen Selektion doch deutlich größere Abweichungen hervorruft als beispielsweise die Methode über die Maxima. Da letzteres für die reflektierten Anteile meist deutlich höhere Schwankungen als im Beispiel aufweist, wird hierfür die Methode über die Startpunktbestimmung favorisiert.

Tab. 5.9: Auswirkungen der Impulsselektionsmethode auf die Bestimmung korrekter Zeitpunkte

Welle	Start <i>ms</i>	Max <i>ms</i>	Flanke <i>ms</i>	Manuell <i>ms</i>	Abweichung %
Eingang	9,42	9,45	9,44	9,40	0,16
Transmitiert	9,95	10,03	9,99	9,95	0,30
Reflektiert	10,02	10,04	10,03	10	0,13
Laufzeit1	0,52	0,57	0,55	0,54	2,69
Laufzeit2	0,60	0,59	0,60	0,60	0,40
Fehler Weg	-20	-9	-24	-50	0,40
Schallgeschw.	5041	5060	5034	4992	0,39

5.1.5 Kalibrierung des Vibrometers

Die Bestimmung der Geschwindigkeit am Probenende von Spallationsproben gibt Aufschluss über die Wellenlaufzeiten im Probekörper und über das erreichbare Spannungslevel in der Probe. Durch den Einsatz externer Elektronik ist eine einheitliche Zeitbasis bei diesen Geschwindigkeiten in der Regel nicht mehr gewährleistet. Ein Zeitversatz ist bei der Anwendung interner Filter bzw. zeitintensiver Auswerteroutinen eher die Regel. Die Überprüfung und Kalibrierung des Vibrometers erfolgte durch Belastung des Eingangsstabes ohne Probe und ohne Ausgangsstab unter Aufzeichnung des Geschwindigkeitsverlaufs am Stabende. Abbildung 5.17 zeigt hierfür das normierte Rohsignal und die Korrektur des Zeitversatzes und stellt diese Signale den DMS Signalen am Eingangsstab gegenüber. Bei bekannter Stablänge lassen sich anhand der DMS Laufzeiten die korrekten Ausbreitungsgeschwindigkeiten und die Laufzeit der Welle bis zum Stabende bestimmen. Im Beispiel resultiert daraus ein Zeitversatz von ca. 336 μ s für ein offensichtlich schlecht gewähltes 100 kHz Tiefpassfilter direkt im Vibrometer.

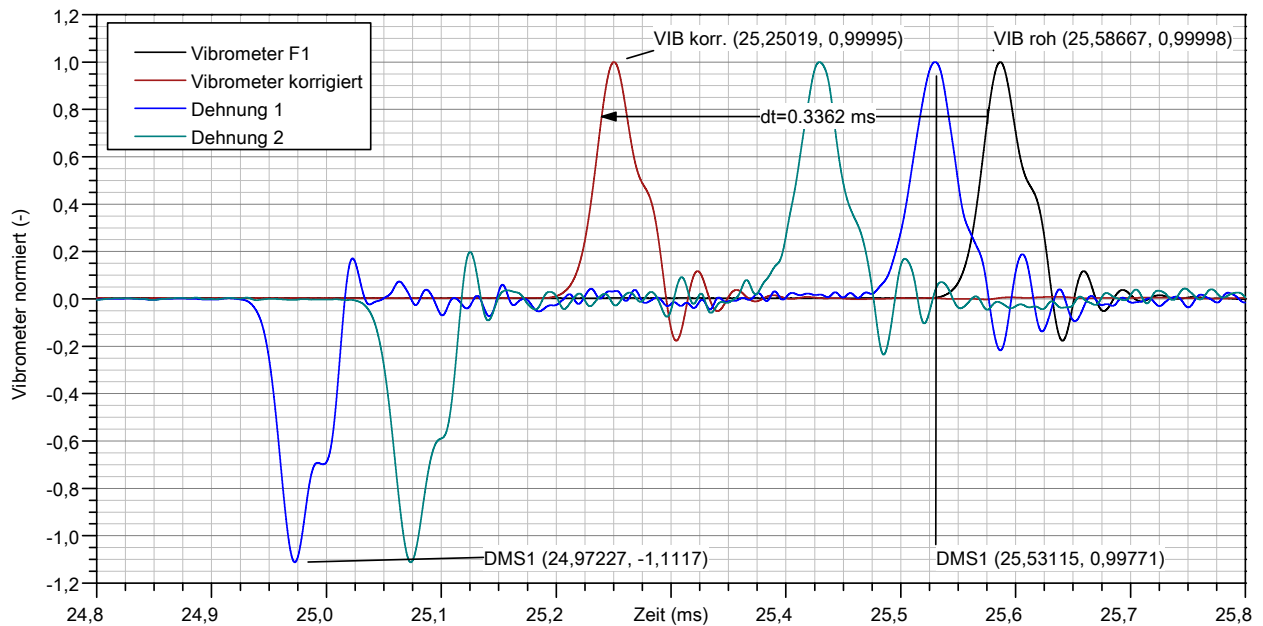


Abb. 5.17: Kalibrierung Vibrometer am freien Stabende

Der Zeitversatz hat direkten Einfluss auf die Bestimmung des dynamischen Elastizitätsmoduls im Spallationsversuch und stellt insbesondere bei kürzeren Proben eine entscheidende Fehlerquelle dar. Tabelle 5.10 zeigt der Vollständigkeit halber die Wirkung verschiedener Einstellparameter auf den Zeitversatz, welcher in den nachfolgenden Untersuchungen entsprechend korrigiert wurde. Eine nachträgliche Signalaufbereitung wurde hierfür priorisiert. Ein Zeitversatz von min. ca. $9 \mu\text{s}$ entspricht dabei immerhin noch einem Wegversatz von ca. 45,80 mm. Bei einer Probenlänge von 80 mm ergibt sich daraus bei der Bestimmung des E-Moduls im Spallationsversuch ein Fehler von ca. 50 % bzw. 28 % bei Proben mit einer Länge von 185 mm. Unter Beachtung dieser Problematik resultiert daraus ansonsten ein verbleibender nicht korrigierbarer Standardfehler in Bezug auf das E-Modul von ca. 3,59 % bzw. 1,57 %.

Aus diesem Fakt resultiert für die vorliegende Arbeit, dass grundlegende Annahmen zur Bestimmung von E-Modulen, Dehnungen und Dehnraten am Spallationsversuch nicht haltbar sind und aufgrund der hohen Toleranzen nicht seriös ermittelt werden können. Hierzu ist die Entwicklung einer deutlich komplexeren Bewertungsmethode notwendig, was aber im begrenzten Rahmen dieser Arbeit nicht umgesetzt werden kann. Aus diesem Grunde wurde der Abschnitt Spallation vollständig aus der Arbeit ausgenommen.

Tab. 5.10: Auswirkungen Vibrometereinstellungen

Bezeichnung	Zeitversatz μs	Zeitversatz stabw. μs
Tiefpass 100kHz	336,38	1,39
Trackingfilter Fast	8,50	0,00
Trackingfilter Slow	7,23	0,00
Tiefpass 500kHz	50,56	40,52
Externer Tiefpass	9,00	0,43

5.2 Druckversuche für dynamische Kennwerte am SHB (SHPB)

Aus Druckversuchen am SHB erhält man üblicherweise Spannungs-Dehnungskennlinien, aus denen dann meist skalare Zusammenhänge zwischen der Dehnrates der mittleren Dehnung bis hin zum Bruch abgeleitet werden. Das Ziel der folgenden Untersuchungen ist die Ermittlung von Kennwerten höherer Belastungsgeschwindigkeiten im Druckbereich für Betrachtungen auf mesoskopischer und makroskopischer Ebene. Da eine Skalierung der Anlage zwischen den Werkstoffebenen mit den bestehenden Anlagen nicht möglich ist, werden die Zusammensetzungen der entsprechenden Proben ersatzweise skaliert.

Neben der Ermittlung von Kennwerten liegt, wie bei den statischen Untersuchungen, ein wesentliches Augenmerk auf einer detaillierten und nachvollziehbaren Dokumentation, da gerade bei Druckversuchen am Split-Hopkinson-Pressure-Bar(SHPB) die Bandbreite der unterschiedlichen Methoden nahezu unübersichtlich ist und hieraus recht willkürliche Interpretationen der zugrunde liegenden Effekte entstehen. Die Methodik der Datenbewertung wird vorerst an einem Beispiel exemplarisch entwickelt und schrittweise zu komplexeren Analysen zusammengefasst. Die vielen Einflussgrößen werden möglichst detailliert und vollkommen erfasst und erlauben abschließend eine objektivere und globale Bewertung der scheinbaren Geschwindigkeitseffekte.

Aus den analysierten Problemen werden alternative Bewertungsmethoden entwickelt und exemplarisch dargestellt. Es zeigt sich beispielsweise, dass nicht nur die Signifikanz der Spannungs-Dehnratenbeziehung hinterfragt werden muss, sondern die gesamte Versuchsdurchführung einer kritischeren Betrachtung unterzogen werden sollte.

5.2.1 Versuchsprogramm

Eine wesentliche Annahme in der Arbeit basierte auf der Hypothese eines viskosen und eines durch Massenträgheiten hervorgerufenen Geschwindigkeitseffektes bei der Bestimmung von Betonfestigkeiten. Die viskosen Effekte seien hierfür im niederen Geschwindigkeitsbereich ursächlich und unterliegen dem Einfluss von Porenwasser. Sollte sich diese Vermutung bestätigen, so lassen sich derartige Effekte aus unterschiedlichen Feuchtigkeitsgehalten der Proben ableiten, was analog zum Statischen auch im Hochdynamischen zu einer Versuchsreihe mit trockenen, normal gelagerten und feuchten Proben führte. Die Kennwerte wurden anhand der definierten Hauptwerkstoffe für jeweils unterschiedliche Dehnratenbereiche mit jeweils ca. 16 Proben ermittelt. Abschnitt 5.2.7.5 enthält hierzu die wesentlichen Ergebnisse. Die Zustandsformen der Proben (vgl. Abschnitt 6.5) wurden wie folgt klassifiziert, wobei der absolute Wassergehalt natürlich je nach Betonsorte schwankt:

1. getrocknet und trocken gelagert
2. normal gelagert
3. Wasserlagerung

Die Variation der Grundfestigkeiten erfolgte analog zu den statischen Versuchen mit dem Hintergrund der Analyse möglicher Auswirkungen aus unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten (vgl. Abschnitt 4.3.2.7). Die Betone der Hauptwerkstoffe wurden wie folgt definiert.

1. C20
2. C40
3. C80
4. C160

Für die Abschätzung von Kennwerten der wesentliche Einzelkomponenten auf mesoskopischer Ebene wurden C40 Proben mit Größtkorn 2 mm als Mörtel und Granitproben als Ersatz für den verwendeten Zuschlag betrachtet. Exemplarisch erfolgte die Prüfung eines C40 mit Größtkorn 16 mm bzw.

4 mm um einen möglichen Größeneinfluss hieraus ableiten zu können. Ebenfalls exemplarisch erfolgte die Prüfung eines mit Fasern bewerten Betons vor dem Hintergrund einer Duktilitätssteigerung und der Ableitung möglicher Effekte hieraus.

1. C40 GK 2
2. C40 GK 16
3. C40 Faser
4. Granit

Die unterschiedlichen Geschwindigkeitsbereiche wurden in der Regel durch eine Druckvorsteuerung generiert. Zur Reduktion des Versuchsumfanges erfolgte eine detaillierte Untersuchung nur für die geraden Druckstufen, ungerade Druckstufen enthalten nur Standardgrößen. Die Stufen wurden so gewählt, dass eine minimale und eine maximale Schädigung für alle Grundfestigkeiten realisierbar ist.

1. Druckstufe 1 bar, Normalzustand
2. Druckstufe 2 bar, Normal, Trocken, Feucht
3. Druckstufe 3 bar, Normalzustand
4. Druckstufe 4 bar, Normal, Trocken, Feucht
5. Druckstufe 5 bar, Normalzustand
6. Druckstufe 6 bar, Normal, Trocken, Feucht

Neben diesen Schwerpunkten erfolgten stichprobenartig Randuntersuchungen zu folgenden Themen:

1. Variation der Probenlängen, mit dem Hintergrund der Übertragbarkeit der Daten auf Spallationsversuche längerer Proben
2. Variation der Impaktorlängen, mit dem Ziel einer energetischen Betrachtung und der Ableitung realer Festigkeiten
3. Variation der Impaktorwerkstoffe zur Validierung der Anlagen
4. Untersuchung im niedrigen Beanspruchungsbereich zur Darstellung einer Minimalschädigung
5. Validierungsversuche ohne bzw. mit Referenzproben zur Bestimmung der Anlagenparameter
6. Berücksichtigung und Korrektur von Betonagechargen
7. Berücksichtigung eines Alterungseinflusses

Tabelle 5.11 beinhaltet eine grobe Zusammenfassung zum Umfang der am SHPB durchgeführten Untersuchungen.

Tab. 5.11: Übersicht zu den Proben für dynamische Druckversuche

Werkstoff	Serie	Prüfalter	Prüfalter	nass	normal	trocken
		Tage min	Tage max			
C20	1	394	714	18	72	14
C40	2	157	482	30	109	2
C80	3	31	936	16	76	16
C160	4	107	889	25	77	18
C40 GK8 GRS	5	118	1651	24	132	18
C40 GK2 Mörtel	6	507	905	17	38	10
C40 GK4	7	0	0	0	0	0
C40 GK8	8	0	0	0	0	0
C40 GK16	9	506	1014	0	6	0
Granit	10	0	0	0	11	0
Faserbeton	13	29	30	0	87	0
	gesamt					816

5.2.2 Versuchsaufbau für Druckversuche am SHB

In Abschnitt 3.1 wurden die theoretischen Grundlagen für Analysen am SHPB hergeleitet. Der Bereich der Proben wurde dabei in Abschnitt 3.4.5 näher betrachtet. Abbildung 5.18 rezipiert diese Betrachtung und ergänzt sie um eine Modellvorstellung und eine Beispielprobe vor und nach der eigentlichen Beanspruchung.

Aus den äußeren Einwirkungen der beiden Stäbe erfolgt eine Stauchung der Probe. Durch die Überschreitung einer gewissen Spannung wird diese geschädigt und reagiert in der Regel in Form eines Spaltbruches längs zur Belastungsachse. Inwieweit sich diese Spannung wirklich einer homogenen koaxialen Druckfestigkeit zuordnen lässt, ist an dieser Stelle nicht Gegenstand der Arbeit. Allerdings hat diese Argumentation deutliche Auswirkungen auf die Interpretation des dynamischen Verhaltens und verursacht durch seine Betrachtung als Kontinuum per se eine Abhängigkeit von der Geschwindigkeit. Verdeutlicht wird dies durch die Modellvorstellung und die Integration von Massenelementen in die Federmatrix, welche im quasi-statischen Zustand wirkungslos wäre. Je schneller die Beanspruchung stattfindet, desto höher sind die Beschleunigungen der Massenelemente am Probeneingang und desto größer ist die wirksame Kraft. Die Wirkungstiefe dieser Beanspruchung lässt sich aus den elastischen Eigenschaften der Probe ableiten. Die Kopplung von Längs- und Querbeanspruchung erfolgt werkstoffspezifisch und ist durch entsprechende diagonale Druckstreben angedeutet. Jeder Längsbeanspruchung folgt eine Querbeanspruchung und umgekehrt. Die Querbeanspruchung der inneren koaxialen Faser ist in allen Richtungen gleich groß. Es werden demnach im Inneren der Probe keine Querbewegungen erzeugt und die Beanspruchungen in Querrichtung sind am höchsten. Die Folge hieraus wäre ein Aufspalten in der Mitte der Probe bei homogener und reibungsfreier Belastung. Aufgrund der Reibungsbehinderung resultieren hieraus allerdings die für diese Versuche typischen zwei Bruchkegel, welche sich in dieser Form ebenfalls aus dem Ersatzmodell ableiten lassen.

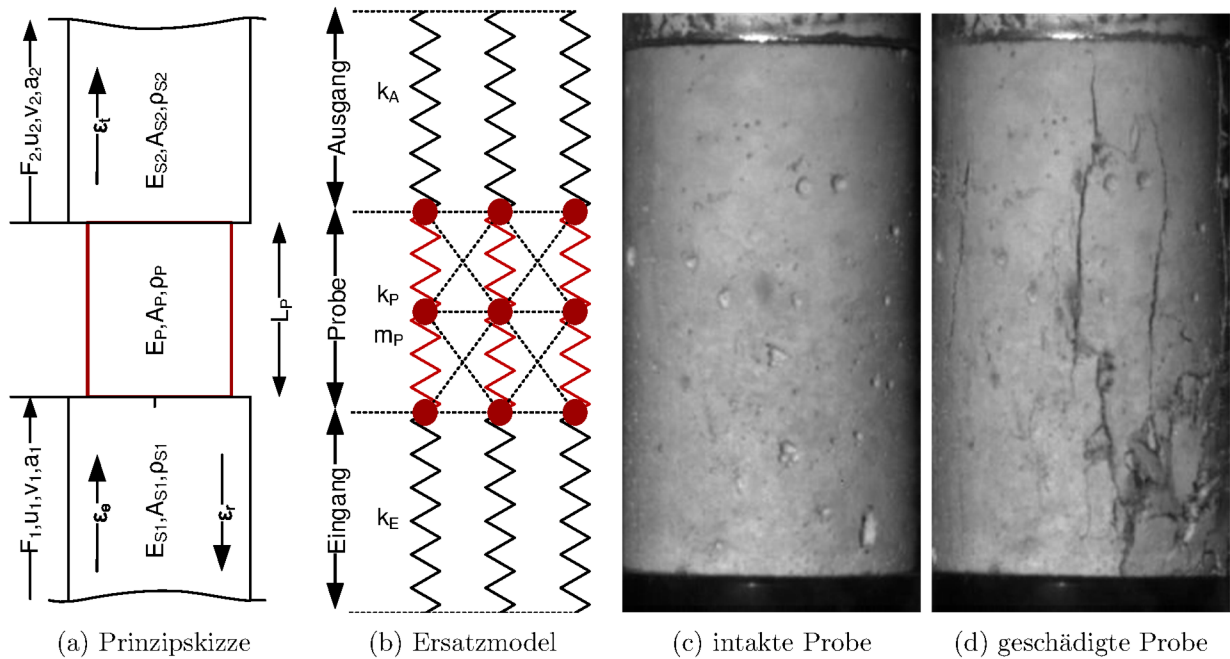


Abb. 5.18: Versuchsaufbau für SHPB-Druckversuche

Den Realfall stellt eine reibungsbehaftete und inhomogen beanspruchte Probe dar. Reibung zwischen den Stäben und der Probe an deren Ein- und Ausgangsfläche behindert die Querbewegung in diesem Bereich. Ein Spalten wird dadurch unterdrückt und es entstehen klassischerweise koaxial wirkende Schubrisse und entsprechende Kegel, analog zu statischen Untersuchungen. Je langsamer und homogener die Probe beansprucht wird, desto gleichförmiger erfolgt die Kegelbildung am Ein- und Ausgangsstab. Mit Zunahme der Belastungsinhomogenität bei höheren Belastungsraten steigt die Schädigung am Probeneingang und ein Großteil der zur Verfügung stehenden Energie wird durch eine feinere Fragmentierung in diesem Bereich umgewandelt. Das Resultat ist die Ausbildung eines einzigen intakten kegelförmigen Bruchstückes im Bereich des Ausgangsstabes (vgl. Abbildungen 5.23). Eine solche Belastungsinhomogenität widerspricht allerdings den wesentlichen Grundprinzipien der etablierten Prüf- und Auswertemethoden am SHPB. Für spröde und inhomogene Werkstoffe, wie Betone lassen, sich diese Anforderungen in der Regel nicht einhalten und bedürfen einer differenzierteren Betrachtung. Die nachfolgenden Ausführungen versuchen diesen Aspekt im Detail zu berücksichtigen und sind entsprechend umfangreich.

5.2.3 Methodik der Datenanalyse

Der Aufbau und prinzipielle Prüfablauf am SHPB wurde bereits in Abschnitt 5.1 ausführlich behandelt. Die wesentlichen Messgrößen stellen die beiden mittig angeordneten DMS am Ein- und Ausgangsstab dar. In der Regel sind diese redundant ausgeführt und mögliche Beschädigungen am DMS können somit ohne Probenverlust ausgeglichen werden. Die Bestimmung der Impaktorgeschwindigkeit erfolgt mit Hilfe einer schnellen Lichtschranke, welche die hohe Empfindlichkeit einer schnellen Fotodiode direkt in eine elektrische Spannung umwandelt. Die Diode ist am Ausgang des Laufes derart platziert, dass der Impaktor diese vollständig passieren kann. Die Datenerfassung erfolgt in der Regel mit ca. 40 MHz, was in etwa dem 20-fachen der DMS Grenzfrequenz entspricht. Die hohe Aufzeichnungsrate ist vor allem bei der korrekten Erfassung sinusförmiger Signale wichtig. Die Erfassung des Anlagen-Ladedruckes ist obligatorisch und geht nicht mit in die Bewertung ein. Der daraus abgeleitete Schubdruck dient lediglich zur energetischen Bewertung des Gesamtsystems und als Steuergröße für die Klassifizierung der resultierenden Daten.

5.2.3.1 Übersicht zu den messtechnisch erfassten Daten

Die folgenden Ausführungen sind entsprechend exemplarisch für ein Beispiel des Referenzbetons C40, Charge 2 bei einer Impaktorlänge von 130 mm **S03-C40-M2-P03-IL130** und dienen dem Verständnis und der Sensibilisierung zu den zu erwartenden Toleranzen und möglichen Fehlerquellen.

Daten der Lichtschranken

Das normierte Signal der Lichtschranke ist in Abbildung 5.19 dargestellt. Aus Zeitdifferenz und Impaktorlänge lässt sich die Impaktorgeschwindigkeit leicht bestimmen. Je nach Selektionsmethode resultieren unterschiedliche Impaktorgeschwindigkeiten. Als stabiles Kriterium hat sich die Selektion der Flankendurchgänge bei einem Wert von ca. 10 % der gemessenen Spannungsmaxima bewährt. Die systematischen Abweichungen durch unterschiedlicher Selektionsmethoden liegen im Bereich von 5 %. Wesentlicher ist allerdings der Fehler, der durch den technisch bedingten Zeitversatz aus Lichtschrankendurchgang und Aufprall auf den Eingangsstab ca. 4 ms später resultiert. In dieser Zeit erfährt der Impaktor eine zusätzliche Beschleunigung die nicht erfassbar ist. Der Fehler ist abhängig von Ladedruck und Impaktormasse. Eine Messreihe zur Kalibrierung zeigte für den relevanten Messbereich Abweichungen bei den Impaktorgeschwindigkeiten zwischen 4,70 % und 13,40 %.

Aus der Impaktorgeschwindigkeit und seinen Eigenschaften lassen sich nach Gl. 3.34, Gl. 3.35 und Gl. 3.36 die wesentliche Eigenschaften wie die Kontaktzeit, die induzierte Spannung bzw. die Dehnungsamplitude der Welle bestimmen. Für das Beispiel resultiert aus der gemessenen Geschwindigkeit von 21,23 mm/ms eine kinetische Impaktorenergie von 155,76 J und eine Spannungsamplitude von 148,34 MPa, was einer Kraftwirkung von ca 282,70 kN entspricht.

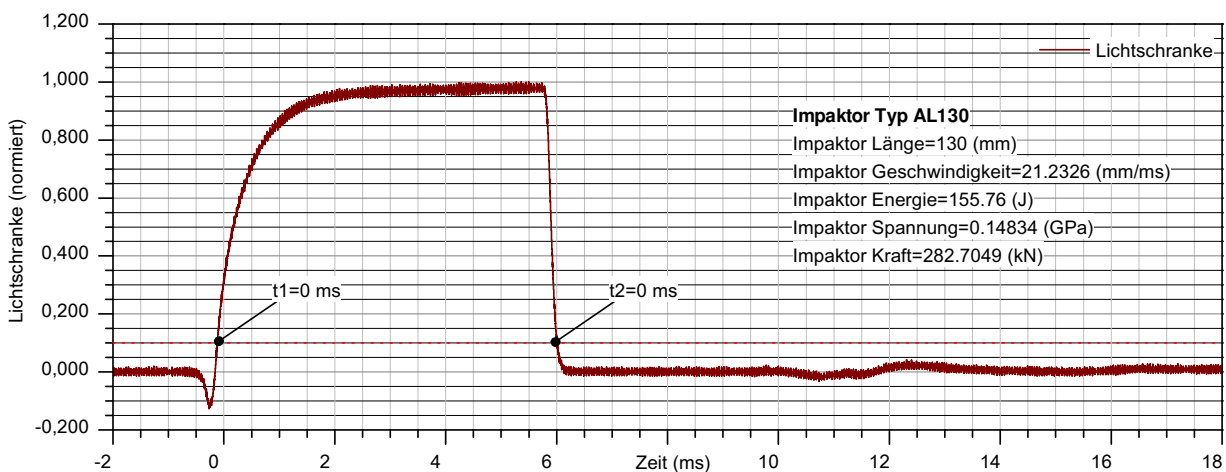


Abb. 5.19: Normierte Daten der Lichtschranke

Da diese Werte nur Anhaltspunkte darstellen, lässt sich aus den Ausführungen in Abschnitt 5.1 entnehmen. Sie gelten nur für den idealisierten Vorgang einer einaxialen verlustfreien Starrkörperinteraktion, die so nicht vorliegt. Die resultierenden Wellenlängen und Amplituden weichen vor allem für kurze Impulse stark von diesen idealisierten Werten ab. Auf eine Ableitung von Kennwerten aus der Impaktorgeschwindigkeit, wie sie beispielsweise bei der Einwellen-Methode zur Dehnratenbestimmung notwendig ist, sollte deshalb grundsätzlich verzichtet werden.

Druckdaten der Beschleunigungseinrichtung

Der Vollständigkeit halber beschreibt Abbildung 5.20 den Druckabfall im Beschleuniger. Geht man von einer homogenen Druckverteilung in Tank und im Lauf der Anlage aus, lässt sich hieraus der Beschleunigungsanteil für den Impaktor in Form eines Schubdruckes bestimmen. So lassen sich aus Ladedruck (ca. 785 J) und Schubenergie (ca. 211 J) die Wirkungsgrade der Anlage bestimmen, wonach nur ca. 25 % der eingesetzten Energie der Beschleunigung des Impaktors dienen. Die theoretische Schubenergie liegt dementsprechend höher als die kinetische Energie des Impaktors von 156 J,

was zusätzlich einer Differenz von ca. 25 % entspricht. Diese Informationen haben an dieser Stelle eher informativen Charakter. Bei der energetischen Gesamtbilanzierung werden die Betrachtungen hierzu noch detailliert.

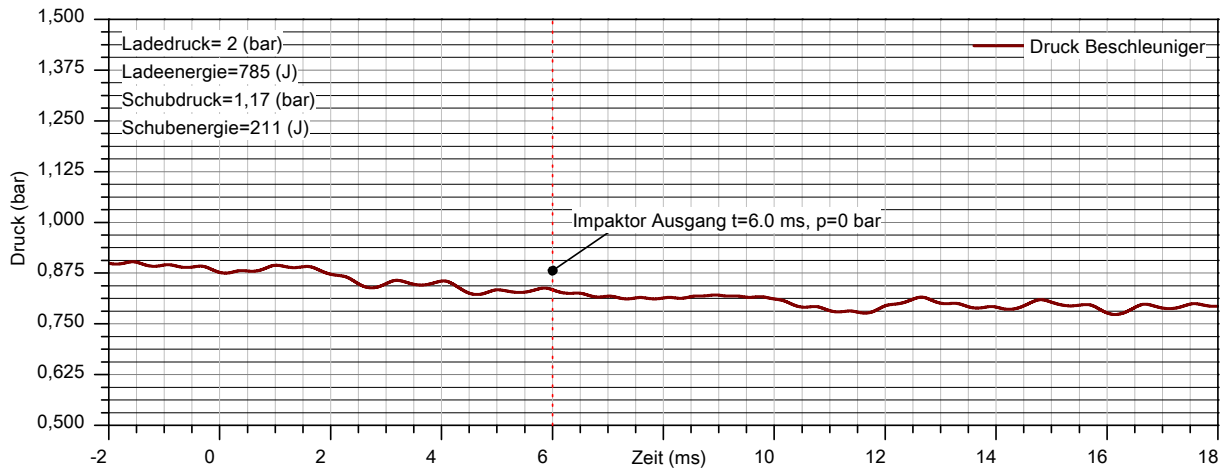


Abb. 5.20: Druckverlauf der Beschleunigungseinrichtung

Dehnungen am Ein- und Ausgangsstab

Die Dehnungen am Ein- und Ausgangsstab sind die wesentlichen Messgrößen aus denen alle weiteren Kenngrößen abgeleitet werden. Abbildung 5.21 zeigt hierzu einen 20 ms langen Ausschnitt aus dem ca. 1 s langen Messsignal. Deutlich zu erkennen sind die Mehrfachreflektionen der Wellen in beiden Stäben und das leichte Abklingen, bis hin zum nahezu willkürlichen Rauschen nach einigen wenigen Millisekunden. Ein erneuter Anstieg nach einigen Millisekunden ist dem Mehrfachaufprall des Impaktors geschuldet, der aufgrund des Restdruckes nach seinem Rückprall erneut beschleunigt wird. Eine Analyse von Mehrfachreflektionen macht entsprechend nur für die ersten 1-3 Reflektionen Sinn. Hieraus lassen sich wertvolle Informationen zum Stabverhalten ableiten. Die detaillierte Vorgehensweise hierzu wurde bereits in 5.1 am reinen Stabversuch entwickelt.

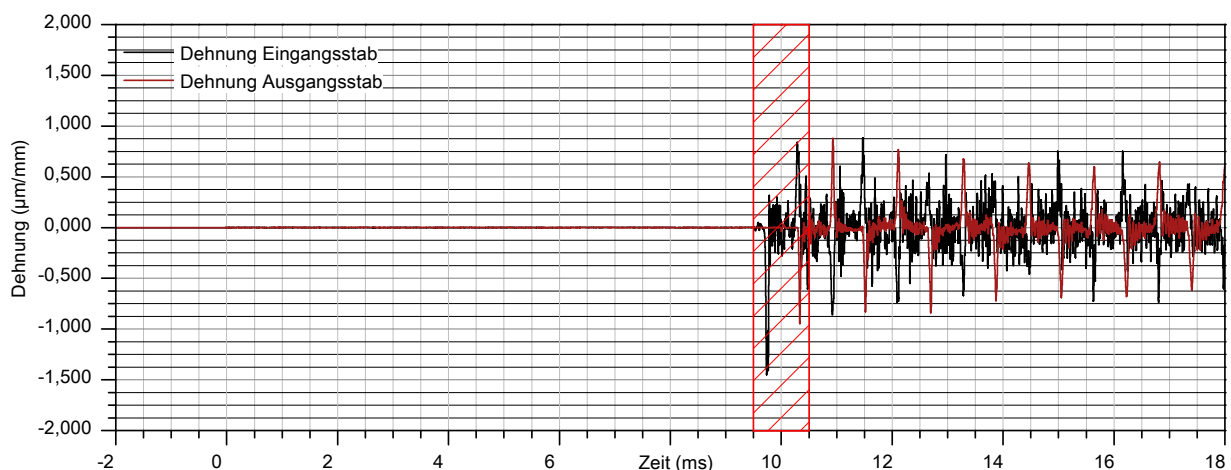


Abb. 5.21: Dehnungen am Ein- und Ausgangsstab

Abbildung 5.22 skaliert die Daten auf den für die Bewertung relevanten Bereich von ca. 1 ms und enthält wichtige Kenngrößen zur Einordnung der entsprechenden Zeitsignale und Referenzzeiten für die nachfolgende visuelle Einordnung der Schädigung. Die Daten wurden an dieser Stelle bereits kalibriert und auf einen bestimmten Frequenzbereich gefiltert. Der Einfluss hieraus wird in Abschnitt 5.2.3.2 noch näher beleuchtet.

Verdeutlicht wird darin die Eingangswelle mit einem Maximum von $1,45 \mu\text{m}/\text{mm}$, was aufgrund von Dispersion und anderen Störeinflüssen leicht unterhalb des Erwartungswertes von $2,11 \mu\text{m}/\text{mm}$ liegt. Die Wellenlänge beträgt ebenfalls mit ca. $0,06 \text{ ms}$ etwas mehr als die theoretische Wellenlänge von $0,05 \text{ ms}$, wobei diese Werte recht subjektiv sind und von der jeweiligen Selektionsmethode abhängen. Deutlich wird vor allem das überlagerte Signal aus der Querwelle, welche einen Einbruch im zu erwartenden Plateau und die dem Impuls nachlaufenden Schwingungen verursacht. Der Zeitpunkt t_6 definiert den Startzeitpunkt der Welle je nach Selektionsmethode.

Der Zeitpunkt der ersten Wellenreflektion ergibt sich mit t_7 ca. $0,55 \text{ ms}$ später als Reaktion aus der Wellenausbreitungsgeschwindigkeit und der Stablänge. Eine Bestimmung der Wellenausbreitungsgeschwindigkeit ist allerdings aufgrund der Interaktion der Eingangswelle mit der Probe mit dieser Methode nicht mehr zu empfehlen und sollte durch Kalibriermessungen am unbelasteten Stab erfolgen. Die Amplitude der rückreflektierten Welle ist deutlich geringer. Der Flankenanstieg ist durch die Interaktion mit der Probe geprägt. Als Störsignal ist diesem Signal die Querwelle vollständig überlagert, sodass in besonderen Fällen durch Interferenz auch höhere Amplituden zu erwarten sind.

Die in den Ausgangsstab transmittierte Welle wird zum Zeitpunkt t_8 messtechnisch erfasst. Aus reflektierter und transmittierter Welle wird ein Zeitversatz aufgrund der Probenlänge berücksichtigt. Die sich daraus ermittelte Wellenlaufzeit liegt mit ca. $1419 \text{ mm}/\text{ms}$ deutlich unter den theoretischen Werten von ca. $5000 \text{ mm}/\text{ms}$. Die häufig durchgeführte Bestimmung eines Elastizitätsmoduls aus diesem Laufzeitunterschied ist unter diesen Umständen nicht nachvollziehbar. Im Beispiel ergibt sich durch den zusätzlichen quadratischen Einfluss der Schallgeschwindigkeit ein E-Modul von ca. $4,60 \text{ GPa}$.

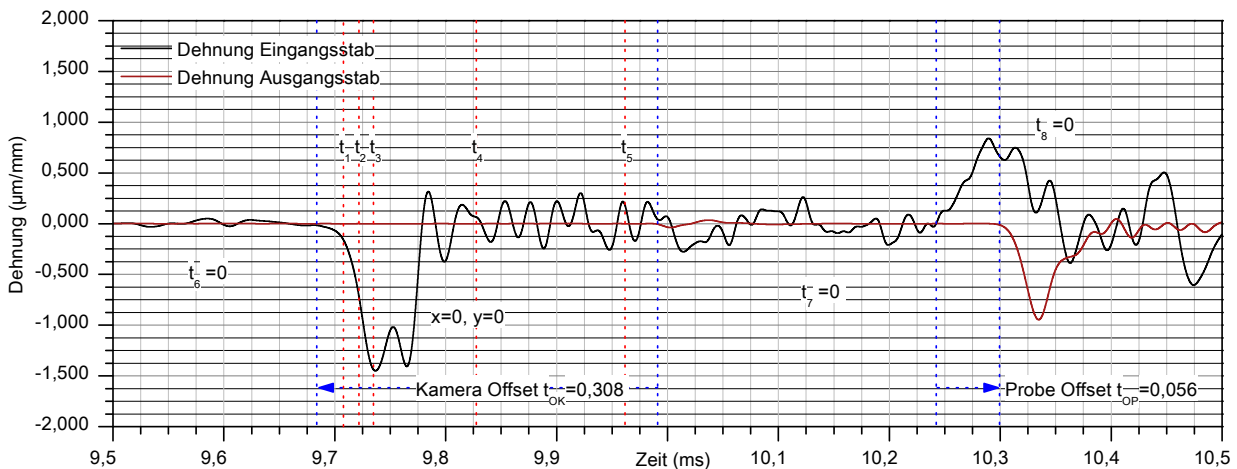


Abb. 5.22: Dehnungen am Ein- und Ausgangsstab skaliert

Aufzeichnungen der HS-Kamera

Abbildung 5.23 zeigt ergänzend zu Abb. 5.22 die Schädigungen an der Mantelfläche der Probe zu den entsprechenden markierten Zeitpunkten. Die Sequenzen wurden in der Regel mit einer Geschwindigkeit von 75000 fps aufgezeichnet und getrennt bewertet. Aus den unterschiedlichen Messsystemen resultiert eine systematische Verzögerung t_{OK} von $0,31 \text{ ms}$, welche anhand der freien Stabreaktionszeiten ermittelt wurde. Die Belastung seitens des Eingangsstabes erfolgt in dieser Abbildung von unten.

Die Zeitpunkte t_1 , t_2 und t_3 beschreiben die wesentlichen Sequenzen zum Zeitpunkt des eigentlichen Lastanstieges. Hier zeigt sich insbesondere die Relevanz einer korrekten Kalibrierung des Offsets der Kamera, da zu diesem Zeitpunkt noch keine Oberflächenrisse erkennbar sind. Zum Zeitpunkt t_2 erreicht die Amplitude ca. die Hälfte des Maximums ohne äußere Risse. Mit Erreichen von t_3 werden erstmals Risse an der Oberfläche der Probe erkennbar. Ob bereits eine innere Rissbildung

stattgefunden hat, kann nicht beurteilt werden. Die Zeitpunkte t_4 und t_5 sind nahezu willkürlich festgelegt. Zu diesen Zeitpunkten erfährt die Probe bereits keine Belastung mehr. Rein visuell und subjektiv betrachtet allerdings scheinbar eine weitere Schädigung. Zu diesen Zeitpunkten liegt auf demnach eine reine Expansion der resultierten Bruchstücke vor. Aus deren Geschwindigkeiten lässt sich entsprechend ein kinetischer Energieüberschuss ableiten (vgl. Abschnitt 5.2.10.1).

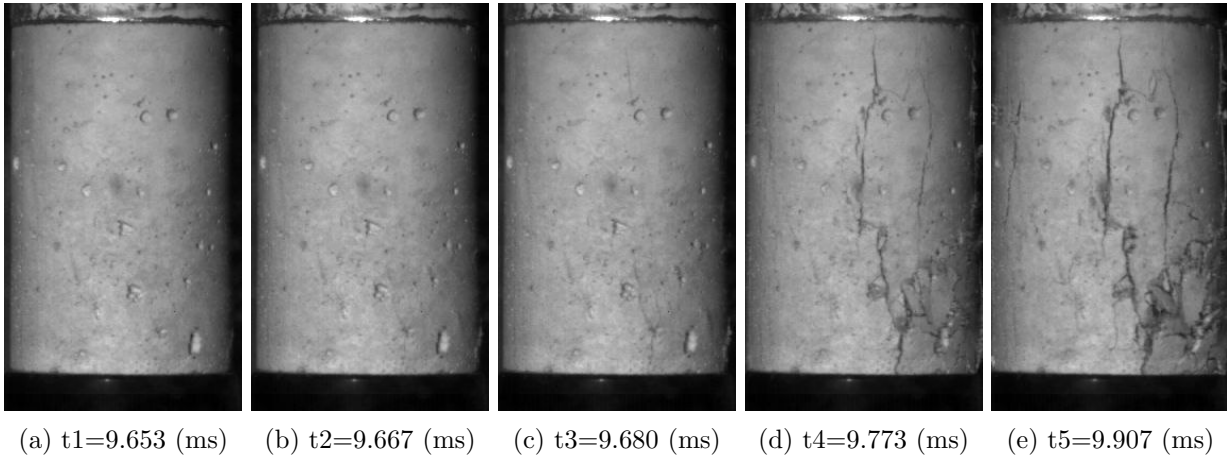


Abb. 5.23: Sequenzen während der Druckschädigung, Beispielprobe **SHPB-C40-M2-HB-PL80-P03**

Die Bestimmung der radialen Expansion der Probe ermöglicht die Ableitung der Verschiebungen, Geschwindigkeiten und Beschleunigungen quer zur Belastungsachse. Die Bestimmung dieser Werte erfolgt zwischen den Zeitpunkten t_4 bzw. den Erstrisszeitpunkt t_3 und t_5 jeweils für Probenmitte und den Randbereich der Probe. Unter der Voraussetzung, dass die Beanspruchung zu diesem Zeitpunkt abgeschlossen ist, lassen sich die Parameter für das Beispiel aus Tabelle 5.12 bestimmen. Der jeweils wirksame Anteil ergibt sich aus einer Mittelung der Daten über die Probenlänge. Der Randeinfluss beträgt demnach nur ca. 10 %, woraus sich ein geringfügig kleinerer resultierender Ersatzdurchmesser für die Gesamtprobe ergibt. Die Differentiation nach der Zeit ergibt die Geschwindigkeiten.

Aufgrund der abgeschlossenen Beschleunigung zum Zeitpunkt 1 ist diese Geschwindigkeit konstant. Unter der Voraussetzung, dass die gesamte Probe einer radialen Expansion folgt, lässt sich die verbliebene kinetische Energie der Bruchstücke leicht aus der Probenmasse bestimmen. Im Beispiel resultiert hieraus eine kinetische Energie von ca. 16,31 J. Im Hinblick auf Abschnitt 5.2.10.1, in dem eine alternative energetische Gesamtbetrachtung hergeleitet wird, lässt sich dieser kinetische Anteil mit dem in Abbildung 5.108 lokal ermittelten Wert von ca. 13,21 J recht gut vergleichen. Der Überschuss an kinetischer Energie in Form der resultierenden Bruchstückbewegung geht bisher in keine Auswertemethode ein. Das führt zu einer entsprechenden Überschätzung der Tragfähigkeit bei höheren Belastungsgeschwindigkeiten. Das Phänomen existiert im Wesentlichen nur bei spröden Werkstoffen und der Spaltrissbildung und rührt aus der Annahme einer homogenen Betrachtung der Proben.

Die Beschleunigungen lassen sich kurz nach der Erstrissbildung als eine Art Mindestbeschleunigung abschätzen. Sie beträgt in diesem Fall mit $25,70 \text{ mm/ms}^2$ bzw. ca. 2621 g. Hieraus lassen sich prinzipiell die hierfür notwendigen Gesamtkräfte abschätzen. Mit ca. 9,35 kN betragen diese lateralen Kräfte in etwa 10 % bis 20 % der axial wirksamen äußeren Kräfte (vgl. Abb. 5.38). Inwieweit sich hieraus eine Kopplung über die theoretische Querdehnzahl von 0,20 ableiten lässt wäre zu hinterfragen. Bezieht man diese Kraftwirkung auf den idealisierten Probenquerschnitt resultieren hieraus Spannungen im Bereich von ca. 4,76 MPa, was in der Größenordnung einer Spaltzugbeanspruchbarkeit (vgl. Abb. 4.5.3) liegt. Aus Abschnitt 6.1 bzw. 5.2.3.1 resultieren zusätzlich die spezifischen Oberflächen der Probe. Mit einem Wert von $9,97 \text{ mm}^2/\text{mm}^2$ ergibt sich hieraus eine freie Oberfläche

von ca. 164493 mm^2 . Der Bezug der radial wirkenden Kräfte auf diese Fläche ergibt Spannungen im Bereich von ca. $0,06 \text{ MPa}$, also deutlich geringere Werte als im Spaltzugversuch. Der Schluss liegt daher nahe, dass das Spalten nur für einen Teil der Rissbildung verantwortlich ist. Eine Vertiefung dieser Betrachtungen ist an dieser Stelle leider nicht möglich. So stellt sich beispielsweise neben der energetischen Bilanzierung die Frage nach der Impulsbilanzierung, die beide unabhängig voneinander erfüllt sein müssen. Dem wäre in gesonderten Projekten nachzugehen.

Tab. 5.12: Ergebnisse aus der Analyse der Sequenzen am Beispiel

Parameter	Einheit	Probe Mitte	Probe Rand	Wirksam
Durchmesser t=0	mm	50,00	50,00	50,00
Durchmesser t=1	mm	53,57	51,16	53,33
Zeitpunkt t=0	ms	9,77	9,77	9,77
Zeitpunkt t=1	ms	10,13	10,13	10,13
Zeit	ms	0,36	0,36	0,36
Expansion	mm	3,57	1,16	3,33
Expansions, Geschwindigkeit	mm/ms	9,92	3,24	9,25
Expansions, Beschleunigung	$\text{mm}/(\text{ms}^2)$	27,55	8,99	25,70
Expansions, Energie	J	17,91	1,90	16,31
Querdehnung	mm/mm	0,07	0,02	0,07
Querdehnungs, Rate	$\text{mm}/(\text{mm} * \text{ms})$	0,20	0,06	0,19
Querdehnungs, Beschleunigung	$\text{mm}/(\text{mm} * \text{ms}^2)$	0,55	0,18	0,51
Beschleunigung, Kraft	kN	10,03	3,27	9,35
Beschleunigung, Spannung	MPa	5,11	1,67	4,76

Daten der Bruchflächenbestimmung

Im vorangegangenen Abschnitt wurde bereits auf die Eigenschaften der resultierenden Bruchstücke in Form der spezifischen Oberfläche eingegangen. Abschnitt 6.1.1 widmet sich dem Thema der Bestimmung dieser Oberflächen aus gescannten Datensätzen ausführlicher. Abbildung 5.24 stellt hierzu exemplarisch das Rohdatenprofil der Referenzprobe dar, aus der auch zu erkennen ist, dass es sich hierbei um eine inhomogen beanspruchte Probe handelt, da sich nur ein markanter Bruchkegel ausgebildet hat. Die resultierenden Bruchstücke werden flächig ausgebreitet. Nach diversen Korrekturen erhält man aus diesen Profilen Informationen zu Höhen, Volumen, Rauheiten, Welligkeiten etc. sowie Statistiken zur Verteilung dieser Daten.

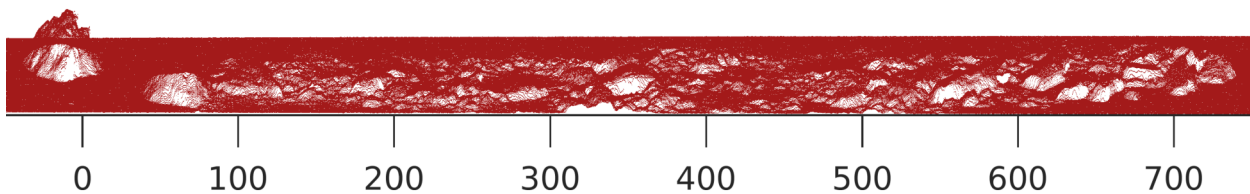


Abb. 5.24: Höhenprofil zur Bestimmung der freien Oberflächen

Tabelle 5.13 beinhaltet einen Auszug der wichtigsten Parameter für die Referenzprobe. Der Abgleich von Real- und Sollvolumen erlaubt eine gewisse Korrektur der Messunsicherheiten. Die resultierenden Höhen geben Aufschluss über die resultierenden Bruchstückdurchmesser und Fragmentierungsgrade. Je größer die Fragmentierung, desto größer wird die auf die Ausgangsoberfläche bezogene spezifische Fläche. Die Rauheit der Bruchflächen ist aufgrund der Welligkeitskorrektur entsprechend weniger von der Fragmentierung beeinflusst.

Tab. 5.13: Übersicht zu geometrischen Kennwerten der Beispielprobe

Benennung		Einheit	Bruchstücke
Höhe	H	mm	39,76
Realvolumen	V_{real}	mm^3	230 866,50
Sollvolumen	V_{soll}	mm^3	157 079,63
Spezifisches Volumen	V_{spec}	-	1,47
Bruchfläche	A_{real}	mm^2	164 493,24
Sollfläche	A_{soll}	mm^2	16 493,36
Spezifische Fläche	A_{spec}	-	9,97
Rauheit	R_a	mm	1,50

5.2.3.2 Rohdatenanalyse und Filterauswahl

Analog zu den Betrachtungen im Statischen erfolgt eine detaillierte Analyse der Auswirkungen der Datenmodifikation. Im Wesentlichen betrifft dies die Datensätze der beiden DMS an Eingangs- und Ausgangsstab durch eine aktive Datenfilterung. Es hat sich als evident erwiesen, dass gerade bei hochdynamischen Beanspruchungen die genaue Kenntnis über die Wirkungsweise der Messkette entscheidend für die Interpretation der Messdaten ist. Die sicherste Methode einem Informationsverlust vorzubeugen ist daher eine filterlose hochdynamische Abtastung zu wählen und alle Modifikationen nachträglich und nachvollziehbar durchzuführen.

Abbildung 5.25 veranschaulicht die Wirkung, der bereits in Abschnitt 5.1 hergeleiteten Filtereinstellungen auf die resultierenden Wellenformen der bereits separierten und synchronisierten Eingangswelle, der reflektierten und der transmittierten Welle. Die 5 exemplarischen Filtervarianten sind wie folgt gekennzeichnet:

1. Tiefpassfilter 100 kHz mit dem Ziel der Reduktion von Störeinflüssen. Eine Reaktion des Gesamtsystems ist oberhalb dieser Frequenz nicht mehr zu erwarten. Somit stellt der Filter die obere Grenze dar. Nicht zu verwechseln ist diese Quasi-System-Grenzfrequenz mit der notwendigen Abtastrate von 40 MHz. Letztere ist vor allem für die korrekte Selektion von Startwerten der Wellenzüge etc. relevant.
2. Das Tiefpassfilter 50 kHz bewirkt eine weitere Eingrenzung vermeintlicher Störeinflüsse ohne, dass es hierbei zu größeren Veränderungen der Signalform kommt. Der Einfluss der Querwelle bleibt erhalten.
3. Das Tiefpassfilter 50/20 kHz ist eine Kombination unterschiedlicher Filter für Eingangs- und reflektierte Welle. Es dient der Unterdrückung der latenten Querdehnungsüberlagerung in den reflektierten Wellenanteilen. Die Filterkombination stellt die Referenz für die nachfolgenden Untersuchungen dar.
4. Das Tiefpassfilter 20/20 kHz dient zur Unterdrückung der Querwelle 20 kHz in allen Wellenzügen. Es bewirkt eine Reduktion der Amplitude um ca. 5 % und ein Abflachen des Wellenanstieges, was zu einer Unterschätzung der Dehnungs- und Belastungsrate führt.
5. Das Tiefpassfilter 20/10 führt zu einer stärkerer Unterdrückung der Querwelleneinflüsse in der reflektierten Welle bei gleichbleibender Eingangswelle. Das Signal wird generell glatter.

An dieser Stelle gibt es keine einheitliche Lösung für eine korrekte Filterauswahl und in den wenigsten Publikationen auf diesem Gebiet werden diese überhaupt angegeben. Eine Übertragbarkeit von Daten ist entsprechend nur mit Kenntnis dieser Zusammenhänge möglich.

5 Dynamische Kennwertermittlung

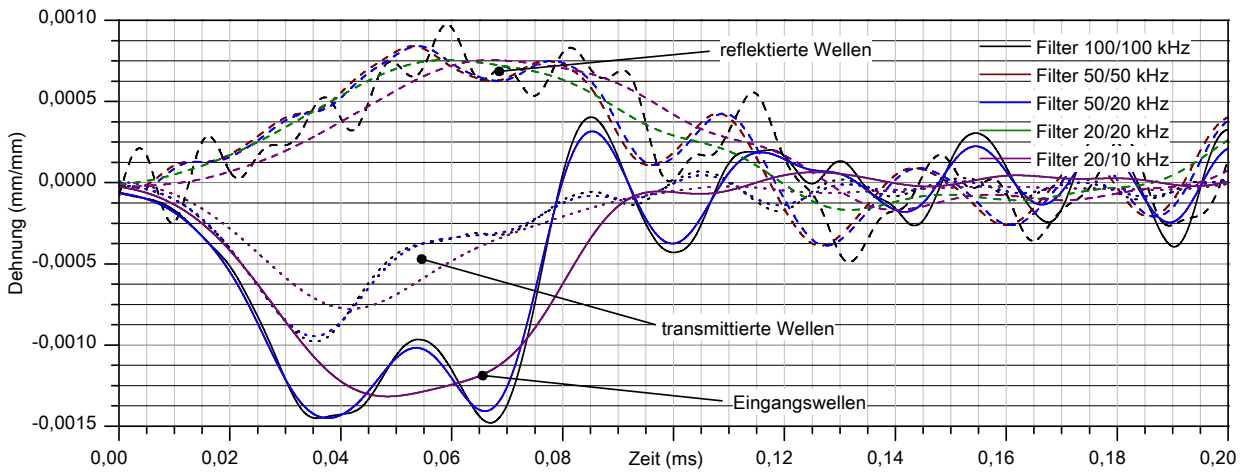


Abb. 5.25: Einfluss unterschiedlicher Filtermethoden

Das resultierende Spannungs-Dehnungsverhalten wird in Abbildung 5.26 dargestellt. Zur besseren Visualisierung wurden die Wellen um die später definierte Grenzbedingung, in diesem Fall um den ersten Wendepunkt im abfallenden Bereich beschnitten. Die 5 Filtervarianten münden in vier Kurven, da Variante 2 und 3 nur geringe Unterschiede verursachen und sich überlagern. Variante 4 und 5 reduzieren die resultierenden Spannungsamplituden um bis zu 25 %, was eine zu starke Beeinflussung des Signales darstellt. Interessant dabei ist die Wirkung einer unterschiedlichen Bewertung der reflektierten Welle welche zu höheren Amplituden führt. Dieser Ansatz ist insofern plausibel, dass die latente Querwelle des Stabes nicht mit der Probe interagiert, sondern nur als Störwelle der reflektierten Welle überlagert ist. Dieser Fakt ist insbesondere für die weiteren Bewertungen mit alternativen Methoden von großer Relevanz und wurde in dieser Form bisher nirgends erwähnt. Variante 3 stellt einen guten Kompromiss zwischen Amplitudenmaximum und ansteigender Flanke dar. Er berücksichtigt auch diesen Effekt zur Genüge.

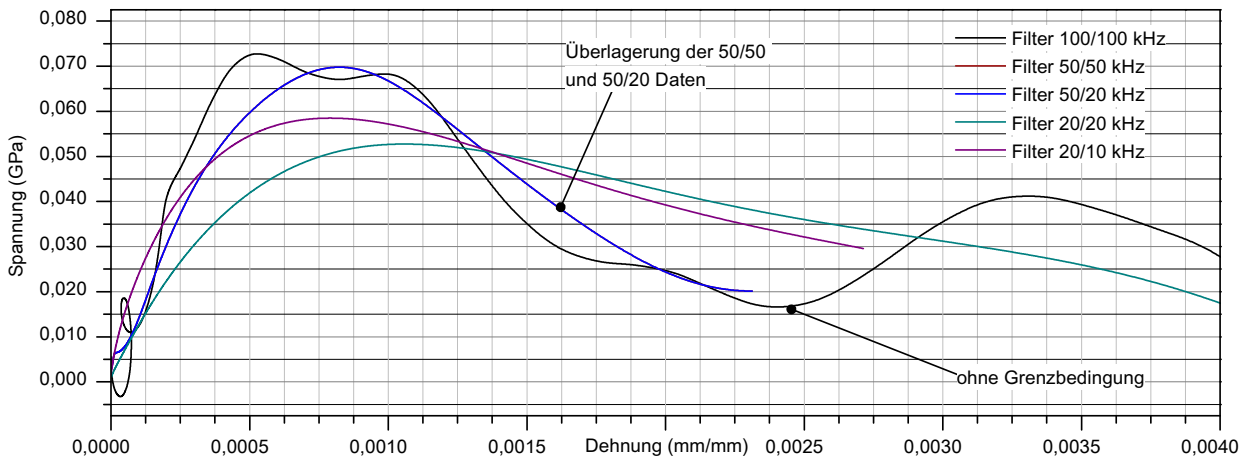


Abb. 5.26: Einfluss der Filtermethoden auf den Spannungs-Dehnungsverlauf

Tabelle 5.14 enthält daraus abgeleitete skalare Kenngrößen, mit denen sich eine objektive Bewertung der Filtereinflüsse durchführen lässt. Eine primäre Maßgabe bei der Filterauswahl ist der Erhalt einer Energie- und Impulsbilanz. Die Energien in Stab und Probe bleiben für die ersten Varianten nahezu konstant, zeigen für Variante 4 und 5 allerdings deutliche Abweichungen im Bereich von 12 % bis 18 %. Ähnlich wirkt sich die Abweichung für die maximale Spannung aus und verstärkt sich entsprechend bei der Betrachtung von Dehnungen und Dehnraten.

Tab. 5.14: Übersicht zu den Auswirkungen unterschiedlicher Basisfilter

Basisfilter <i>kHz</i>	Reflektion <i>kHz</i>	Spannung <i>MPa</i>	Dehnung <i>mm/mm</i>	Dehnrate <i>1/s</i>	Energie Probe <i>J</i>	Energie SHB <i>J</i>
100	100	72,73	$0,53 \cdot 10^{-3}$	16,92		23,02
50	50	69,41	$0,84 \cdot 10^{-3}$	16,82	16,03	21,40
50	20	69,78	$0,82 \cdot 10^{-3}$	16,36	16,04	21,40
20	20	52,73	$1,06 \cdot 10^{-3}$	20,53	24,06	17,23
20	10	58,49	$0,79 \cdot 10^{-3}$	13,88	18,89	17,23
Abweichung		11,87 %	20,93 %	12,58 %	17,46 %	11,89 %

5.2.3.3 Analyse und Selektion der Basisdaten

Das vorangegangene Beispiel beinhaltet bereits das Problem der korrekten Selektion der Grenzwerte. Die resultierenden Energien für Welle und Probe lassen sich nur in gewissen Zeitbereichen betrachten. Da diese Bereichsselektionen meist recht willkürlich erfolgen und in den wenigsten Fällen nachvollziehbar sind, werden deren Auswirkungen nachfolgend betrachtet. Neben der reinen Definition einer Selektionsmethode spielen die Toleranzen bei diesen Methoden eine wichtige Rolle. Der Einfluss des Probenzeitversatzes wird in den meisten Analysen komplett außer acht gelassen, spielt aber eine wichtige Rolle bei der Kennwertermittlung mit inhomogen belasteter Probe.

Als Basis für die nachfolgenden Untersuchungen dient die als Referenz festgelegte Filterkombination F3 mit dem 50/20 kHz Filter und die Referenzprobe. Inwieweit sich diese Annahmen auf das Gesamtergebnis und mögliche Geschwindigkeitseffekte auswirken, wird in Abschnitt 5.2.9 zusammengefasst.

Unterschiedliche Selektionsmethoden

Die Methoden der Selektion von Wellenstartzeitpunkten ist offensichtlich so vielfältig wie die Anzahl der Publikationen zum Thema SHB. Eine einheitliche Methode gibt es hierzu nicht. Im Folgenden wurden Varianten verglichen, die entsprechend sinnvoll erscheinen. Basis der Methoden ist die Definition von charakteristischen Zeitpunkten nach Abb. 5.16, aus deren Kombination sich die nachfolgenden Methoden ableiten lassen.

1. Selektion anhand der Maxima der Wellenzüge und Subtraktion von Impulsstartzeit 1 als globaler Zeitoffset.
2. Selektion der Wellen anhand Impulsstartzeit 1. Der globale Zeitoffset beträgt 0.
3. Selektion der Wellen anhand Impulsstartzeit 2 und Subtraktion von Impulsstartzeit 1 als globaler Zeitoffset.
4. Selektion der Wellen anhand der Flankenzeit der Startflanke. Subtraktion von Impulsstartzeit 1 als globaler Zeitoffset.
5. Selektion der Wellen anhand des Zeitpunktes der ersten Reaktion. Subtraktion von Impulsstartzeit 1 als globaler Zeitoffset.
6. Kombination aus Flanke und Startzeit 1. Den Startzeitpunkt der Eingangs- und transmittierten Welle definiert Startzeit 1. Die Ausrichtung der reflektierten Welle erfolgt anhand der Flanken.
7. Analog zu 2. Der Startzeitpunkt der reflektierten Welle ergibt sich allerdings aus der in der Kalibrierung bestimmten Wellenlaufzeit.

Abbildung 5.27 zeigt die Auswirkungen auf den Dehnungs-Zeit-Verlauf der drei Wellenzüge. Für die Eingangswelle ergeben sich hieraus 4 verschiedene Zeitversätze. Für die transmittierte resultieren

3 Varianten und für die reflektierte prinzipiell 5 verschiedene Varianten, deren Auswirkungen sich letztlich nur im Spannungs- Dehnungsverlauf richtig analysieren lassen.

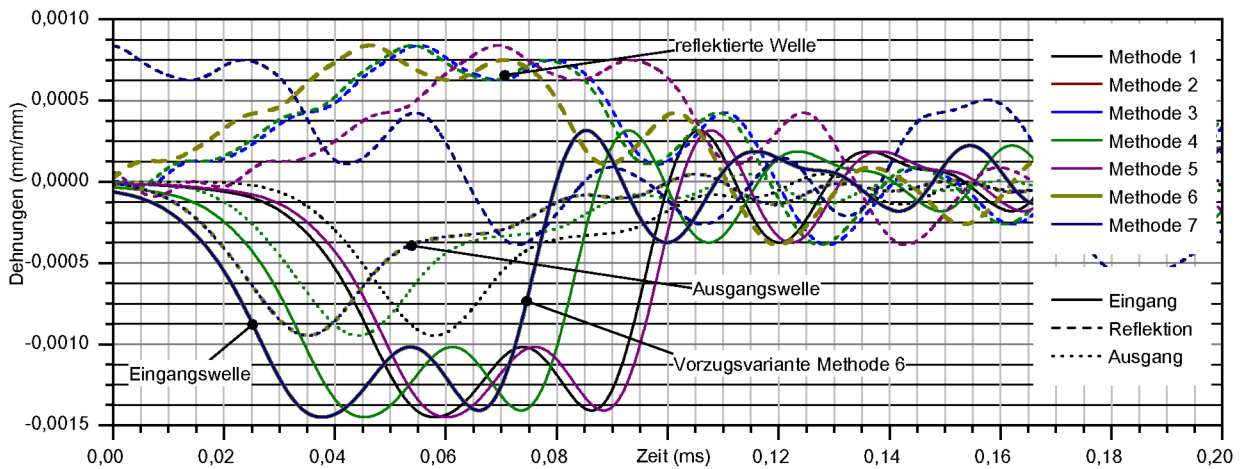


Abb. 5.27: Einfluss der Selektionsmethoden auf den Wellenverlauf

Nach der Subtraktion der Wellen lassen sich die Spannungs-Dehnungsbeziehungen nach Abbildung 5.27 und Tabelle 5.15 beschreiben. Der abfallende Bereich wurde einheitlich am ersten Minimum beschnitten. Methode 5 zeigt ein kritisches Ergebnis, was vor allem daran liegt, dass der Zeitpunkt der ersten Wellenreaktion recht subjektiv betrachtet wurde und vor allem für die reflektierten Anteile kaum sinnvoll bestimmt werden kann.

Methode 1 zeigt einen sehr geringen Anstieg bei einer deutlichen Reduktion der Amplitude. Die Methode der Wellenausrichtung an deren Maximas zählt zu den einfachsten und deshalb sehr häufig verwendeten. Die Auswirkungen hieraus sind allerdings sehr deutlich in der doch fragwürdigen Energiebilanz (vgl. Tab. 5.15) zu erkennen.

Methode 7 zeigt eine deutliche Abweichung mit scheinbar überhöhter Amplitude. Die resultierende Probenenergie ist leicht reduziert, bei deutlich höheren Dehnraten und maximalen Spannungen. Das liegt daran, dass der Ansatz einer festen Wellenlaufzeit für die Selektion der reflektierten Wellenzüge unzureichend ist, da letztere vor allem noch durch die Interaktion mit der Probe stark im Anstieg modifiziert wird. Dies ist ein Problem, was vor allem auch bei der Spaltzug und Spallationsprüfung am SHB dazu führt, dass die Wellenlaufzeiten nicht korrekt ermittelt werden können und demnach die korrekte Bestimmung von E-Modulen, Dehnungen und Dehnraten mit dieser Methode nahezu unmöglich macht.

Die Methoden 2,3,4 und 6 zeigen ein plausibles Verhalten bei nahezu identischen Energien. Sie unterscheiden sich in ihren Anstiegen und maximalen Spannungen. Die Ausrichtung der reflektierten Welle an der Eingangswelle anhand derer Flankenzeiten zeigt ein gewisse Robustheit. Sie stellt viel eher einer Mittelung der ansteigenden Flanken dar als dies bei den Methoden 2 und 3 der Fall ist. Generell besteht bei der Subtraktion von Eingang und Ausgangswelle das Problem, dass die Flanke der reflektierten Welle aufgrund der Interaktion mit der Probe deutlich länger und ihre Steigung geringer ist und damit eine Subtraktion beider eigentlich nicht sinnvoll ist. Ein Ausweg aus dieser Problematik wird in Abschnitt 5.2.3.3 anhand alternativer Methoden vorgestellt.

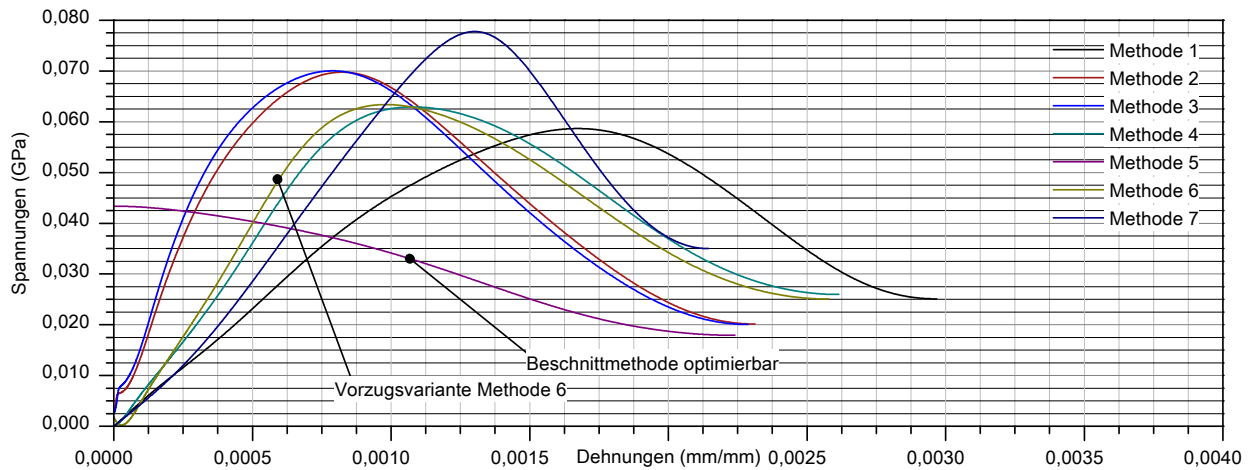


Abb. 5.28: Einfluss der Selektionsmethoden auf den Spannungs-Dehnungsverlauf

Tab. 5.15: Übersicht zu den Auswirkungen unterschiedlicher Selektionsmethoden

Methode	Festigkeit <i>MPa</i>	Dehnung <i>mm/mm</i>	Dehnrate <i>1/s</i>	Energie Probe <i>J</i>	Energie Stäbe <i>J</i>	EModul0 <i>GPa</i>
1	58,66	$2,16 \cdot 10^{-3}$	70,37	17,85	70,24	45,38
2	69,78	$0,82 \cdot 10^{-3}$	16,36	16,04	42,21	121,96
3	70,04	$0,79 \cdot 10^{-3}$	15,62	16,02	42,43	136,33
4	62,93	$1,13 \cdot 10^{-3}$	32,73	16,78	52,25	69,39
5	43,37	$0,11 \cdot 10^{-3}$	95,43	10,96	64,98	-
6	63,39	$0,98 \cdot 10^{-3}$	23,72	16,44	42,43	76,66
7	77,78	$2,11 \cdot 10^{-3}$	58,45	15,37	60,94	57,60
Abweichung	16,47 %	68,66 %	67,07 %	12,99 %	20,91 %	36,97 %

Einfluss des Zeitversatzes

Eine zentrale Rolle bei der korrekten Wellenselektion bildet der Zeitversatz zwischen Eingangs- und reflektierter Welle, der quantifiziert werden soll. Als Referenzselektionsmethode dient hierbei Methode 6, bei der die Ausrichtung der beiden Wellen an deren Anstiegsflanke erfolgt. Den Einfluss eines positiven und negativen Versatzes, aufgrund von Toleranzen bei der Bestimmung der korrekten Zeitpunkte, widerspiegelt Abbildung 5.29 und Tabelle 5.16. Zur Veranschaulichung der Auswirkungen werden hierzu direkt die Spannungs-Dehnungsbeziehungen herangezogen.

Die Variation erfolgte stufenweise. Bei einem Zeitinkrement von $dt = 25 \text{ ns}$ (40 MHz) entspricht dieser Wert einer minimalen erzielbaren Abweichung. Die Stufung erfolgte durch eine entsprechende Verzehnfachung dieses Wertes bis zum Erreichen der Probendurchlaufzeit von ca. $dt = 25 \mu\text{s}$. Das bedeutet letztlich nichts anderes, als dass für die eigentliche Bewertung der Beanspruchung der Probe nur ca. 2000 Zeitpunkte zur Verfügung stehen.

Abbildung 5.29 und Tabelle 5.16 zeigen, dass ein Zeitversatz bis ca. $dt = 250 \text{ ns}$ kaum einen Einfluss auf den Kurvenverlauf und die resultierenden Kenngrößen hat. Die Abweichung für Spannungsamplitude und Energie liegt in einem Bereich von ca. 1%. Ab einem Zeitversatz von ca. $dt = 2,50 \mu\text{s}$ beträgt die Abweichung allerdings bereits ca. 10%, was für diese Methodik nicht mehr tolerierbar ist. Dabei ist es nahezu egal, ob der Versatz positiv oder negativ orientiert ist.

5 Dynamische Kennwertermittlung

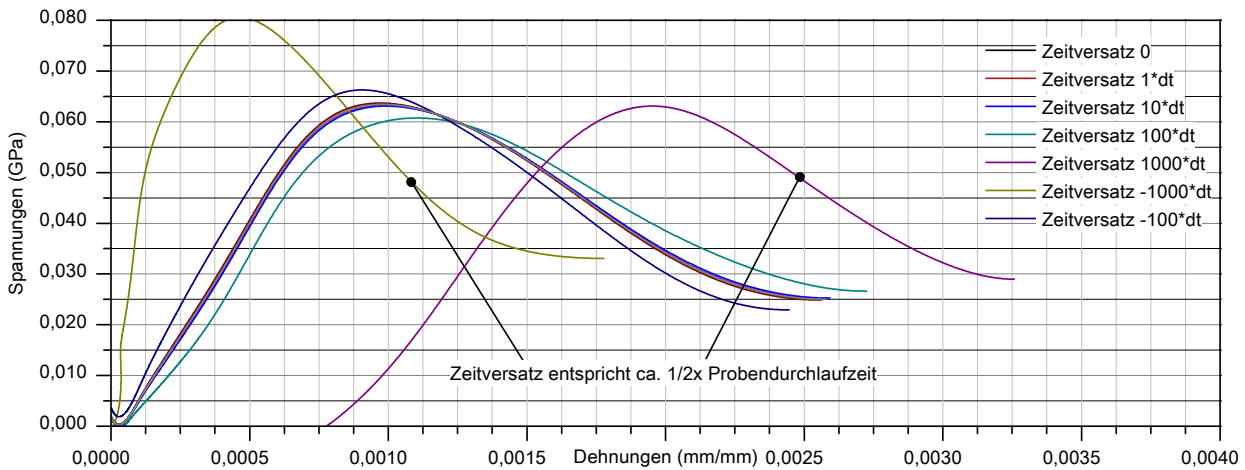


Abb. 5.29: Einfluss des Zeitversatzes der reflektierten Welle

Besonders wirkt sich ein erhöhter Zeitversatz bei der Bestimmung der Dehnrates aus, wohingegen er beispielsweise auf die Bestimmung eines Elastizitätsmoduls oder der Energie kaum einen Einfluss zeigt. Die entsprechenden relativen Fehler sind Tabelle 5.16 zu entnehmen. Generell kann davon ausgegangen werden, dass bei der Wellenselektion eine Toleranz von $dt = 1 \mu\text{s}$ (1 MHz) hinreichend genau sein sollte. Hierzu sind für sinusförmige Wellenzüge Abtastraten im Bereich von 20 MHz notwendig.

Tab. 5.16: Einfluss des Zeitversatzes der reflektierten Welle

Zeitversatz μsec	Festigkeit MPa	Dehnung mm/mm	Dehnrates $1/\text{s}$	Energie Probe J	Energie Stäbe J	Emodul0 GPa
0	63,39	$9,81 \cdot 10^{-4}$	23,72	16,44	42,43	76,66
0,03	63,36	$9,82 \cdot 10^{-4}$	23,75	16,44	42,44	76,52
0,25	63,10	$9,92 \cdot 10^{-4}$	24,13	16,48	42,53	75,31
2,50	60,74	$1,10 \cdot 10^{-3}$	32,59	16,88	43,43	66,02
25	63,09	$1,95 \cdot 10^{-3}$	65,11	15,89	52,38	60,57
-25	80,58	$4,63 \cdot 10^{-4}$	7,64	14,80	32,43	
-2,50	66,27	$9,05 \cdot 10^{-4}$	20,32	16,12	42,21	89,63
-0,25	63,68	$9,71 \cdot 10^{-4}$	23,31	16,40	42,33	78,00
-0,03	63,42	$9,81 \cdot 10^{-4}$	23,68	16,44	42,42	76,80
Abweichung	8,52 %	35,28 %	54,34 %	3,45 %	11,09 %	10,76 %

Die Auswirkungen eines Zeitversatzes auf die transmittierte Welle sind in Abbildung 5.30 und Tabelle 5.17 dargestellt. Die Aussagen zur reflektierten Wellen treffen im Prinzip auch auf die transmittierte Welle zu, wobei hier ein geringerer Einfluss aus der Auswertemethode zu erwarten ist und die resultierenden Spannungsamplituden weniger sensitiv darauf reagieren.

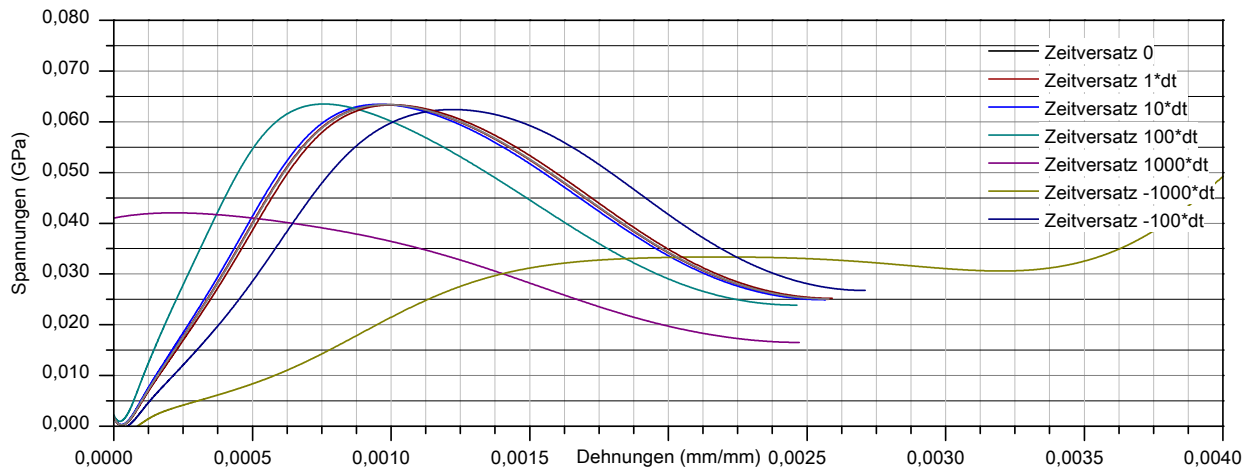


Abb. 5.30: Einfluss des Zeitversatzes der transmittierten Welle

Tab. 5.17: Einfluss des Zeitversatzes der transmittierten Welle

Zeitversatz μsec	Festigkeit MPa	Dehnung mm/mm	Dehnrates $1/\text{s}$	Energie Probe J	Energie Stäbe J	Emodul0 GPa
0	63,39	0,00	23,72	16,44	42,43	76,66
0,03	63,39	0,00	23,63	16,44	42,45	76,94
0,25	63,44	0,00	23,02	16,38	42,59	79,38
2,50	63,49	0,00	16,63	15,84	44,00	114,01
25	42,05	0,00	92,87	12,08	57,57	
-25	58,08	0,00	71,27	26,08	41,74	21,74
-2,50	62,41	0,00	37,10	17,03	41,74	61,25
-0,25	63,33	0,00	24,41	16,50	42,28	74,10
-0,03	63,38	0,00	23,77	16,44	42,42	76,41
Abweichung	11,05 %	87,59 %	66,69 %	20,50 %	10,85 %	32,79 %

Einfluss des Probenzeitversatzes

Ein spezielles Augenmerk gilt dem Zeitversatz aufgrund der Probendurchlaufzeit. In der Regel wird dieser Versatz nicht berücksichtigt, was nur bei der Annahme einer homogenen Beanspruchung der Probe zulässig ist. Die Referenzselektionsmethode 6 wurde dafür modifiziert und der Zeitversatz der Probe entsprechend beibehalten. Die Auswirkungen ergeben sich in Abbildung 5.31 und Tabelle 5.18, wobei die starken Abweichungen ersichtlich werden. Die Berücksichtigung des Zeitversatzes bewirkt eine deutliche Reduktion der resultierenden Spannungsamplituden und je nach Grenzkriterium ein unphysikalisches Verhalten im Nachbruchbereich. Tabelle 5.18 beinhaltet die entsprechenden Abweichungen. Auf die Energiebilanz der Stäbe hat diese Methode keinen Einfluss, die Energie der Probe wird allerdings deutlich überschätzt. Ohne eine entsprechende Anpassung der Auswertemethodik erscheint diese Herangehensweise demnach nicht zielführend zu sein. Betrachtet man allerdings die weiterführende Ansätze des Autors bspw. zur Reibungs- oder Trägheitskorrektur spielt dieser Zeitversatz eine zentrale Rolle (vgl. Abschnitt 5.2.8.2).

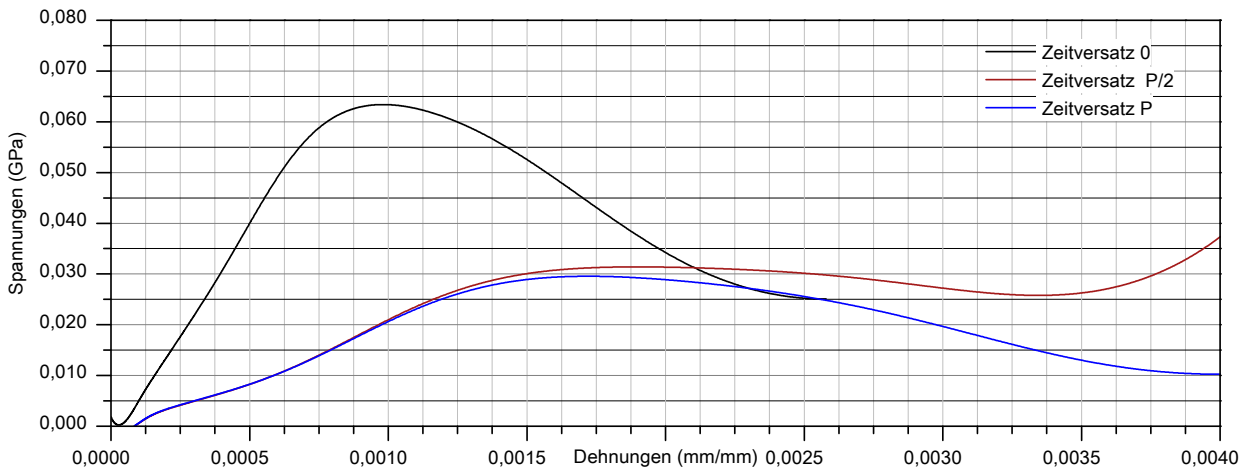


Abb. 5.31: Einfluss des Zeitversatzes der reflektierten Welle

Tab. 5.18: Einfluss des Zeitversatzes der reflektierten Welle

Zeitversatz μsec	Festigkeit MPa	Dehnung mm/mm	Dehnrates $1/s$	Energie Probe J	Energie Stäbe J	Emodul0 GPa
0	63,39	$0,98 \cdot 10^{-3}$	28,53	16,44	42,43	76,66
56,33	29,56	$1,72 \cdot 10^{-3}$	61,50	20,85	41,74	18,32
28,17	59,86	$4,59 \cdot 10^{-3}$	78,75	25,57	41,74	21,55
Abweichung	29,81 %	64,03 %	37,03 %	17,79 %	0,78 %	68,92 %

Auswertung der Wellenzüge

Abbildung 5.33 vergleicht exemplarisch drei Methoden zur Auswertung der ermittelten Wellenzüge und quantifiziert ihre Auswirkungen auf den Spannungs-Dehnungsverlauf. Die Methoden ähneln sich und berücksichtigen prinzipiell alle drei Wellenanteile. Die sog. Einwellenmethode soll an dieser Stelle vorerst nicht berücksichtigt werden, da mit ihr keine gesicherten Aussagen über Dehnungsverläufe möglich sind.

1. Die Referenz für diese Arbeit stellt eine Methode dar, die ausgehend von den inhomogenen Randbedingungen mittlere Dehnungen und Spannungen berücksichtigt. Hierbei spielt der Zeitversatz zwischen den entsprechenden Wellenzügen eine zentrale Rolle. Kraft- und Verschiebungsrandbedingungen werden auf die entsprechenden Stabenden transformiert und die Beanspruchung der Probe daraus abgeleitet.
2. Methode 2 stellt den Standard dar. Die Auswertung wird unter Annahme einer homogenen Beanspruchung auf Basis der drei bekannten Grundgleichungen für die Bestimmung von Spannungen, Dehnungen und Dehnraten durchgeführt (vgl. Abschnitt 3).
3. Methode 3 stellt keine eigenständige Methode dar, sondern basiert auf der Modifikation der Methode 1. Aufgrund der latenten Überlagerung der Querwelle im reflektierten Wellenanteil wird diese stark verfälscht und eine Subtraktion der beiden Wellenzüge ist in dieser Form meist nicht sinnvoll. Die Methode berücksichtigt daher die Amplitude der reflektierten Welle ohne Queranteil und rekonstruiert diese aus der entsprechend skalierten Eingangswelle. Diese optionale Vorgehensweise des Autors erscheint analog zur filterbasierten Unterdrückung der Querwelle plausibel, da die Probe im Wesentlichen nur mit der Längswelle interagieren kann. Inwieweit sich diese Vereinfachung auswirkt wird später noch deutlich.

Abbildung 5.32 vergleicht für Methode 1 und 3 die reflektierten Wellenzüge. Die Eingangswellen und transmittierten Wellen sind für alle Methoden identisch. Die aus der Eingangswelle rekonstruierte

Welle behält ihre prinzipielle Form aufgrund des geringen Dispersionseinflusses bei. Verdeutlicht wird, dass die Phasenlagen der Wellenzüge dadurch deutlich besser übereinstimmen und sich daraus weniger Störungen aus der resultierenden Welle ergeben werden. Die bereits erwähnten Probleme bei der korrekten Selektion der reflektierten Welle lassen sich hiermit vollständig umgehen.

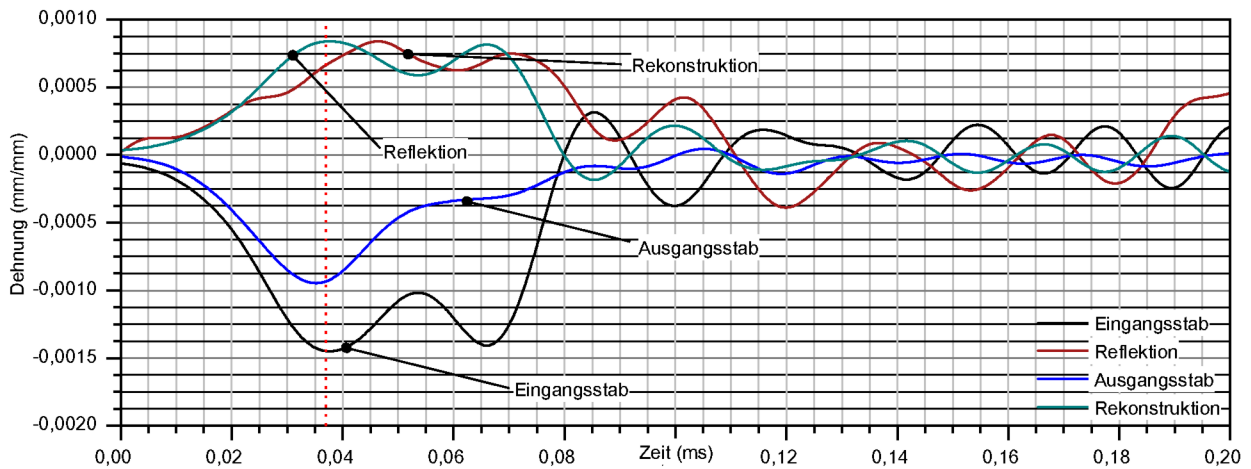


Abb. 5.32: Methodischer Einfluss einer skalierten Reflektionswelle

Die Auswirkungen der drei Varianten auf den Spannungs-Dehnungsverlauf verdeutlicht Abbildung 5.33. Grundsätzlich ist erkennbar, dass der Einfluss der unterschiedlicher Auswertemethoden geringer ausfällt, als der Einfluss möglicher Selektionsfehler oder Filtereinstellungen. Die resultierenden Abweichungen liegen vor allem bei der Abschätzung der maximalen Spannung nur bei ca. 3,25 %, für die anderen Parameter in einem moderaten Bereich um die ca. 10 %. Die Energiebilanz der Stäbe wird nicht wesentlich beeinflusst (Tabelle 5.19). Die hohe Abweichung der Probenenergie von bis zu ca. 26 % ist vor allem der einheitlichen Festlegung der maximalen Dehnungswerte geschuldet und könnte bei geeigneter Anpassung der jeweiligen Methodik hierfür sicherlich noch korrigiert werden. Der Wendepunkt im Spannungsabfall stellt hierfür eine geeignetere Methode dar.

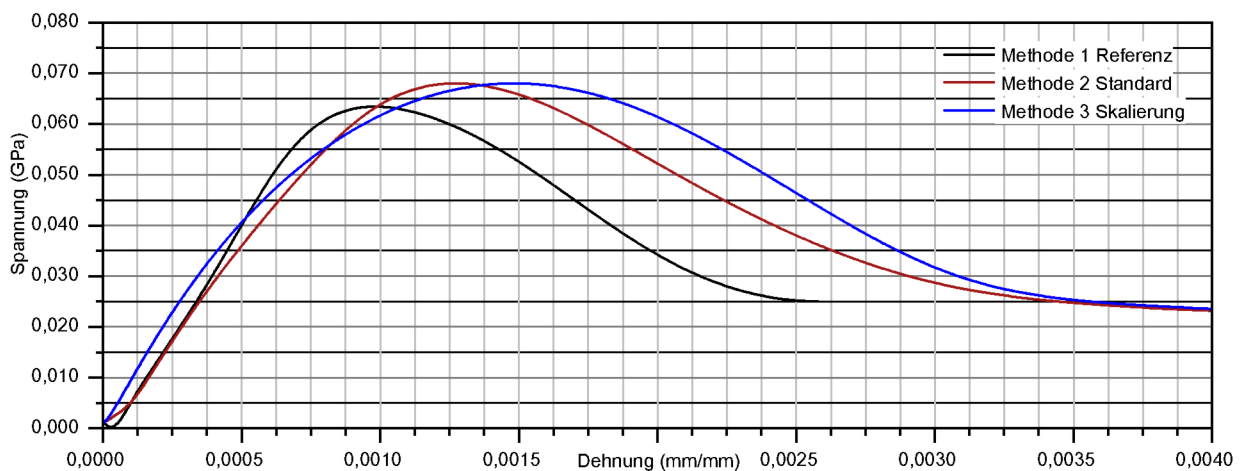


Abb. 5.33: Einfluss der Auswertemethode auf die Spannungs-Dehnungsbeziehungen

Tab. 5.19: Einfluss der Auswertemethode auf die Spannungs-Dehnungsbeziehungen

Methode	Festigkeit MPa	Dehnung mm/mm	Dehnrates 1/s	Energie Probe J	Energie Stäbe J	Emodul0 GPa
1	67,97	$1,27 \cdot 10^{-3}$	33,60	29,40	42,43	70,86
2	63,39	$0,98 \cdot 10^{-3}$	23,72	16,44	42,43	76,66
3	67,97	$1,48 \cdot 10^{-3}$	28,53	31,44	42,43	89,55
Abweichung	3,25 %	16,46 %	14,10 %	25,78 %	0 %	9,89 %

5.2.3.4 Bestimmung auf Verschiebung basierender Kennwerte

Abschnitt 3.4.5 beinhaltet die Herleitung der Verhältnisse im Bereich der Probe zwischen den beiden Stäben. Die Ableitung der Kenngrößen erfolgt auf Basis der Referenzmethodik 1 oder Methode 3 entsprechend der Dehnungsverläufe (vgl. Abbildung 5.32).

Partikelgeschwindigkeiten

Die Bestimmung der Geschwindigkeiten an den Stabenden, der sog. Partikelgeschwindigkeiten, erfolgen nach Gleichung 3.51 für den Ein- bzw. Gleichung 3.52 für den Ausgangsstab. Grundlage hierfür ist die Transformation der Wellen und die Festlegung entsprechender Startzeitpunkte nach Abschnitt 5.2.3.3, deren Toleranzeinfluss bereits ausführlich diskutiert wurde.

Abbildung 5.34 vergleicht die Partikelgeschwindigkeiten und berücksichtigt hierbei Varianten mit und ohne Probenzeitversatz und deren Auswirkung auf die relativen Geschwindigkeiten. Bleibt die Versatzzeit der Probe erhalten, entspricht die relative Geschwindigkeit vorerst der Eingangsstabgeschwindigkeit und wird erst mit Reaktion des Ausgangsstabes reduziert. Wird die Probe als homogen beansprucht betrachtet, reduzieren sich die Amplituden und Beschleunigungen entsprechend, was vor allem im Hinblick auf die Analyse von Trägheitseinflüssen relevant wird.

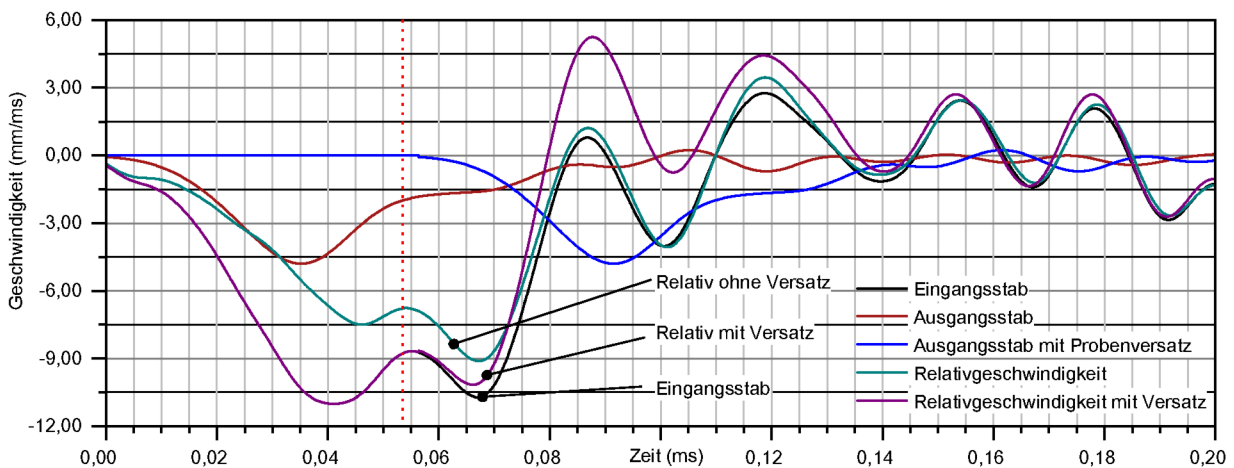


Abb. 5.34: Partikelgeschwindigkeiten der Stabenden im Bereich der Probe

Verschiebungen an den Stabenden

Die Stabverschiebungen resultieren aus der Integration der Partikelgeschwindigkeiten nach Gleichung 3.53 und 3.54. Abbildung 5.35 verdeutlicht diese im Zeitbereich bis zur Reflektion der ersten Wellen. Der Zeitversatz der Probe führt erwartungsgemäß zu einer verzögerten Reaktion, woraus sich ein steilerer Anstieg der Relativverschiebung mit einer entsprechend höheren Amplitude einstellt. Die verzögerte Reaktion des Ausgangsstabes führt im Gegensatz zur klassischen Methode zu einer späteren Reduktion dieser Amplitude. Die Probe kann letztlich am Eingangsstab überbeansprucht werden. Entsprechende Reaktionen sind dann auch für die relativen Verläufe der Dehnungen zu erwarten.

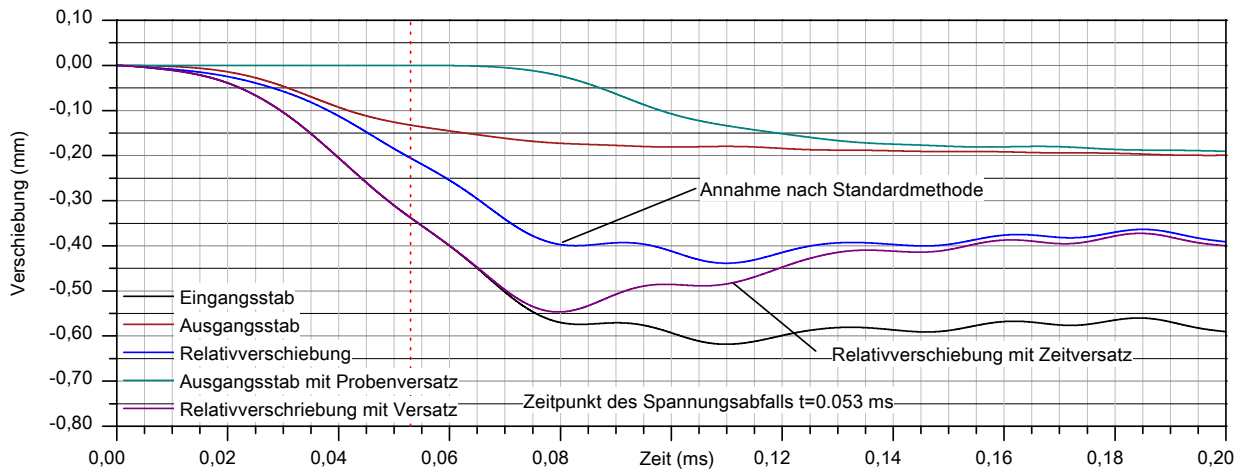


Abb. 5.35: Partikelverschiebungen der Stabenden im Bereich der Probe

Beschleunigungen an den Stabenden

Die Ableitung der Geschwindigkeiten der Stabenden nach Gleichung 3.55 bzw. 3.56 führt zu den Beschleunigungen. Die Amplituden von 400 mm/ms^2 , das sind immerhin ca. 40000 g , liegen in einem durchaus realistischen Bereich für Versuche am SHB. Abbildung 5.36 beinhaltet die Verläufe, aus denen sich lokale bzw. gemittelte Dehnbeschleunigungen zur Trägheitskompensation ableiten lassen. Die scheinbare Anfangsbeschleunigung am Eingangsstab resultiert aus der Selektionsmethode und ist in dieser Form natürlich unphysikalisch. Sie spielt bei den weiteren Analysen keine wesentliche Rolle.

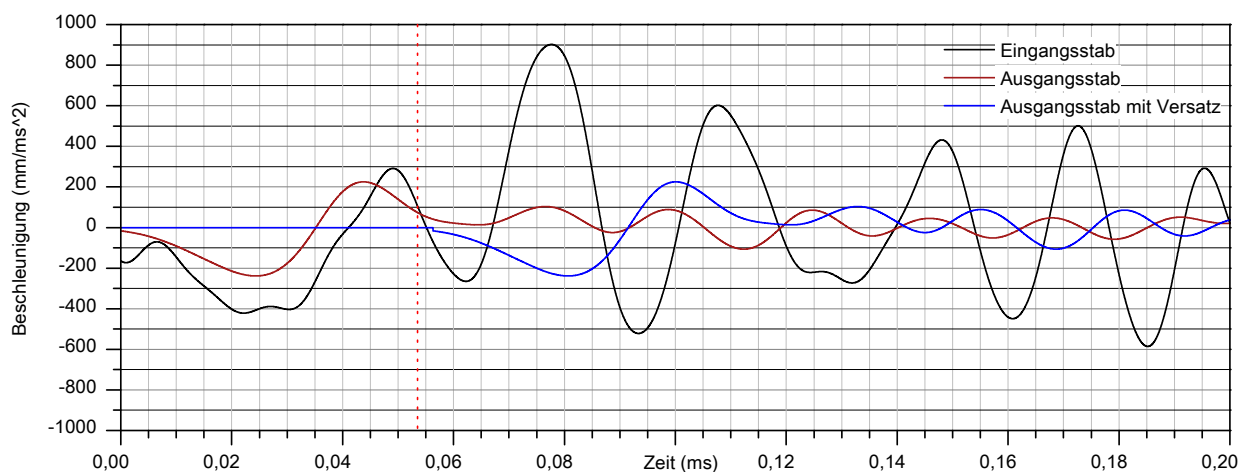


Abb. 5.36: Bestimmung der Partikelbeschleunigungen an den Stabenden

Mittlere Kenngrößen der Probe

Bezieht man diese Kenngrößen auf die Probenlänge, relativieren sich diese Zusammenhänge und bilden nur noch mittlere Größen der Probe ab. Abbildung 5.37 beschreibt hierzu die Dehnungen, Dehnraten und Dehnungsbeschleunigungen mit und ohne Berücksichtigung des Probenzeitversatzes. Der Betrachtungszeitraum dieser Daten basiert auf der Wellendurchlaufzeit durch die Probenlänge und sollte bei der Bewertung entsprechend berücksichtigt werden. Die Berücksichtigung des Zeitversatzes führt zu einer zeitlichen Verlagerung der Dehnungen in Richtung Probenbelastung. Die Folge ist eine Zunahme der Dehnrates und ein deutlicher Anstieg der Beschleunigungsamplitude. Die Mittelung zu Dehnungsbeschleunigungen ist fraglich, wird allerdings in dieser Form in einigen Publikationen zur Trägheitskompensation benutzt (vgl. Abschnitt 5.2.8.2). Evident ist der Zuwachs der Dehnrates, die demnach mit der Standardmethode unterschätzt wird.

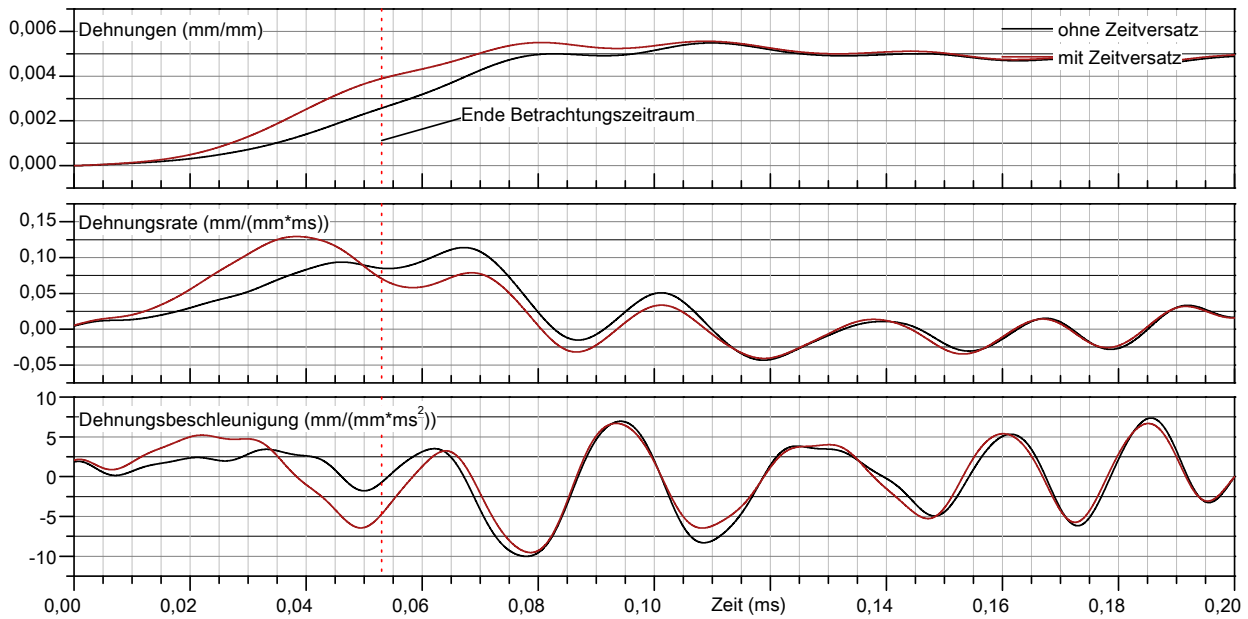


Abb. 5.37: Bestimmung von Kenngrößen der Dehnungen

5.2.3.5 Bestimmung auf Kräften basierender Kennwerte

In ähnlicher Weise erfolgt eine Betrachtung der resultierenden Kräfte am Ein- und Ausgangsstab, den daraus abgeleiteten Größen und des Einflusses der Probenversatzzeit. Die theoretische Herleitung der Ermittlung resultierender Kräfte, Spannungen etc. erfolgte bereits in Kapitel 3.

Kräfte am Ein- und Ausgangsstab

Den Kräfteverlauf der Probenenden und die mittleren Kräfte beschreibt Abbildung 5.38 mit und ohne Berücksichtigung der Versatzzeit. Die doppelte theoretische Wellendurchlaufzeit kennzeichnet erneut den Betrachtungszeitraum und zugleich den Startzeitpunkt der transmittierten Welle. Die Inhomogenität der Beanspruchung wird hieraus deutlich. Die Berücksichtigung dieser Zeit führt bei der Bestimmung der mittleren Kraft zu einer deutlichen Reduktion der Amplituden im Bereich des Betrachtungszeitraumes.

Die Standardauswertemethode führt also bei einer solchen inhomogenen Beanspruchung zu einer Überschätzung der Kräfte und Spannungen von bis zu 100 % und zu einer Unterschätzung der Dehnrate um ca. 50 %.

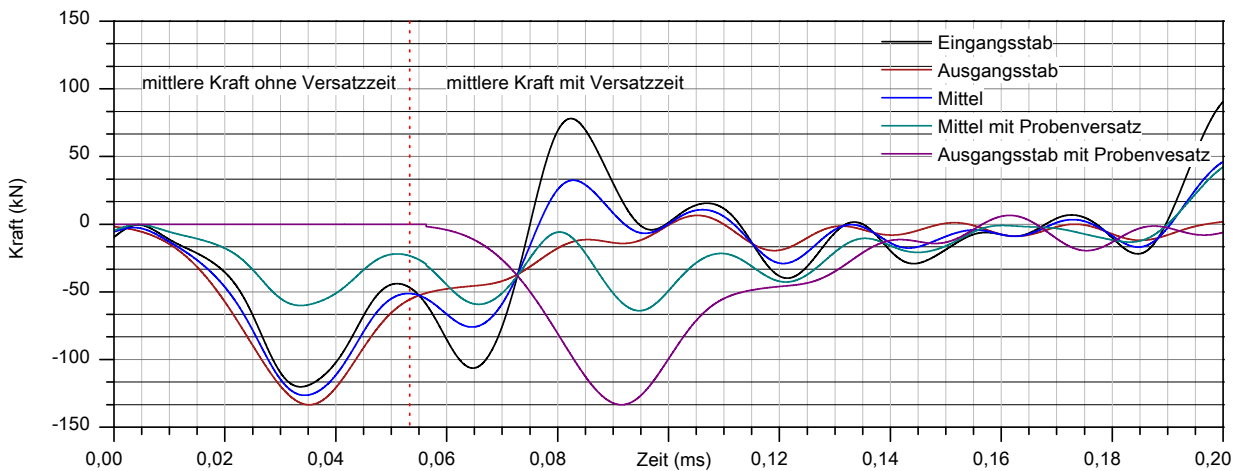


Abb. 5.38: Bestimmung von Kräften an den Stabenden

Mittlere Kenngrößen der Probe

Abbildung 5.39 beinhaltet Spannungen, Spannungsraten und Spannungsbeschleunigungen für das Beispiel und widerspiegelt erneut die Auswirkungen des Probenzeitversatzes auf diese mittleren Größen der Probe. Inwieweit eine Spannungsbeschleunigung nutzbar ist sei an dieser Stelle zweitrangig. Wesentlicher sind die Auswirkungen der maximalen Spannungsamplituden und Spannungsraten. Letztere bilden analog zu den auf Dehnraten basierten Betrachtungen eine sinnvolle Bezugsgröße. Hieraus ist ersichtlich, dass sich die Amplituden beider Kenngrößen mit Berücksichtigung des Zeitversatzes im Gegensatz zur Standardmethode reduzieren.

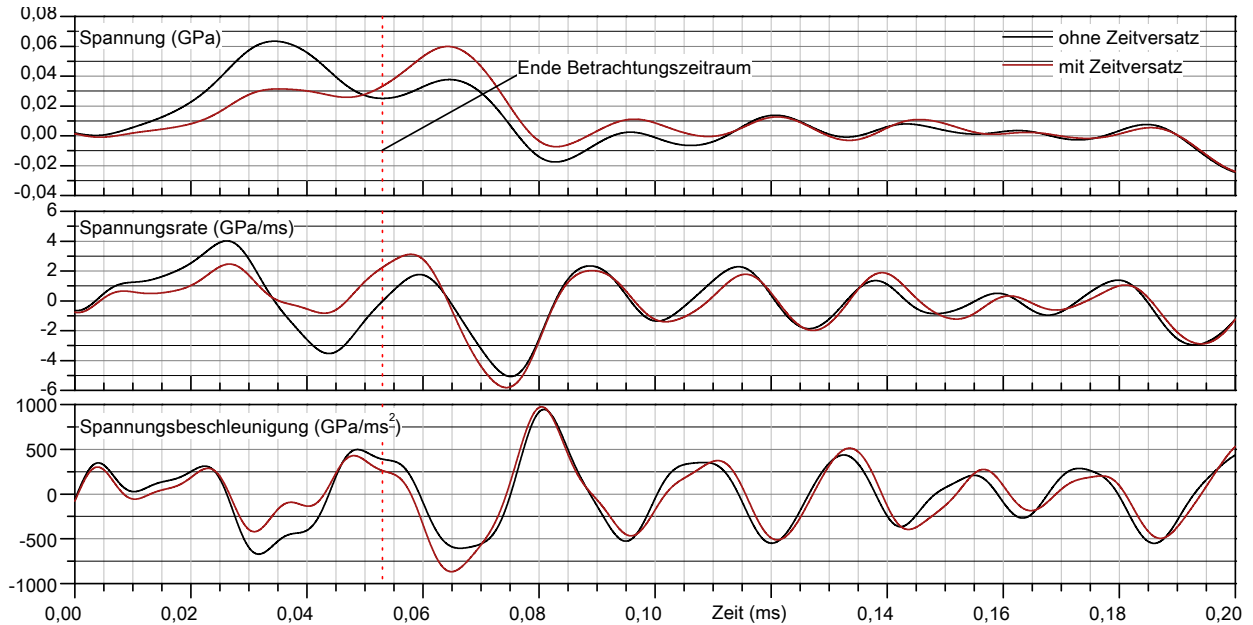


Abb. 5.39: Bestimmung mittlerer Spannungen an der Probe

Belastungsgleichgewicht

Die mittleren Spannungen unterliegen einem deutlichen Einfluss aus der Belastungsinhomogenität. Betrachtet man zeitliche Änderungen der Probeneingangs- und Ausgangsspannungen resultiert daraus der Verlauf nach Abbildung 5.40, aus dem sich ein entsprechendes Spannungsungleichgewicht für den Belastungszeitraum der Probe ableiten lässt. Das Beispiel zeigt zugleich einen Effekt einer möglicherweise schlecht selektierten Welle, woraus scheinbar niedrigere Eingangswellen als transmittierte Wellen resultieren. Das Ungleichgewicht aus beiden Spannungsverläufen führt zu einer scheinbar positiven Zugwelle. Unter Berücksichtigung des Probenzeitversatzes resultiert hieraus hingegen die entsprechend zu erwartende Druckwelle.

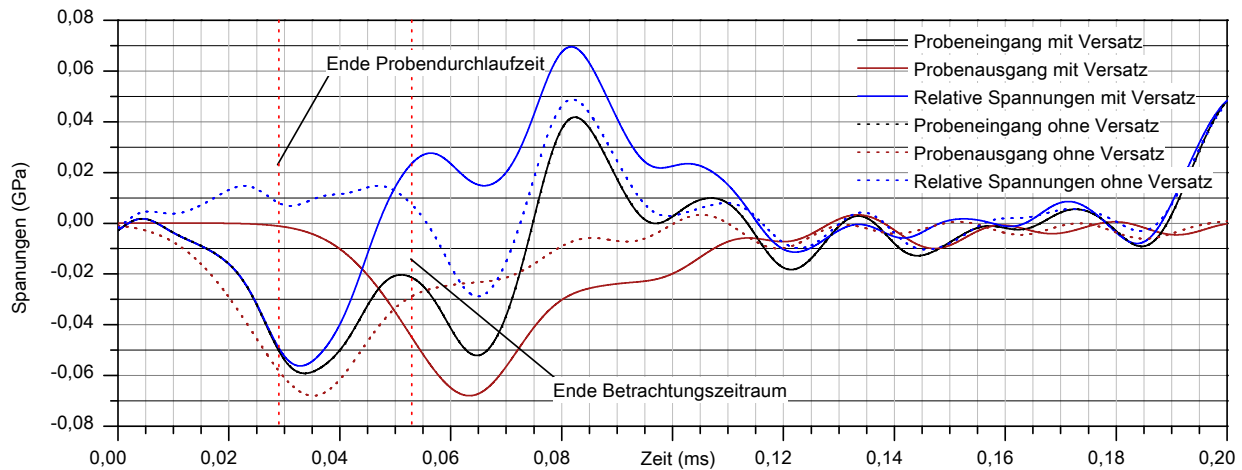


Abb. 5.40: Belastungsgleichgewicht der Probe

Beschleunigungsanteile am Probeneingang

Betrachtet man das Spannungsgleichgewicht unabhängig von der Mittelung lässt sich ein Anteil am Eingangsstab ableiten, der offensichtlich zur Beschleunigung der Probe notwendig ist und nicht an der eigentlichen Schädigung teilnimmt. Abbildung 5.41 verdeutlicht diesen Zusammenhang anhand der Zeitverläufe der resultierenden Spannungskomponenten. Zur Abschätzung der Beschleunigungsanteile werden die am Probeneingang wirkenden Beschleunigungen auf die Probenmasse angewandt. Die Betrachtung der Gesamtmasse in Form eines Starrkörpers ist dabei allerdings inkorrekt und dient hier nur als exemplarischer Anhaltspunkt. Die reine Starrkörperbetrachtung führt zu Beginn der Beanspruchung zu einer deutlichen Überschätzung des Trägheitsanteiles (Gesamtmasse) und die Korrektur des Eingangssignales kann sogar zu unphysikalischen positiven Zugspannungen führen (Korrektur 2).

Wesentlich eleganter ist der vom Autor entwickelte Ansatz unter Betrachtung der Aktiven Massen (Korrektur 1). Auf Basis der eindimensionalen longitudinalen Wellenausbreitung lässt sich zu jedem Zeitpunkt das aktivierte Volumen der Probe bestimmen. Abbildung 5.41 beschreibt im unteren Bereich die zeitliche Zuordnung der daraus ermittelten aktivierten Massen und der Gesamtmasse. Zum Zeitpunkt des Eintritts in die Probe ist die aktivierte Masse null und steigt linear bis zur Durchlaufzeit der Welle durch die Probe bis zu deren Gesamtmasse an. Beide Methoden stellen einen eher konservativen Ansatz dar, da sie nicht berücksichtigen können, ob die Probe nicht bereits vor Erreichen der Probenlänge geschädigt wird. An dieser Stelle wäre auch ein noch detaillierterer Ansatz, bspw. auf Basis der übertragenen Energie, deutlich von Vorteil. Er ist im Rahmen dieser Arbeit allerdings nicht grundlegend entwickelbar, da er deutlich mehr Forschungsbedarf erfordert.

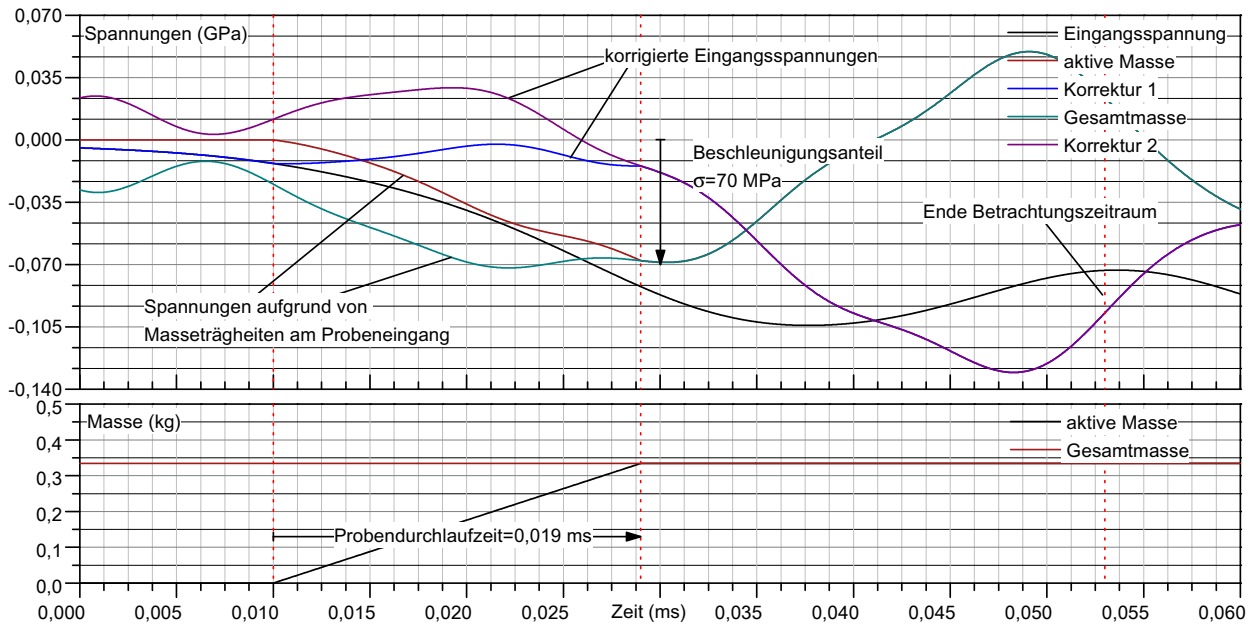


Abb. 5.41: Spannungen am Probeneingang aufgrund lokaler Massenträgheit

5.2.3.6 Definition von Spannungs-Dehnungsbeziehungen

Üblicherweise wird das stoffliche Verhalten durch die Wechselwirkung zwischen Spannungen und Dehnungen beschrieben. Abbildung 5.42 zeigt hierzu diese Beziehung für das Referenzbeispiel mit Bezug auf die Dehnungen. Neben den Spannungen sind Dehnraten und Spannungsraten dargestellt, an denen grundsätzliche Definitionen zur nachfolgenden Ableitung der skalaren Kennwerte durchgeführt werden.

Wesentliche Zeitpunkte für die Bestimmung von Grenzdehnungen, Energien etc. sind im Spannungsverlauf erkennbar. Hierfür wurden drei Zeitpunkte per Definition wie folgt festgelegt:

1. Selektionskriterium 1 stellt den ersten Nulldurchgang des Spannungsverlaufes dar und begrenzt einen physikalisch sinnvollen Bereich der maximalen Dehnung. Aus ihm lassen sich beispielsweise maximale Dehnungen ableiten
2. Selektionskriterium 2 schränkt diesen Bereich bis zum Zeitpunkt eines ersten Minimums nach dem Spannungsmaximum ein. Ein solcher Anstieg nach einer Schädigung ist physikalisch nicht möglich.
3. Selektionskriterium 3 beschränkt auch diesen Bereich auf den ersten Wendepunkt nach dem Spannungsmaximum. Er stellt als einziger einen charakteristischen Punkt im Nachbruchverhalten dar und ist eine sinnvolle Alternative zu sonstigen, meist willkürlichen Abbruchkriterien bzw. Kriterien zu Definition einer Grenzdehnung.

Als Referenz dient nachfolgend Kriterium 2 für eine erste Beschränkung der Daten auf einen physikalisch sinnvollen Bereich. Analog dazu erfolgt die Beschränkung von Dehn- und Spannungsraten und die Ableitung der skalaren Kenngrößen nach den Definitionen aus Abschnitt 4.3.2.7. Die Bestimmung den skalaren Dehn- und Spannungsraten basiert auf der Mittelung bis zum Spannungsmaximum.

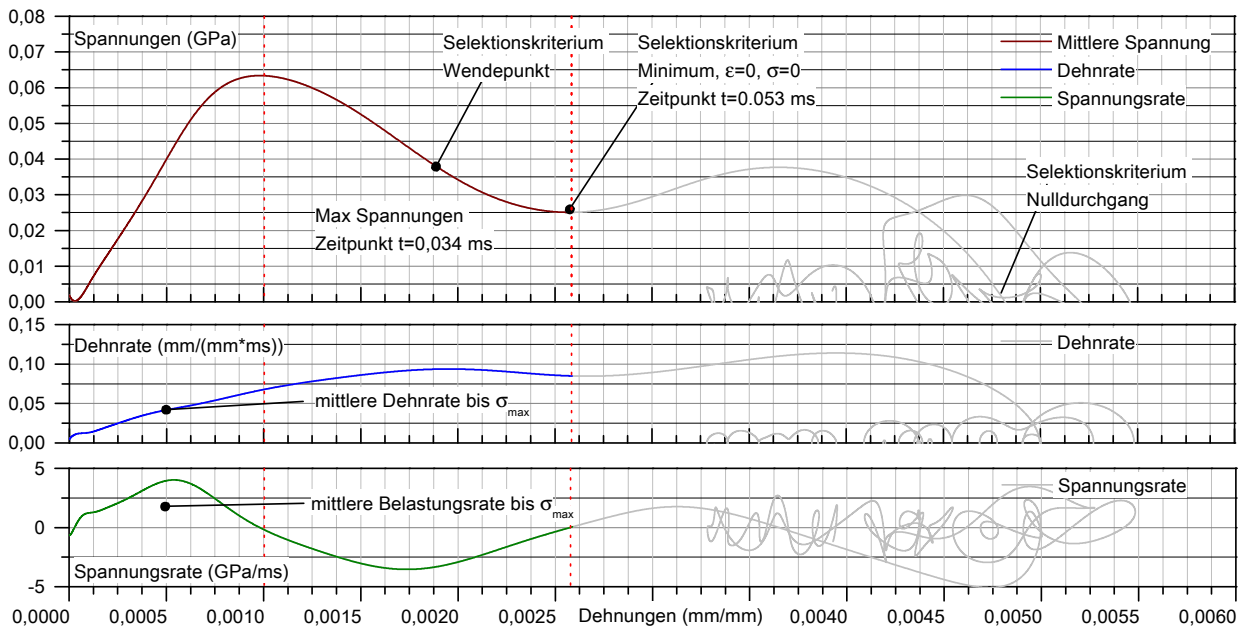


Abb. 5.42: Definition von Selektionskriterien am Spannungs-Dehnungsdiagramm

Berücksichtigung von Massenträgheiten

Die Auswirkungen einer Trägheitskorrektur für das Referenzbeispiel werden in Abbildung 5.43 zusammen mit den zugrunde liegenden Verläufen der Dehnraten und Dehnbeschleunigungen zusammengefasst. Die bekannten Korrekturen basieren in der Regel auf einer mittleren Dehnbeschleunigungen, mit der Ausnahme der beiden Korrekturvarianten des Autors aus Abschnitt 5.2.3.5. Die theoretischen Hintergründe zu den Vorschlägen verschiedener anderer Autoren wurden in 3.4.7 dargestellt. Der Wesentliche Unterschied zwischen den Methoden ist die Berücksichtigung des Zeitversatzes, wofür die Kenntnis des komplexen Dehnungs-Zeit-Verlaufes beider Stäbe grundlegend ist. Eine nachträgliche Korrektur lässt sich ansonsten nicht erzielen, da diese Informationen in der Regel durch die Mittelung verloren gehen und eher nicht publiziert werden.

Die Verläufe zeigen im Bezug zum Referenzwert unterschiedlich stark abweichendes Verhalten. Von den meisten Autoren werden die Spannungsamplituden skaliert, wodurch sich Abweichungen bis zu ca. 15% einstellen können. Herauszuheben sind die beiden Varianten von GORHAM, welche eine deutlich stärkere Korrektur der Daten zulassen. Der Korrekturvorschlag von KUEHN-1 auf Basis der aktivierten Masse, zeigt im Anfangsbereich eine gute Übereinstimmung mit den Referenzdaten und erreicht in etwa das Spannungslevel von GORHAM-2. Die geringeren Dehnungen bei dieser Methode resultieren im Wesentlichen aus der Berücksichtigung des Probenzeitversatzes. Auf eine Anpassung der Selektionsmethode wurde bei diesem Beispiel verzichtet, woraus sich allerdings ein teilweise unphysikalisches erscheinendes Nachbruchverhalten ergibt.

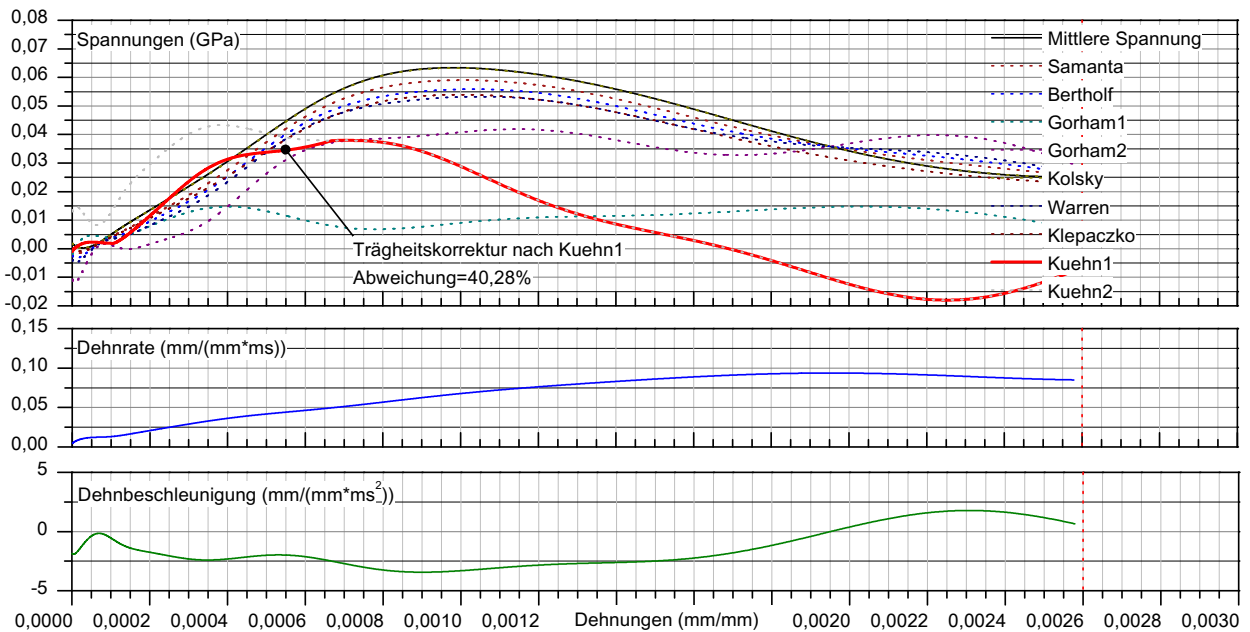


Abb. 5.43: Einfluss verschiedener Methoden zur Trägheitskorrektur

Effekte aus der Reibungskorrektur

KELPACZKO und **MALINOWSKI** entwickelten neben einer Trägheitskorrektur eine Möglichkeit zur Korrektur der Reibungsanteile an den Interaktionsflächen zwischen den Stäben und der Probe. Die theoretischen Aspekte hierzu wurden bereits in 3.4.7 dargelegt. Auch diese Korrektur basiert auf der bereits gemittelten Spannung und beinhaltet Dehnrate und Dehnbeschleunigung als relevante Bezugsgrößen. Der hierfür notwendige Korrekturfaktor wurde anhand statischer Versuche mit unterschiedlichen Probenlängen in Abschnitt 4.3.3.5 mit $\mu = 0,35$ bestimmt.

Der Einfluss der reinen Reibungskorrektur am SHB ist in Abbildung 5.44 dargestellt. Die Abweichung hieraus beträgt ca. 10 % für das Referenzbeispiel. Inwieweit sich Reibungs- bzw. Trägheitskorrektur auf einen möglichen Geschwindigkeitseffekt globaler auswirken wird in Abschnitt 5.2.8 betrachtet.

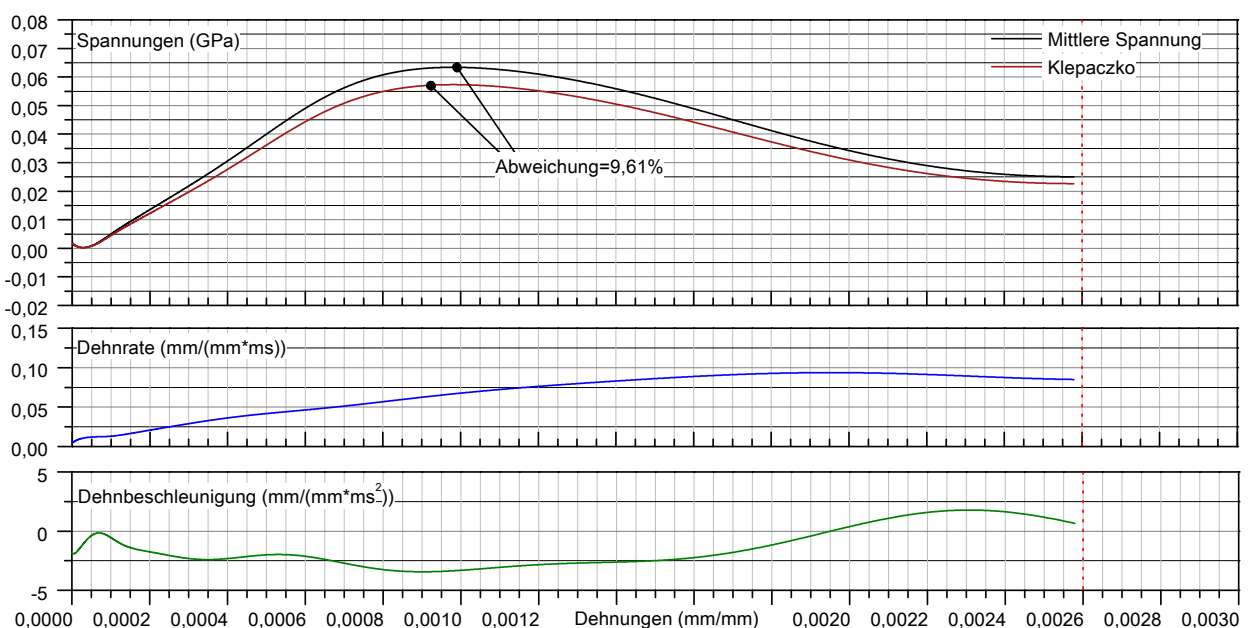


Abb. 5.44: Einfluss einer Reibungskorrektur

Technische vs. Wahre Spannungs-Dehnungsbeziehungen

Analog zu den Betrachtungen im statischen Bereich erfolgt die Überprüfung zu möglichen Abweichungen aus der rein technischen Betrachtung von Spannungen und Dehnungen. Bekanntermaßen stellen diese Größen reine Messgrößen und keine Stoffeigenschaften dar und können in dieser Form beispielsweise in FEM-Berechnungen nicht direkt einfließen. Abbildung 5.45 beschreibt die Abweichungen zwischen technischen und wahren Größen und zeigt, dass relevante Abweichungen erst mit duktilerem Verhalten und deutlich höheren Dehnungen auftreten. Die Abweichungen für den Referenzfall liegen in einem vernachlässigbaren Bereich von ca. 0,10 %, für die Spannungsamplituden und Spannungsraten und bei ca. 1,15 %, für die Abweichungen bei der Bestimmung der Dehnraten. Für faserbewehrte Betone mit scheinbaren Dehnungen weit über 1 % ist diese Unterscheidung allerdings sinnvoll, insofern man dann noch von einem isotropen Zustand ausgehen kann.

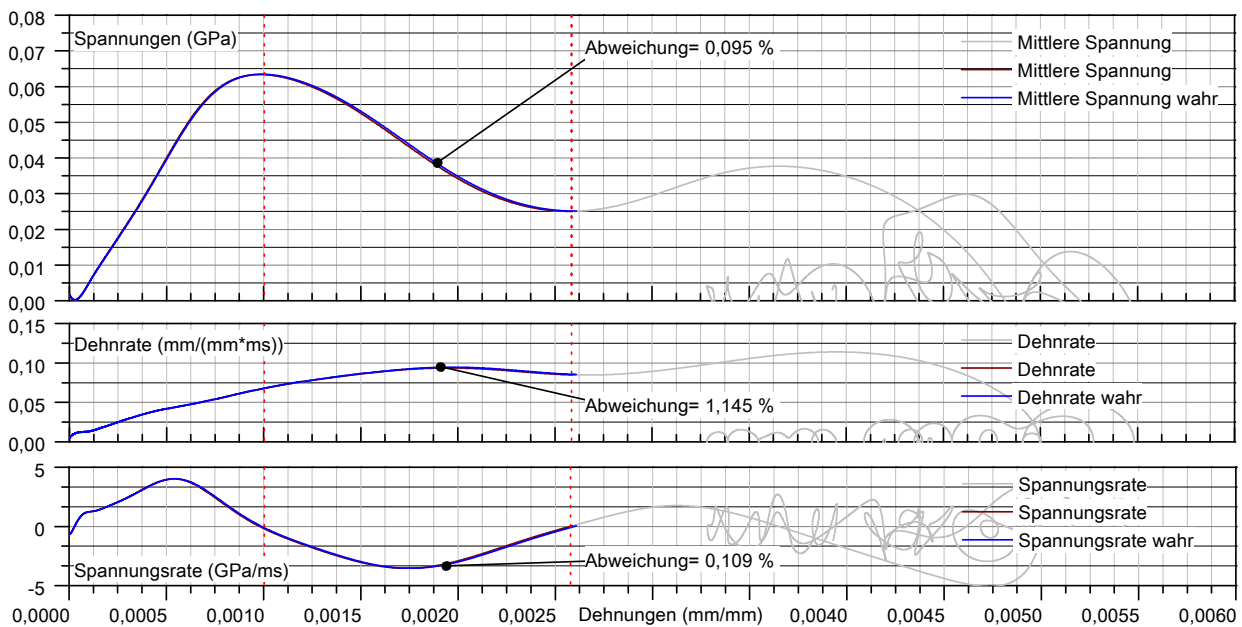


Abb. 5.45: Einfluss aus der Betrachtung wahrer oder technischer Spannungen

5.2.3.7 Bestimmung der Kennwerte der Ersatzbeschreibung

Die Abbildung des komplexen Spannungs-Dehnungszusammenhanges durch eine physikalisch fundierte Ersatzbeschreibung birgt, neben der direkten Ableitung von Parametern für die makroskopische Stoffbeschreibung in Kapitel 7, deutlich mehr Potential bei der Formulierung von Zusammenhängen. In Abschnitt 4.3.2.8 wurde das Schädigungsmodell eingeführt und für die Bewertung der statischen Versuche eingesetzt. Das Modell hat sich hierfür mit seinen nur drei Parametern als hinreichend genau erwiesen.

Abbildung 5.46 zeigt am Referenzbeispiel die Beziehungen zwischen Spannungen, Dehnrate und Spannungsrate zur Dehnung. Das Modell bildet alle Komponenten bis auf die Bestimmung der Spannungsrate mit guter Näherung ab. Eine Abweichung von 3,50 % bei den maximalen Spannungen liegt in einem Bereich der durch andere Fehlerquellen wie Filterauswahl, Selektionsmethode etc. teilweise deutlich überschritten wird. Die starken Abweichungen der Spannungsrate zeigt die Sensibilität dieser abgeleiteten Daten gegenüber einer Vielzahl von Einflüssen. Inwieweit hier dem Modell oder dem Beispielperiment mehr vertraut werden kann, zeigt letztendlich nur das globale Zusammenspiel dieser Parameter (vgl. Abschnitt 5.2.5).

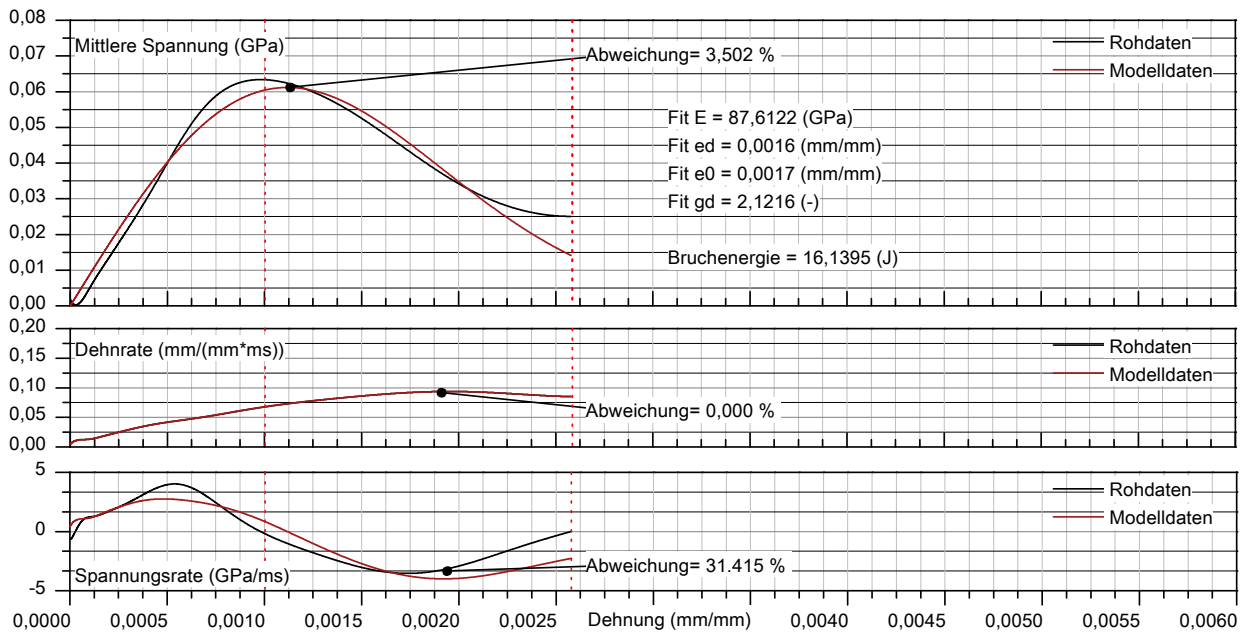


Abb. 5.46: Ersatzformulierung des Spannungs-Dehnungsverlaufes

5.2.4 Klassifizierung durch Mittelwertbildung

Ein ähnliches Problem stellt sich bei der Klassifizierung von Datenvektoren über eine übliche Mittelwertbildung heraus. Die Methodik hierzu ist relativ komplex und bereits im Abschnitt zu den statischen Kennwertermittlungsmethoden 4.3.2.9 beschrieben. Die Mittelung der Spannungs-Dehnungsverläufe soll ein hinreichend genaues Abbild der Zusammenhänge darstellen. Abbildung 5.47 beschreibt diese am Beispiel für die Referenzserie bei einem Ladedruck von 2 bar. Die Serientaten beinhalten in der Regel die Verläufe von 5 bis 8 validen Datensätzen, die im Hintergrund dargestellt sind. Hervorgehoben erkennt man den resultierenden Mittelwertverlauf mit zugehörigen Abweichungen und der gefitteten Modellvorstellung für diese Serie. Die Abweichungen des Modells bezüglich der Spannungsamplitude aus der Mittelung liegt etwa im Bereich von 8 %, für andere Kenngrößen wie maximale Dehnungen und Gesamtenergien liegen diese bei weniger als 2 %, was vor allem auch an den Wichtungsfaktoren bei der Kurvenanpassung liegt. Die Abweichungen der Mittelwerte der Dehnratenverläufe liegen in einem moderaten Bereich, wenn man davon ausgeht, dass nur der Bereich bis zum Erreichen des Spannungsmaximums wirklich vergleichbar ist. Inwieweit entweder der Mittelung oder dem Modell mehr oder weniger vertraut werden kann, ist eine recht subjektive Entscheidung und ergibt sich letztlich nur aus der Plausibilität des globalen Gesamtverhaltens.

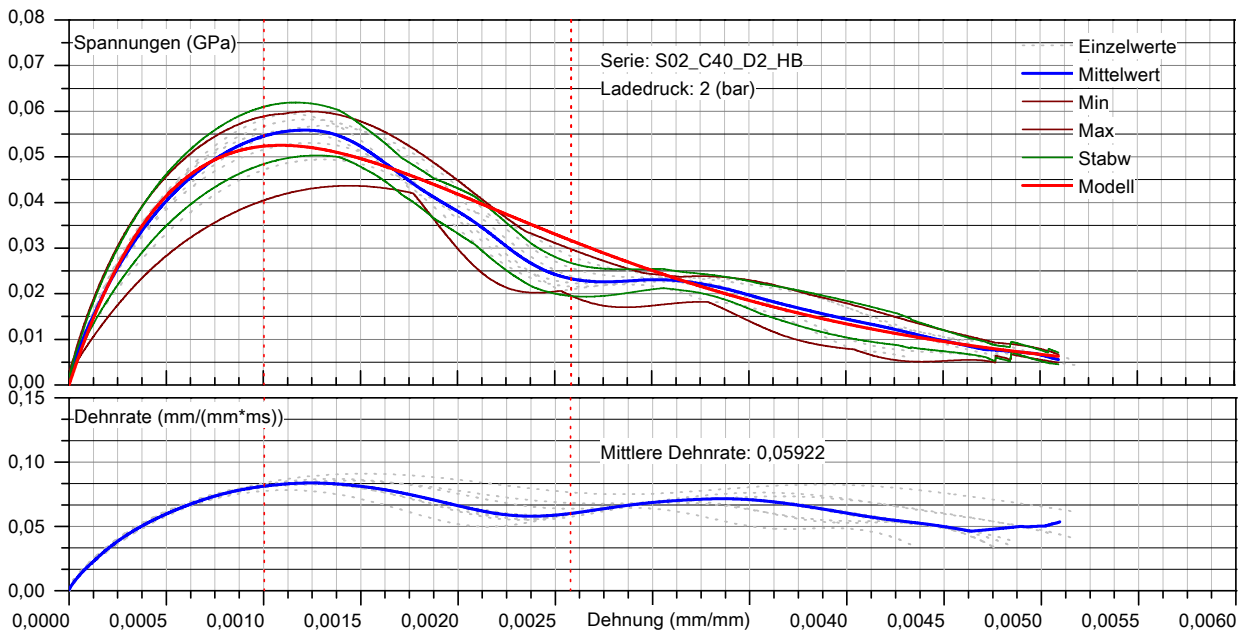


Abb. 5.47: Mittelwertkurven der Spannungs-Dehnungsbeziehungen

5.2.4.1 Klassifikation von Spannungs- Dehnungsverläufen

Die eigentliche Problematik betrifft weniger die Konstruktion der Mittelung, sondern die richtige Klassifizierung der zugrunde liegenden Daten nach ihren Abhängigkeiten. Im statischen Bereich erfolgte diese anhand von zwei relativ klar trennbaren Geschwindigkeitsbereichen, da diese auch recht gut als Steuergröße angesetzt werden konnten. Im dynamischen Bereich resultieren deutlich größere Schwankungen aus der Versuchsdurchführung, so kann beispielsweise aus einer Druckvorsteuerung nicht direkt auf eine resultierende Dehnrade oder Spannungsrate geschlossen werden. Es ist demnach nicht wirklich möglich einen konkreten Parameter in der Versuchsdurchführung konstant zu halten.

Einer Klassifikation vorausgehend, ist dementsprechend die Definition von Korrelationen zwischen den einzelnen Kenngrößen. Hierzu wurden wesentliche Eingangsgrößen (bspw. Schubdruck) und vermeintlich unabhängige Einflussgrößen (bspw. Dehnrade) auf die zu analysierende Zielgröße bezogen. In diesem Beispiel stellt dies die maximale Spannung dar. Abbildung 5.48 beschreibt diese Zusammenhänge anhand von normierten Werten und verdeutlicht mehr oder weniger gute Abhängigkeiten. Die Streubreite bzw. das Bestimmungsmaß der linearen Ausgleichsgeraden ist dabei ein Maß für die Unsicherheit dieser Korrelation. Mit zunehmender Steigung resultiert hieraus eine Zunahme der Abhängigkeit der beiden Parameter. Ein Anstieg, der gegen null oder unendlich strebt ist Kennzeichen dafür, dass keine Korrelation zwischen den Parametern existiert.

Im Beispiel wurden drei schwache und drei stärkere Korrelationen erkennbar. Zu den schwachen Eingangsgrößen zählen Schubdruck, Impaktorgeschwindigkeit und Ladedruck. Dabei handelt es sich um die wirklich unabhängigen Eingangsgrößen. Dehnrade, Spannungsrate und Bruchenergie zeigen eine deutlich bessere Korrelation. Interessanterweise zeigt sich dabei, dass die Dehnrade eine deutlich geringere Korrelation aufweist, als die beiden anderen Parameter und sich daraus erneut die Frage nach einer geeigneten Bezugsgröße für die maximalen Spannungen ergibt. Die geringsten Streubreiten zeigen Impaktorgeschwindigkeit und Spannungsrate, sodass Aussagen hierzu deutlich sicherer als bei den anderen Zusammenhängen sind. Die Klassifizierungen wurden abweichend zu den bisherigen Herleitungen am Beispiel der C80 Serie durchgeführt da die Daten der zugrunde liegenden beiden Chargen deutlich besser über der Dehnrade verteilt vorliegen und ein möglicher Einfluss aus unterschiedlichen Wichtungen der Daten dadurch reduziert wird. Die Auswertung der

Basisdaten erfolgten anhand der Referenzmethode unter Beibehaltung alle Einflüsse aus Trägheiten oder Effekten aus Zeitversätzen.

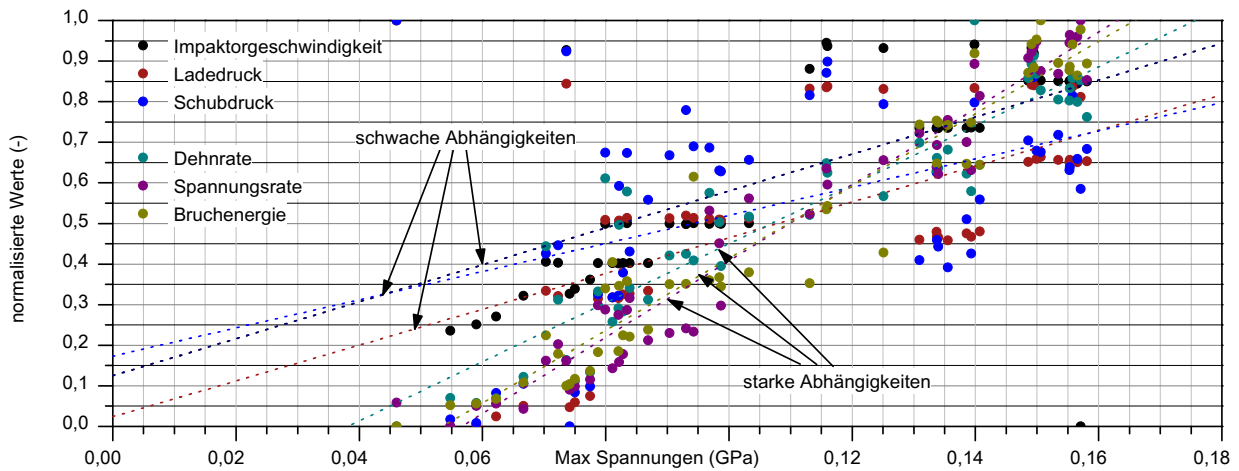


Abb. 5.48: Korrelationen nach maximalen Spannungen

5.2.4.2 Chargeneinfluss der maximalen Spannungen

Nach der erfolgreichen Identifikation von Zusammenhängen können aus diesen direkt Klassen abgeleitet und separiert werden. Am Beispiel des Chargeneinflusses lässt sich dies anhand zweier bereits definierten Klassen, also zwei unterschiedliche Chargen, leicht demonstrieren. Abbildung 5.49 enthält hierzu erneut die normierten Werte der vier wesentlichen Eingangsgrößen und ihren Bezug auf die Ausgangsgröße der maximalen Spannung. Die beiden Dehnraten der Klassen M1 und M3 zeigen eine deutlich geringere Korrelation zur maximalen Spannung als die beiden Spannungsraten. Es wird auch deutlich, dass die Spannungsraten deutlich geringere Streuungen aufweisen und demnach die Korrelation zwischen diesen Parametern als gesicherter zu betrachten ist.

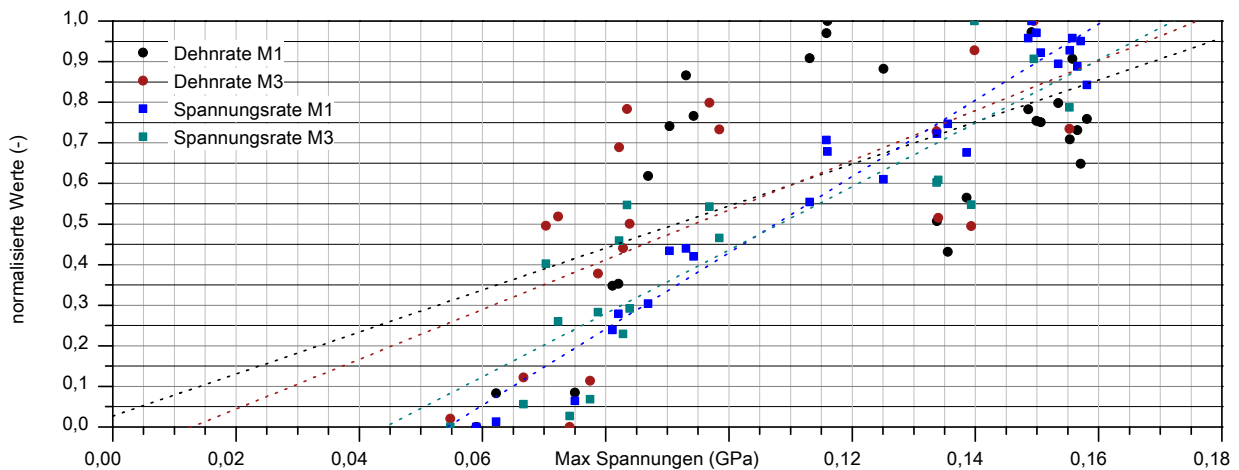


Abb. 5.49: Einfluss der Betonagecharge auf die maximalen Spannungen

Eine künstliche Separation der Klassen ist nicht notwendig, da beide Chargen bereits separat vorliegen. Hieraus lässt sich am Beispiel die Mittelung getrennt für beide Chargen durchführen. Abbildung 5.50 beschreibt den Spannungs-Dehnungsverlauf und enthält neben den Rohdaten erneut die Mittelung und das aus der jeweiligen Klasse abgeleitete Schädigungsmodell. Aus beiden Verläufen wird der Einfluss der unterschiedlichen Betonierchargen deutlich. Die Abweichungen aus der Mittelwertbildung können sowohl dafür als auch für das Modell mit bis zu 40 % beziffert werden.

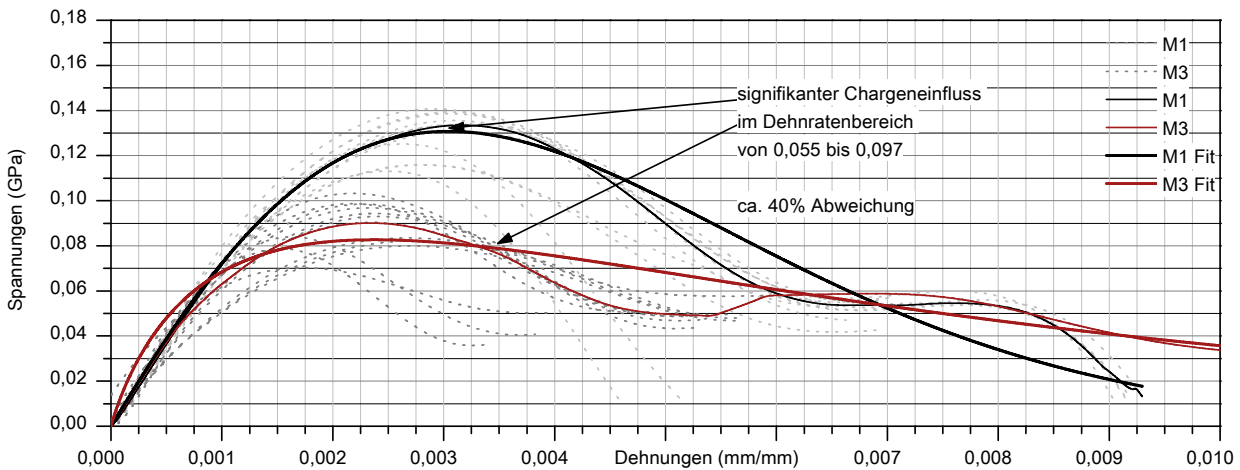


Abb. 5.50: Mittelwertkurven nach Betonagechargen klassifiziert

5.2.4.3 Klassifikation nach Ladedruck

Die einfachste Methode zur Klassifizierung stellt die Klassenbildung nach der Steuergröße dar. Im vorliegenden Fall ist dies der Ladedruck. Es wird nachträglich nur eine Charge betrachtet. Aus der Energiebilanz wird ersichtlich, dass nur ein Bruchteil von ca. 5% davon für die Schädigung der Probe verantwortlich ist, sich Schwankungen im Druck entsprechend stark auf das Resultat auswirken können. Abbildung 5.51 beschreibt die mittleren Verläufe für die Druckstufen 3, 4 und 5 bar. Es wird erkennbar, dass die Druckstufe 5 bar offensichtlich geringere maximale Spannungen verursacht als die Druckstufe 4 bar, was so nicht plausibel wäre, allerdings auch durch die starken Streuungen in diesem Bereich begründet liegt.

Außer Acht gelassen werden bei dieser Betrachtung die sich einstellenden Dehnraten, Spannungsrate etc., die sich in diesem engen Betrachtungsbereich nahezu unabhängig vom Ladedruck verhalten und den Daten überlagert sind. Im Beispiel wurde ein Dehnratenbereich von 0,03 1/ms bis 0,14 1/ms ausgewählt, um überhaupt eine gewisse Vergleichbarkeit der Daten zu realisieren. Eine Mittelwertbildung auf Basis einer auf Ladedruck oder Schubdruck basierten Klassifikation ist demnach nicht sinnvoll, wird allerdings häufig auf diese Art durchgeführt.

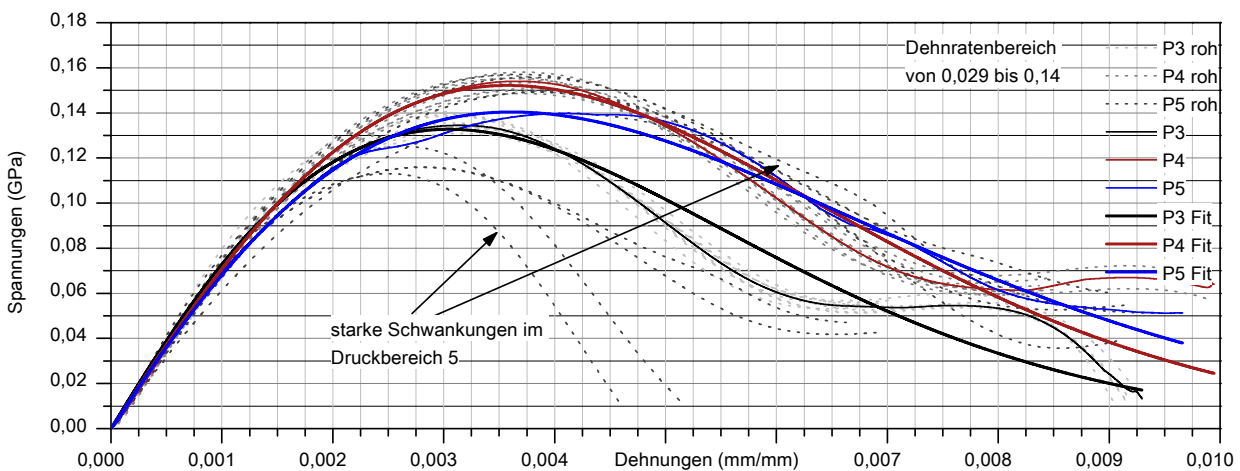


Abb. 5.51: Mittelwertkurven nach Ladedruck klassifiziert

5.2.4.4 Dehnratenbasierte Klassifikation

Die Klassifikation der Daten in unterschiedliche Dehnratenbereiche ist deutlich komplexer. Für das Beispiel wurde der zugrunde liegende Dehnratenbereich in vier gleichverteilte Klassen unterteilt. Für jedes dieser Cluster erfolgte die Mittelung und die Ableitung des Schädigungsmodells. In Abbildung 5.52 sind im Wesentlichen 2 Klassen erkennbar, da sich die Klassen K1 und K2 und die Klassen K3 und K4 recht stark überlagern. Die Ursachen hierfür sind nicht ganz klar, da die mittleren Dehnraten mit der Klassenstufe stetig zunehmen. Eine Ursache hierfür kann mit dem Stichprobenumfang begründet werden, der mit zunehmender Klassenanzahl doch deutlich umfangreicher sein sollte. Plausibel wäre allerdings auch, dass nicht allein eine Dehnratenrate ursächlich für die vermeintliche Zunahme der Spannungen ist. Hieraus ergibt sich erneut die grundlegende Fragestellung nach der Kausalität. Ist die Dehnung die Ursache für eine Kraftreaktion oder die Kraft die Ursache für eine Dehnung.

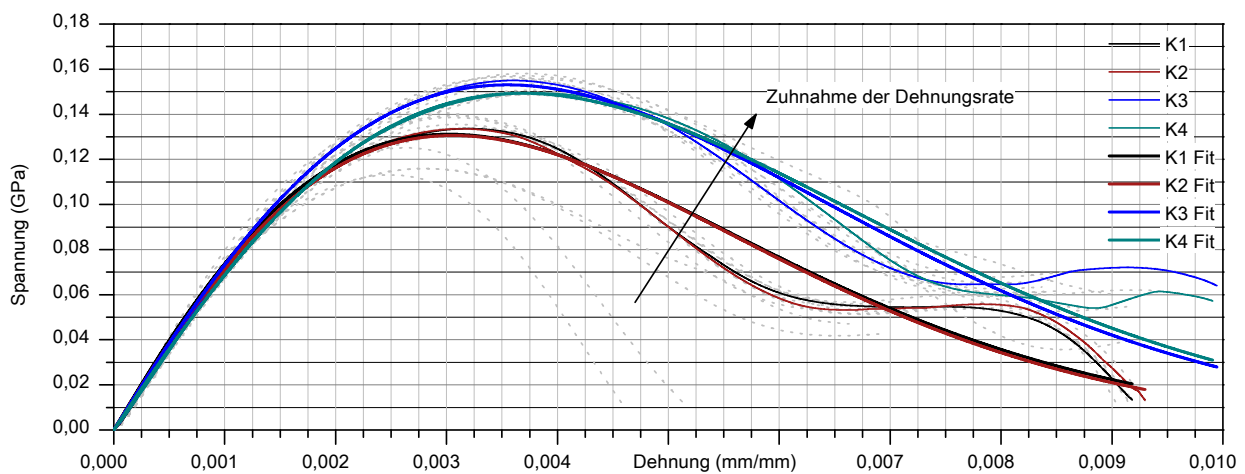


Abb. 5.52: Mittelwertkurven nach Dehnraten klassifiziert

5.2.4.5 Klassifikation nach Belastungsraten

Die Klassifikation nach den resultierenden Belastungsraten greift diesen Aspekt beispielhaft auf. Abbildung 5.53 zeigt einen ähnlichen Zusammenhang wie bei der auf Dehnraten basierenden Klassifikation der Daten. Mit Zunahme der Spannungsraten steigt zwar die mittlere Spannung, allerdings nicht in dem Maße wie dies der stetige Anstieg der Spannungsrate vermuten lässt. Es zeigt sich aber auch, dass eine geringfügige Verbesserung vorliegt, was sicherlich auch damit zusammenhängt, dass die Korrelation zwischen Spannung und Spannungsrate deutlich stärker ist, als die Korrelation zwischen Spannung und Dehnratenrate. Beide Resultate sind unbefriedigend und eine Mittelung mit diesen Methoden erscheint nicht sinnvoll. Zu Hinterfragen wären an dieser Stelle allerdings auch die Einflussparameter und letztendlich deren Definitionen. An dieser Stelle soll sich allerdings nur auf den Hinweis darauf und auf den weiteren Forschungsbedarf beschränkt werden.

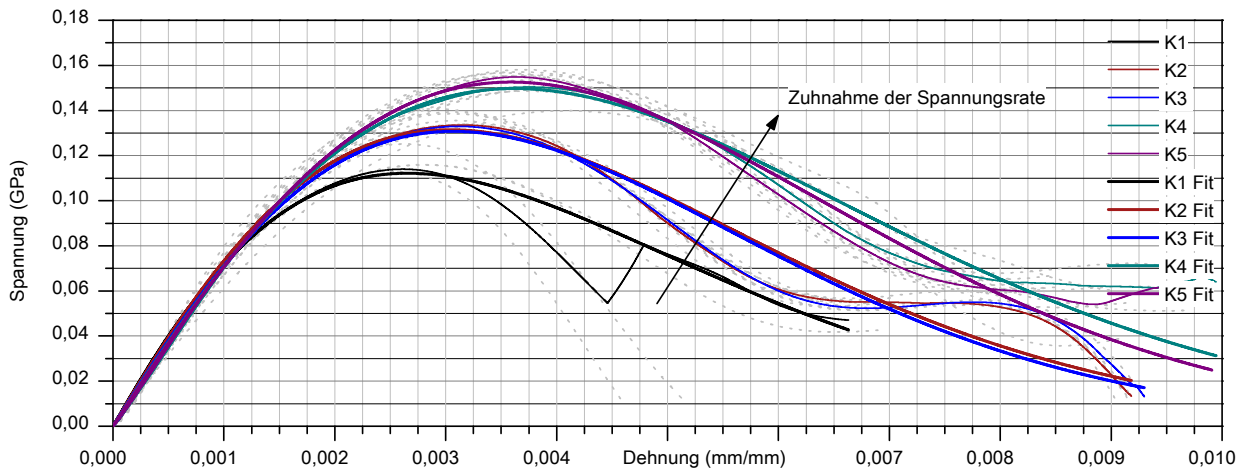


Abb. 5.53: Mittelwertkurven nach Spannungsrate klassifiziert

5.2.4.6 Klassifikation nach resultierender Bruchenergie

Als Schlussfolgerung aus den unbefriedigenden Klassifizierungen nach Dehn- und Spannungsrate, beschreibt Abbildung 5.54 eine Klassifizierung nach der Bruchenergie und die daraus ermittelten Mittelwerte und Modelle. Die Methode zeigt recht deutlich die fünf verschiedenen Cluster und einen stetigen Anstieg der Spannungen. Auch diese Daten unterliegen natürlich starken Streuungen. Eine separate Betrachtung dieser Effekte durch eine gezielt hierauf ausgelegte Versuchsreihe, wäre an dieser Stelle wünschenswert gewesen.

Es zeigt sich relativ deutlich, dass eine globale Betrachtung der Vorgänge am SHB sinnvoll wäre und beispielsweise zuerst die Fragestellung nach der korrekten Energie- und Impulsbilanzierung betrachtet werden sollte, um daraus letztlich auf lokale Phänomene und Kräfte schließen zu können. Aus Sicht des Autors ist vor diesem Hintergrund die alleinige Betrachtung eines Spannungs-Dehnraten-Zusammenhangs nicht wirklich sinnvoll.

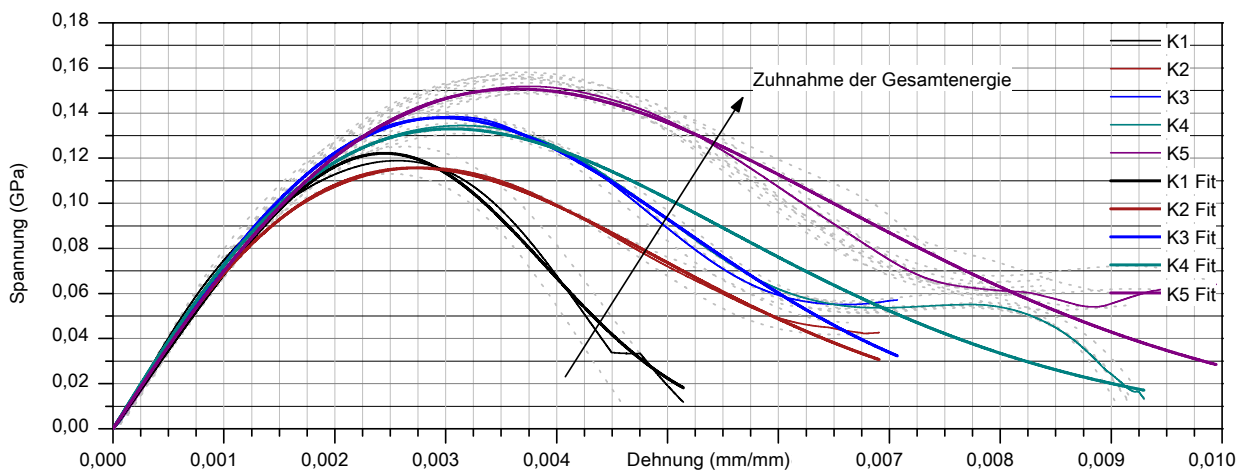


Abb. 5.54: Klassifikation nach der Bruchenergie

5.2.4.7 Beispiel zur Klassifikation nach Feuchtigkeitseinfluss

Als abschließendes Beispiel zur klassenbasierten Mittelung, soll der Einfluss der Probenfeuchtigkeit beschrieben werden. Die drei Klassen müssen hierzu natürlich nicht mehr getrennt werden. Der mittlere Dehnratenbereich wurde mit 0,03 1/ms bis 0,06 1/ms derart festgelegt, dass sich darin jeweils ein hinreichend großer Stichprobenumfang befindet. Abbildung 5.55 verdeutlicht die separierten

Daten, deren Mittelung und das Schädigungsmodell. Sie ermöglicht eine recht gute Interpretation des Feuchtigkeitseinflusses auf den gesamten Spannungs-Dehnungsverlauf. Offensichtlich wird nicht nur das Spannungslevel, sondern auch die Steifigkeit und die maximal ertragbare Dehnung bzw. das gesamte Energieaufnahmevermögen beeinflusst. Hieraus ergeben sich allerdings auch unterschiedliche mittlere Dehnraten und unterschiedliche Spannungsraten für unterschiedliche Zustände, welche erneut Auswirkungen auf das resultierende Spannungslevel haben.

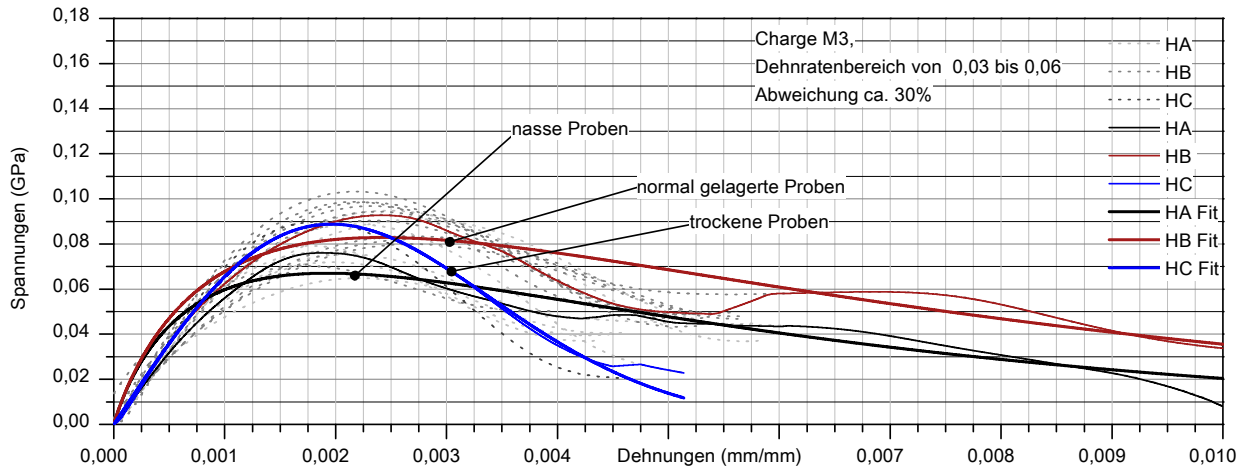


Abb. 5.55: Klassifikation nach maximalen Spannungen

5.2.5 Ableitung der Ersatzformulierung

Als Fazit aus den Betrachtungen zur Mittelung von Spannungs-Dehnungsbeziehungen lässt sich zusammenfassen, dass eine getrennte Betrachtung der Auswirkung einzelner Parameter nicht möglich ist. Eine intelligente Klassifizierung ist ein erster Schritt hierzu, allerdings bleibt der Einfluss überlagerter Kenngrößen so lange erhalten, bis man deren Wechselwirkungen auflösen kann.

Einen Ausweg hieraus bietet eine vollständig modellbasierte Beschreibung der Zusammenhänge mit möglichst einer geringer Anzahl an Parametern. Hierfür ist es notwendig, sich von den bisherigen Definitionen zu einzelnen Kenngrößen, wie beispielsweise Elastizitätsmodul, nahezu vollständig zu lösen. Das sollte allerdings nicht schwer sein, basieren die bisherigen Annahmen zum Betonbruchverhalten doch eher auf einer groben kontinuumsmechanischen Vorstellung, die jegliche diskrete Rissbildung ignoriert.

Das Problem besteht darin, das Zusammenwirken der einzelnen Parameter hinreichend genau zu formulieren und mit einer entsprechenden Datenbasis abzugleichen. Eine rein phänomenologische Herangehensweise stellen die nachfolgenden Abschnitte dar.

5.2.5.1 Phänomenologische Beschreibung der Zusammenhänge

Abbildung 5.56 und 5.57 beschreiben hierzu die Zusammenhänge für die normierten Modellparameter bezüglich der Dehnrates bzw. der Spannungsrate. Tabelle 5.20 beinhaltet die resultierenden Größen der Korrelation, anhand derer eine objektive Bewertung der Einflüsse erfolgen kann. Die Angaben basieren auf den Kennwerten des Referenzbetons C40 ohne mögliche Einflüsse aus Zustand, Charge, Probenlänge etc.

Relativ offensichtlich ist die geringe Korrelation mit dem Parameter E_0 . Er bildet eine Art Vordehnung ab und bewirkt letztlich nur eine Verschiebung der Startwerte auf der Dehnungsachse. Es zeigt sich in der Gesamtbetrachtung, dass dieser Parameter mit 0 angenommen werden kann und die Gleichungen sich dementsprechend vereinfachen.

5 Dynamische Kennwertermittlung

Ein relativ klares Verhalten beschreibt der Parameter EM , der einen Start-Elastizitätsmodul (E_{Modul0}) im Ursprung darstellt. Das hohe Bestimmtheitsmaß R^2 zeigt, dass dieser negative Trend relativ eindeutig ist, auch wenn dies allen bisherigen Vorstellungen widerspricht. Inwieweit sich hieraus möglicherweise auf einen konstanten Wert schließen lässt, wird nachfolgend noch näher betrachtet.

Die Modellparameter ED und GD zeigen ähnliche gute Abhängigkeiten, wobei die Signifikanz des Parameter ED deutlich höher ist. Dabei spielt es keine Rolle ob die Bezugsgröße die Dehnrates oder die Spannungsrate darstellt.

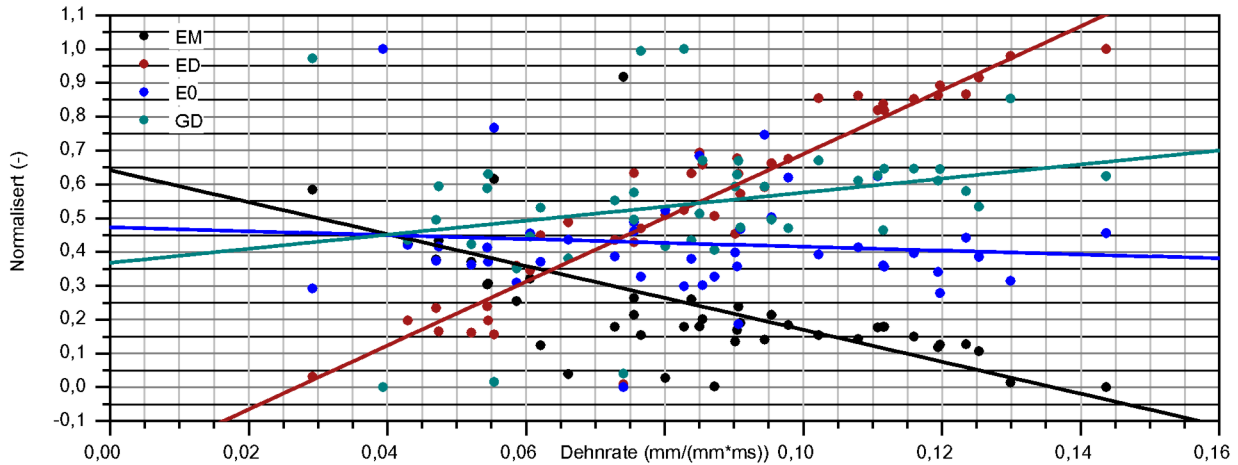


Abb. 5.56: Klassifikation nach der mittleren Dehnrates

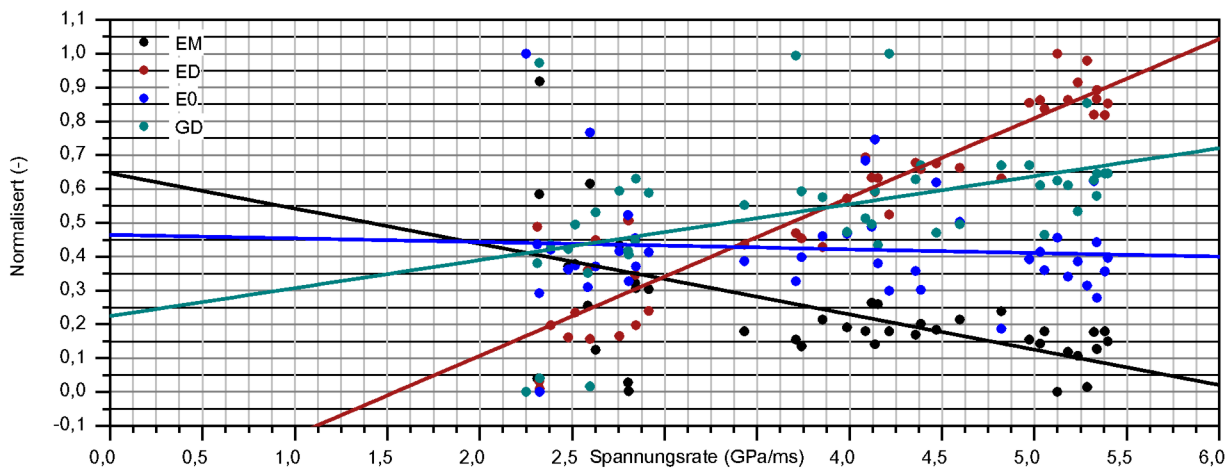


Abb. 5.57: Klassifikation nach der mittleren Spannungsrate

An dieser Stelle wird bewusst auf die Postulierung eines Modells für Dehnratesabhängigkeit verzichtet, auch wenn dies prinzipiell auf Basis der vorliegenden Daten möglich wäre. Steigung und Achsenabschnitt beschreiben die Zusammenhänge an dieser Stelle mit hinreichender Genauigkeit für das Beispiel. Für eine globale Modellformulierung sollten jedoch alle zugrunde liegenden Daten und die genauen physikalischen Zusammenhänge zwischen den Parametern berücksichtigt werden. Nach dem derzeitigen Stand der Forschung scheitert dies bereits an der Bestimmung einer geeigneten Bezugsgröße.

Tab. 5.20: Übersicht zu den Proben für dynamische Druckversuche

Parameter	Einheit	Abschnitt	stabw	Steigung	stabw	R^2
Dehnrates						
EM	GPa	114,87	7,39	-428,15	82,77	0,38
ED	mm/mm	$5,06 \cdot 10^{-5}$	$2,24 \cdot 10^{-4}$	$4,38 \cdot 10^{-2}$	$2,51 \cdot 10^{-3}$	0,88
E0	mm/mm	$1,77 \cdot 10^{-3}$	$9,04 \cdot 10^{-4}$	$-7,81 \cdot 10^{-3}$	$1,01 \cdot 10^{-2}$	$-9,49 \cdot 10^{-3}$
GD	-	1,48	0,20	4,08	2,20	0,05
Spannungsrate						
EM	GPa	114,60	8,77	-9,26	2,16	0,29
ED	mm/mm	$-3,56 \cdot 10^{-4}$	$2,69 \cdot 10^{-4}$	$1,06 \cdot 10^{-3}$	$6,64 \cdot 10^{-5}$	0,86
E0	mm/mm	$1,58 \cdot 10^{-3}$	$1,01 \cdot 10^{-3}$	$-1,23 \cdot 10^{-4}$	$2,49 \cdot 10^{-4}$	0,02
GD	-	1,22	0,21	0,16	0,05	0,16

5.2.5.2 Ableitung modellbasierter Spannungs-Dehnungs-Beziehungen

Tabelle 5.20 beinhaltet alle notwendigen Größen zur Ableitung von synthetischer Spannungs-Dehnungs-Beziehung. Am Beispiel des C40 verdeutlicht Abbildung 5.58 den Einfluss einer stetig ansteigenden Dehnrates im Bereich von 0,02 1/ms und 0,14 1/ms. Mit zunehmender Dehnrates wird der Einfluss des negativen Anstieges der Beziehung für den Elastizitätsmodul erkennbar. Die maximalen Spannungen reduzieren sich zunehmend, was letztlich nicht wirklich physikalisch zu begründen ist, die experimentell ermittelten Daten aber am besten widerspiegelt.

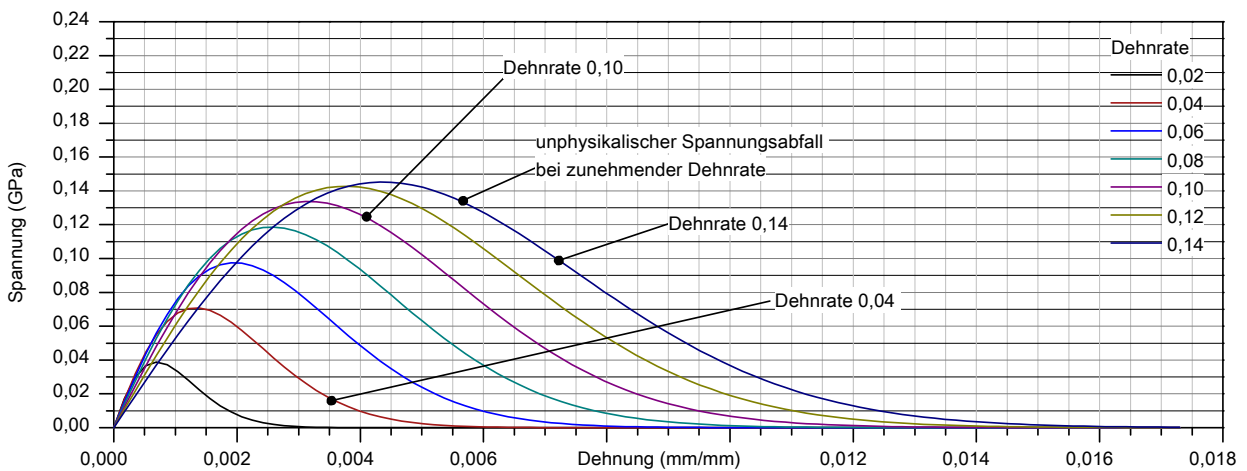


Abb. 5.58: Modellbasierte Spannungs-Dehnungs-Zusammenhänge

Nachfolgend erfolgt eine Modifikation dieses Modells um einen konstanten Elastizitätsmodul. Diese Annahme macht durchaus Sinn, da es plausibler ist, dass die Anfangssteifigkeit des Werkstoffes konstant bleibt, als dass sie zunehmend abfällt oder ansteigt. Letzteres wird zwar häufig durch ein viskoses Verhalten beschrieben, aber die bisherigen Ausführungen und vor allem die Betrachtungen zum Feuchtigkeitseinfluss, lassen hierzu objektiv betrachtet keine Aussage zu.

Im betrachteten Dehnratesbereich resultiert mit einem Fehler von ca. 26% ein mittlerer E-Modul von 76 GPa und stellt damit einen geringfügig erhöhten Wert gegenüber den statischen Versuche mit 52 GPa dar. In gleicher Weise legen die Zusammenhänge in Abbildung 5.57 den Schluss nahe, dass der Parameter g_d einen recht geringen Einfluss hat und eher durch die Werkstoffzusammensetzung bestimmt ist, als durch einen möglichen Dehnrateseinfluss. Aus der Mittelung im betrachteten Bereich resultiert ein GD von 1,96 mit einem Fehler von ca. 10%. Die Betrachtung von $E0$ als nahezu

unabhängigen Parameter wurde bereits erwähnt. Durch seinen Wegfall reduziert sich das reine dehn-
ratenabhängige Verhalten auf den Parameter ED , der bekanntermaßen stark mit dem Dehnungswert
am Spannungsmaximum bzw. dem Wendepunkt nach dem Spannungsabfall korreliert.

Abbildung 5.59 vergleicht die drei Zusammenhänge analog zur stetig wachsenden Dehnrates aus Ab-
bildung 5.58. Das einheitliche E-Modul bewirkt eine deutliche Zunahme der maximalen Spannungen
vor allem in den oberen Dehnratenbereichen. Es wird ebenfalls erkennbar, dass die Definition des
konstanten E-Moduls im Ursprung deutlich mehr Sinn ergibt, da es zum Zeitpunkt 0 und dem
damit verbundenen Dehnungszustand 0 keine Begründung für unterschiedliche Werte gibt. Der
Einfluss des zusätzlichen konstanten Gestaltparameters GD hierzu ist deutlich geringer und es wird
erkennbar, dass die Annahme eines konstanten Verlaufes gerechtfertigt sein kann.

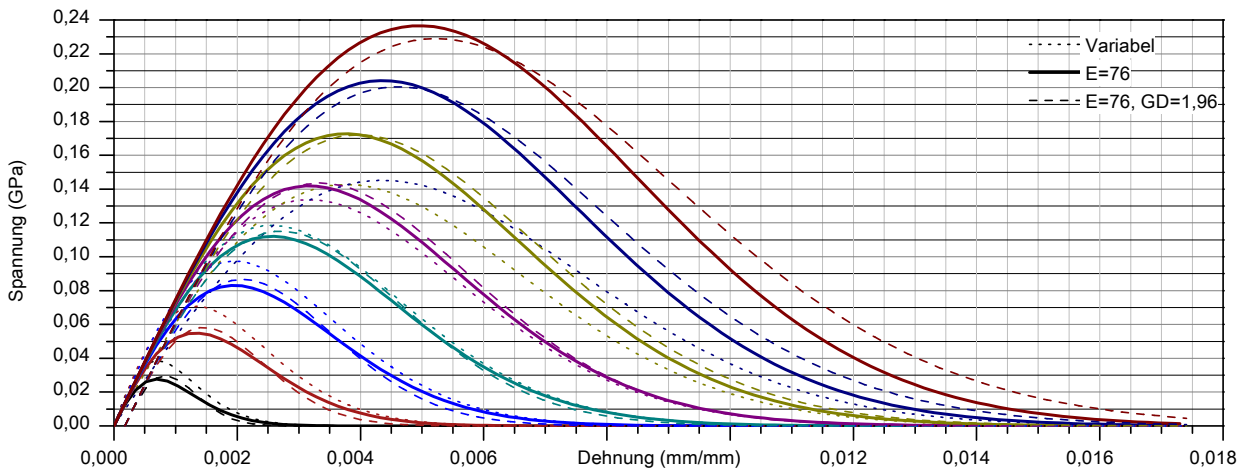


Abb. 5.59: Klassifikation nach maximalen Spannungen

Die Konsequenz aus dieser Analyse ist die Fixierung des E-Moduls auf einen mittleren Wert von
76 MPa für den C40. Dies bedingt allerdings eine Neuberechnung aller Datensätze mit dieser Rand-
bedingung, was eine entsprechend iterative Vorgehensweise nach sich zieht. Abbildung 5.60 zeigt
das Ergebnis dieser Neuberechnung mit der Randbedingung $E = 76 \text{ GPa}$ und den freien Parametern
 GD und ED . Zur besseren Veranschaulichung wurden die maximalen Spannungen und die Dehnun-
gen zum Zeitpunkt der maximalen Spannungen mit entsprechend farblich kodierten Dehnraten aus
dem zugrunde liegenden Rohdatensatz überlagert. Hieraus ist eine deutliche bessere Korrelation
mit den Rohdaten zu erkennen.

Der Gestaltparameter GD ergibt sich in einem Bereich zwischen 1,99 für niedrige und 2,80, was mit
einem Fehler von ca. 11 % eine Mittelung auf $GD = 2,40$ rechtfertigt. Das Ergebnis dieser weiteren
Einschränkung ist in Abbildung 5.60 erkennbar und zeigt nur eine geringfügige Abweichung im
höheren Dehnratenbereich.

Verdeutlicht wird an dieser Stelle die Signifikanz der iterativen Vorgehensweise für die Modell-
anpassung, da sich das Verhalten der resultierenden freien Parameter nicht wirklich vorhersagen lässt.
Dies bedingt allerdings auch eine entsprechende Automatisierung des Auswerteprozesses. Für das
vorliegende Beispiel benötigt eine Iteration immerhin noch ca. 10 Stunden reine Rechenzeit auf 12
Kernen.

Betrachtet man die Ergebnisse dieser schrittweisen Anpassung genauer, erkennt man die Problema-
tik, dass im Grunde genommen nur die gleichzeitige Betrachtung aller Parameter vor der gesamten
Datenbasis Sinn macht, woraus sich im vorliegenden Beispiel sicherlich ein geringerer Wert für das
E-Modul ergäbe. Der Programmieraufwand hierzu ist allerdings an dieser Stelle erheblich und nicht
um Rahmen dieser Arbeit darstellbar.

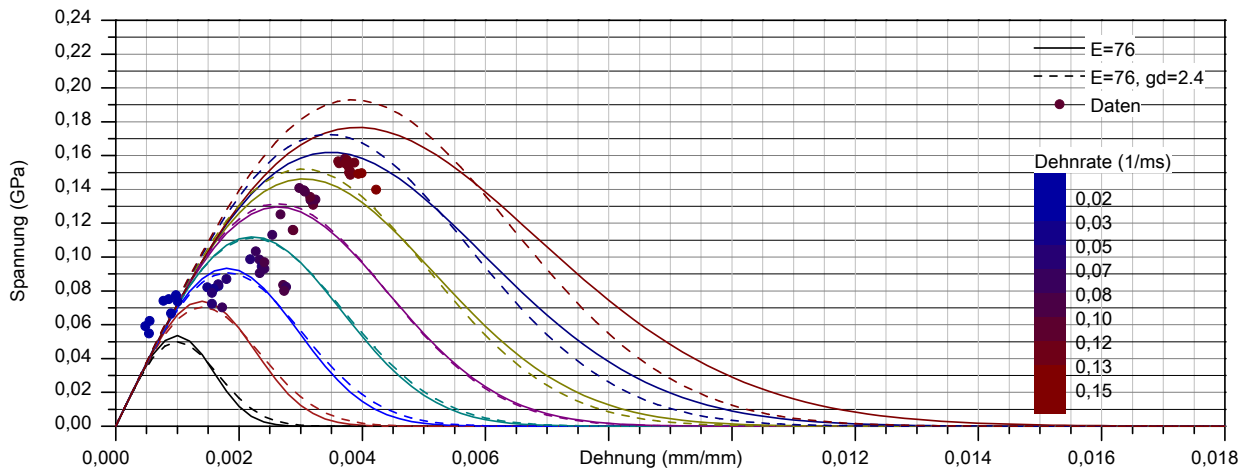


Abb. 5.60: Klassifikation nach maximalen Spannungen

5.2.5.3 Modellbasierte Klassifikation von Einflussgrößen

Am Beispiel der Analyse des Feuchtigkeitseinflusses soll das Potential der modellbasierten Klassifikation gezeigt werden. Die Problematik der Parameterabhängigkeiten und das sich eine Klassifizierung niemals getrennt davon durchführen lässt, wurde bereits in Abschnitt 5.2.4.7 erläutert. Die Trennung auf Basis des bestehenden Modells ermöglicht hingegen eine parameterspezifische eindimensionale Bewertung der Zusammenhänge.

Abbildung 5.61 veranschaulicht hierzu nochmals den Einfluss der Feuchtigkeiten und beinhaltet, neben den Rohdaten der entsprechenden Serien, auch die Modelldaten für eine mittlere Dehnrate von 0,06 1/ms. Die Rohdaten schwanken in einem Bereich von 0,03 1/ms und 0,06 1/ms. Das Modell widerspiegelt entsprechend die Daten an der oberen Grenze. Ignoriert man den Feuchtigkeitseinfluss resultiert das Gesamtmodell aus der Datenbasis in Form eines mittleren Spannungs-Dehnungsverhaltens. Das Modell mit drei variablen Parametern beschreibt einen signifikanten Abfall der maximalen Spannungen für feuchte Proben. Das Verhalten von trockenen und normal gelagerten Proben ähnelt sich, wobei sich dabei offensichtlich für trockene Proben eine geringere Grenzdehnung einstellt.

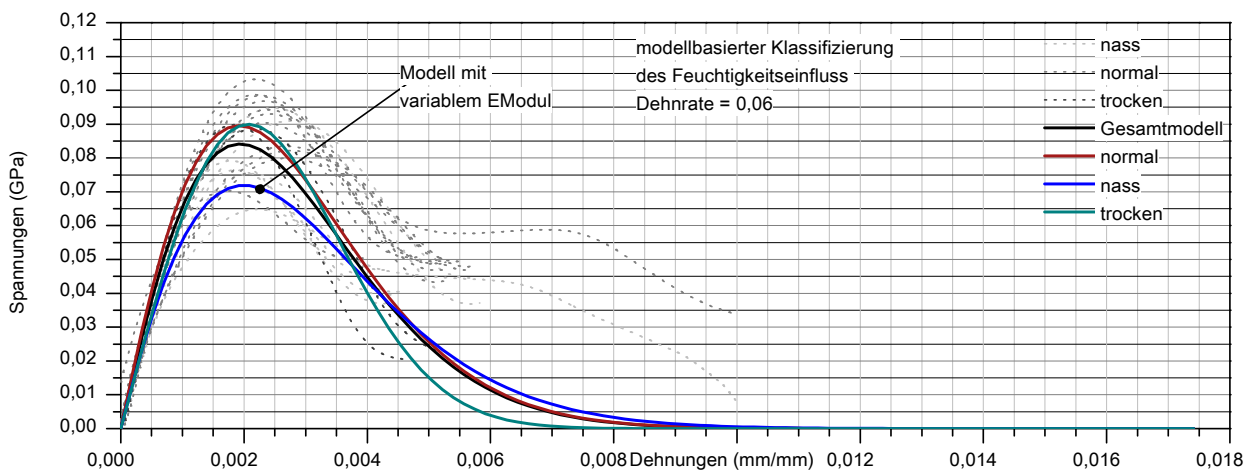


Abb. 5.61: Modellverhalten zum Feuchtigkeitseinfluss

Abbildung 5.62 relativiert diese Aussagen zum Teil mit Hilfe der reduzierten Modelle bei konstanten E-Modul bzw. konstanten Gestaltparameter. Aufgrund des E-Moduls reduzieren sich die

Spannungen des Modells für den Normalzustand auf das Level der feuchten Proben. Trocken gelagerte Proben zeigen kaum einen Einfluss auf das Maximum ihrer Spannungen. Offensichtlich wird allerdings dessen Bedeutung bei gleichzeitiger Fixierung des Gestaltparameters, wodurch sich ein Trend zu einer weiteren Vereinheitlichung des Kurvenverlaufes erkennen lässt. Inwieweit sich hieraus gegebenenfalls ein Rückschluss auf eine Unabhängigkeit der betrachteten Parameter bezüglich des Feuchtigkeitsgehaltes der Probe aufzeigen lässt, ist rein spekulativ. Es könnte allerdings den Schluss nahelegen, dass weniger das komplexe Spannungs-Dehnungsverhalten einem Feuchtigkeitseinfluss unterliegt, sondern eher die resultierende Dehnrate hiervon maßgeblich beeinflusst wird. Dies würde erneut ein Argument dafür sein, die Parametereinflüsse grundlegend zu analysieren.

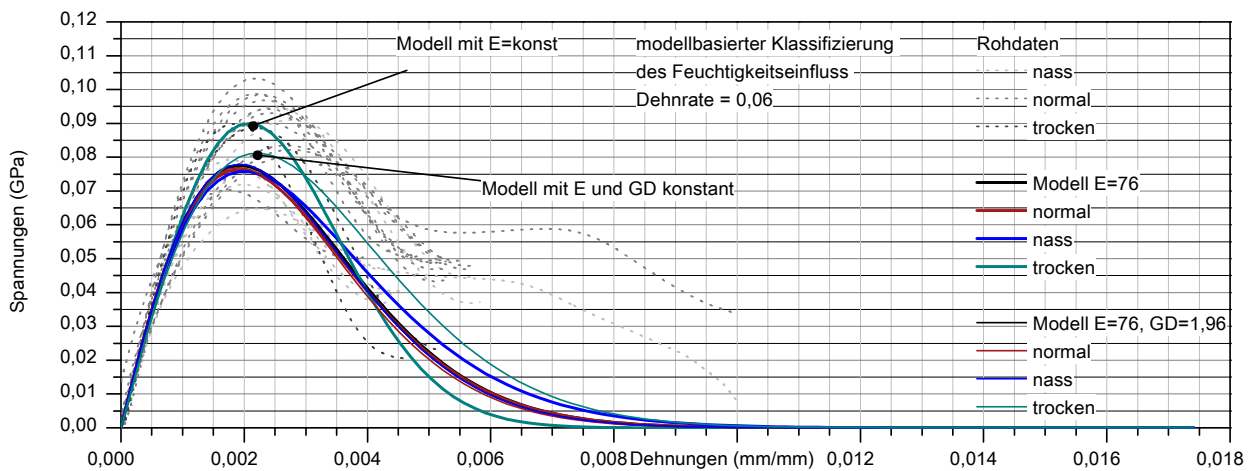


Abb. 5.62: Modellverhalten zum Feuchtigkeitseinfluss

An dieser Stelle lässt sich die Methodik beliebig fortführen und unterschiedlichste Zusammenhänge aufzeigen. Der Autor beschränkt sich an dieser Stelle bewusst auf ein Beispiel, da die Verhältnisse globaler betrachtet werden sollten. Die zugrunde liegende Datenbasis enthält hierzu auch alle notwendigen Modelldaten aus ca. 1200 Experimenten mit mehr als 11000 Datensätzen um beliebige Zusammenhänge hieraus abzuleiten.

5.2.6 Bewertung der maximale Spannungen des Referenzwerkstoffes C40

Die klassische Bewertung möglicher dehnratenabhängiger Effekte erfolgt in der Regel anhand skalarer Kenngrößen, die aus den Spannungs-Dehnungsverläufen abgeleitet werden. Eine derartige summarische Betrachtung erfolgt ungeachtet dessen, ob die Bezugskenngroße Dehnrate oder die maximale Spannung hierfür geeignet ist oder nicht. Die Ergebnisse werden vorerst anhand von Referenzen betrachtet, um diese anschließend im globalen Kontext darzustellen.

Abbildung 5.63 beschreibt auf klassische Weise den Dehnrateneinfluss der maximalen Spannungen der Betone, die als Referenz der Klasse C40 zugeordnet sind. Sie enthalten unterschiedliche Mischungsvarianten, unterschiedliche Größtkornvarianten und eine Variante mit integrierten Stahlfasern zur Verbesserung der Duktilität. Die Daten enthalten sowohl dynamische als auch statische Versuche. Die Einzeldaten wurden jeweils mit Ausgleichsgerade angenähert, welche eine mögliche Abhängigkeiten zwischen den Parametern hinreichend genau beschreibt.

Die Variante C40-GK16 zeigt ein deutlich konträres Verhalten zu den restlichen Daten mit einem negativen Verlauf, der in dieser Form unrealistisch erscheint. An dieser Stelle sei auf den leider nur geringen Stichprobenumfang und den Umstand hingewiesen, dass Effekte aus dem recht großen Korndurchmesser von 16 mm bereits Auswirkungen aufgrund des geringen Probendurchmessers von 50 mm haben könnte. Dem Verlauf sollte an dieser Stelle entsprechend kein allzu großes Augenmerk geschenkt werden. Die Abbildung zeigt ansonsten für alle Werkstoffe dieser Klasse einen ähnlichen

Trend, wobei evtl. der C40-GK2 ein wenig durch seine geringere Neigung heraus sticht und demnach ebenfalls eine geringere Dehnratenabhängigkeit aufweist. Inwieweit sich hieraus ein Einfluss aus der Korngröße ableiten lässt, wäre zu hinterfragen und gegebenenfalls mit höherem Stichprobenumfang und einer geeigneten Versuchsdurchführung auch experimentell zu validieren.

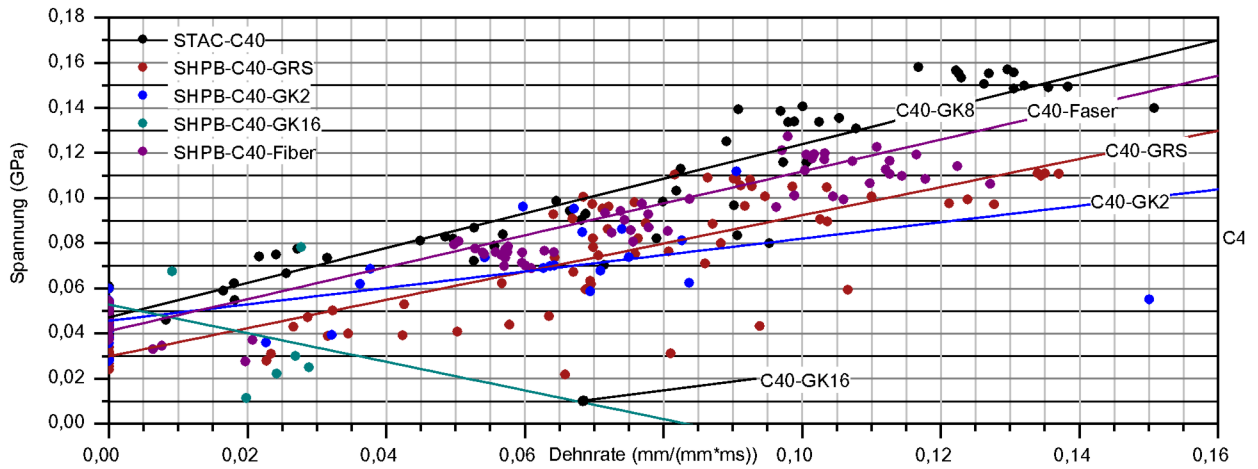


Abb. 5.63: Maximale Spannungen für verschiedene Betone der C40 Klasse

Eine verbesserte Darstellung lässt sich mit einer Normierung der Daten erzielen. Hierfür wurden alle Betone auf Basis ihrer Achsenabschnitte auf ihren Sollwert von 40 MPa normiert. Abbildung 5.64 beinhaltet diese verbesserte Darstellungsweise und verdeutlicht die eigentlichen dehnratensensitiven Zusammenhänge anhand unterschiedlicher Steigungen. Die jeweiligen Achsenabschnitte sind in den jeweiligen Datensätzen enthalten.

Ein möglicher Korngrößeneinfluss wird hieraus deutlich erkennbar. Die Betone C40, C40-GRS und C40-Fiber enthalten vergleichbare Zusammensetzungen mit einem Größtkorn von 8 mm. Sie liegen auf einem vergleichbaren Level, auch wenn der C40-GRS mit nur 30 MPa eine deutlich geringere mittlere Festigkeit aufweist. Der C40-GK2 wurde ebenfalls mit einer durchschnittlichen Druckfestigkeit von 45 MPa so eingestellt, dass er im Prinzip der Referenz von 47 MPa entspricht. Der Effekt der signifikant geringeren Steigung kann demnach direkt einem Korngrößeneinfluss zugeordnet werden. Leider liegt für den C40-GK16 kein derartiger valider Zusammenhang vor, sodass sich hieraus keine allgemeine Aussage ableiten lässt.

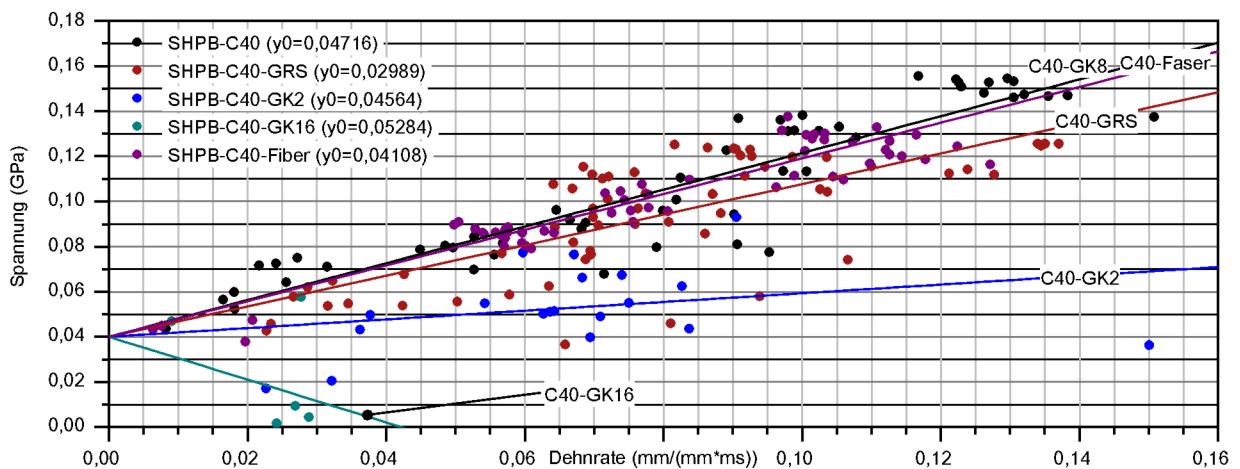


Abb. 5.64: Maximale Spannungen für verschiedene Betone der C40 Klasse

5.2.6.1 Einfluss der Betoniercharge

Auf den signifikanten Einfluss der Betoniercharge wurde bereits in den bisherigen Überlegungen hingewiesen. Die Referenzmischung wurde in insgesamt 3 verschiedenen Chargen mit in der Regel je ca. 150 Proben hergestellt. Die Auswahl der Proben aus diesem Stichprobenumfang erfolgte möglichst gut durchmischte, sodass auch für die unterschiedlichsten Dehnratenbereiche unterschiedliche Chargen vorliegen. Abbildung 5.65 beschreibt den Dehnrateneinfluss für die drei Chargen und die Auswirkung einer mittleren Betrachtung ohne eine Korrektur des Chargeneinflusses. Die Chargen M2 und M3 liegen im höheren Dehnratenbereich nur sehr vereinzelt vor. Die Charge M1 hingegen recht gleichmäßig verteilt über den gesamten Betrachtungsbereich, sodass deren Wichtung deutlich höher erfolgen sollte. M2 und M3 zeigen einen geringeren Dehnrateneinfluss anhand ihrer geringeren Steigungen auf. Der Stichprobenumfang ist groß genug um eine gesicherte Aussage hierzu treffen zu können. Eine mögliche Korrektur des Einflusses kann durch Anpassung der Steigungen der Einzelchargen erfolgen. Im vorliegenden Fall wurde darauf aber vollständig verzichtet, da der Chargeneinfluss eher einen untergeordneten Einfluss hat.

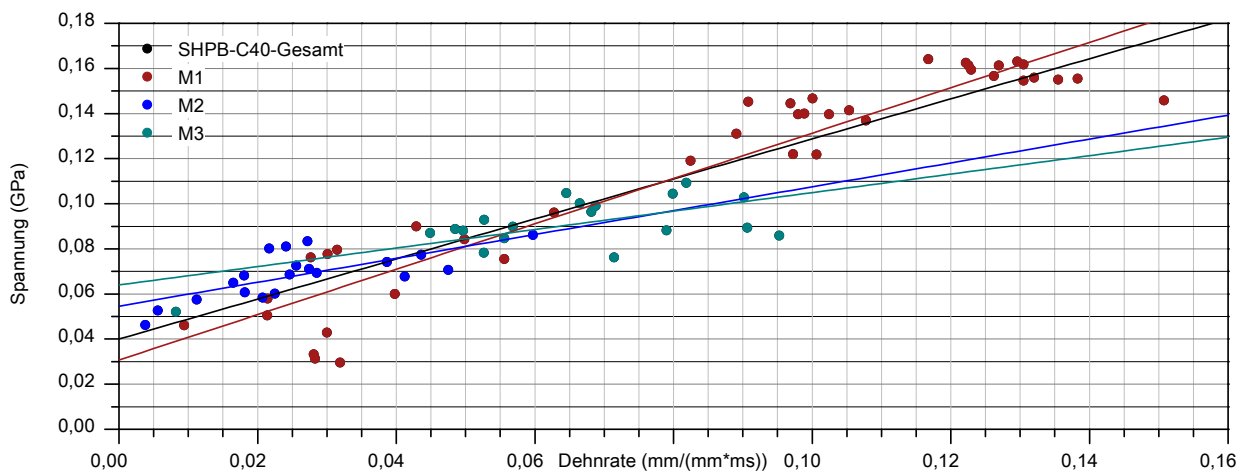


Abb. 5.65: Festigkeiten für verschiedene Betonierchargen der C40 Klasse

5.2.6.2 Einfluss des Prüfalters

In ähnlicher Weise wird der Einfluss des eigentlichen Prüfalters abgeschätzt. Ziel einer langen Probenlagerung war es, den Prüfzeitpunkt variabel und unabhängig von diversen 28-Tage Tests etc. gestalten zu können. Die Untersuchungen hierzu zogen sich über mehr als 6 Jahre hin. Am Beton C40-GRS wurden die Prüfungen zu unterschiedlichen Prüfzeitpunkten mit einer Mindestliegezeit von ca. 1/2 Jahr vorgenommen.

Abbildung 5.66 beschreibt einen möglichen Einfluss des Prüfalters anhand von 4 verschiedenen Clustern. Neben der Ausgleichsgeraden ist die Standardabweichung dargestellt, aus der sich qualitativ eine gewisse Streubreite ableiten lässt. Recht subjektiv betrachtet liegt eine Abweichung der Proben nach 773 Tagen gegenüber der Proben nach 117 Tagen in der Größenordnung von ca. 20 % vor. Beide Prüfungen erfolgten bei gleicher Charge und identischen Probenzuständen im gleichen Dehnratenbereich. Die Streubreiten ähneln sich und prinzipiell lässt sich hieraus eine Korrektur ableiten, welche zu einer geringeren Gesamtstreuung führen würde. Analog zum vorangegangenen Abschnitt erfolgt diese Korrektur nicht nur anhand einer statischen Korrektur des Offsets, sondern anhand der Steigungen, um den Dehnrateneinfluss zu bewahren. Prinzipiell betrachtet lässt sich aber kaum ein Alterungseinfluss erkennen, sodass weitestgehend auf diese Korrektur verzichtet wurde.

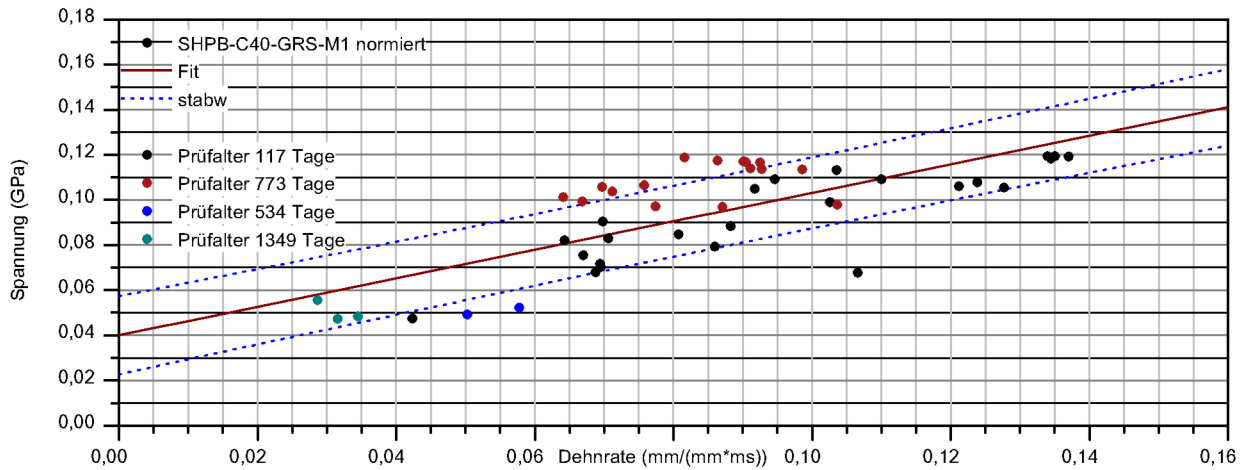


Abb. 5.66: Festigkeiten für verschiedene Prüfmuster der C40-GRS-M1 Charge

5.2.6.3 Einfluss der Probenlänge

Der Einfluss der Probenlänge wurde exemplarisch am gleichen Werkstoff untersucht. Im Hinblick auf den Spallationsversuch mit 185 mm langer Probe dient die Versuchsreihe als Vergleichskriterium zwischen den Referenzproben mit 80 mm und den Spallationsproben. Die Ergebnisse zu den statischen Versuchen sind in Abschnitt 4.3.3.4 zusammengefasst.

Abbildung 5.67 beschreibt den Dehnrateneinfluss für Probenlängen von 40 mm bis 185 mm mit der Referenz bei 80 mm. Wie bereits aus Abbildung 4.26 ersichtlich wird, weisen die maximalen Spannungen eine deutliche Beeinflussung durch die Probenlänge auf. Dabei ist ein Abfall der Spannungen ersichtlich, je weiter sich das L/D Verhältnis vom idealen Verhältnis entfernt. In ähnlicher Weise ist dies auch im hochdynamischen Fall zu erkennen, wobei die Referenzlänge 80 mm und die Länge 60 mm plausible Werte darstellen. Je weiter sich die geometrischen Verhältnisse hiervon entfernen, desto unrealistischer erscheint der negative Verlauf der Dehnratenabhängigkeit.

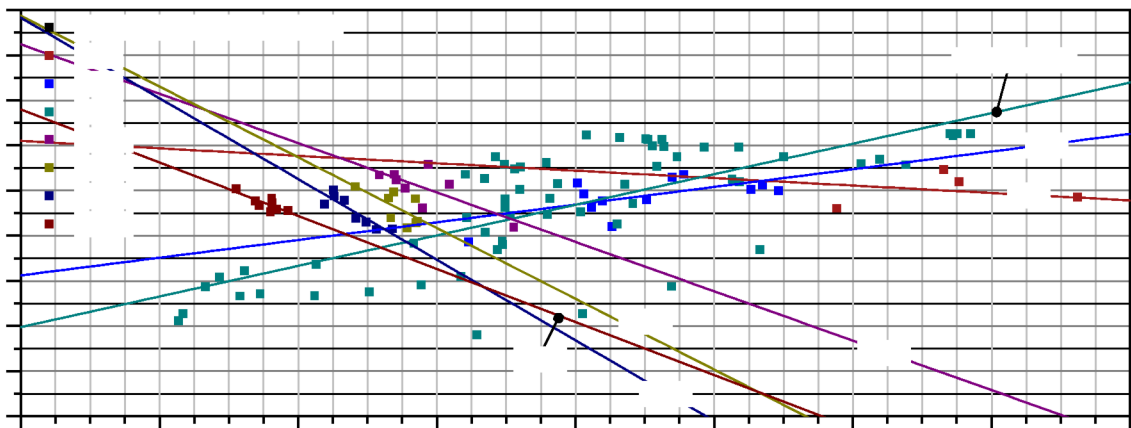


Abb. 5.67: Dehnrateneinfluss der Probenlänge auf die maximale Spannung

Die Probenlänge relativiert die resultierenden Verschiebungen am Stab, woraus sich letztlich auch die zu erwartenden Dehnraten ermitteln. Für die Bewertung fließen die Ausgangslängen jeder Probe mit ein. Je länger die Probe, desto geringer die Dehnrage bei vergleichbarer Energie. Der Effekt ist in 5.67 deutlich zu erkennen. Er bewirkt neben einer entsprechenden höheren Wichtung der niedrigen Bereiche scheinbar einen negativen Trend der Dehnratenabhängigkeit der maximalen Spannungen.

Inwieweit diesem Glauben geschenkt werden kann, ist an dieser Stelle nicht genau zu klären. Die Versuche wurden in einem ähnlichen Energiebereich durchgeführt, was aufgrund des Probenvolumens natürlich Auswirkungen auf die resultierenden Schädigungen hat. Die resultierenden Dehnungen und Dehnraten fallen entsprechend niedriger aus.

Anders wirkt sich das mit Bezug auf die Spannungsraten aus. Abbildung 5.68 beschreibt den gleichen Datensatz mit immerhin 25 Stichproben mit geänderter Bezugsgröße. Man erkennt deutlich die Korrelation zwischen Spannung und Spannungsrate, was zu einem gewissen Maße auch zu erwarten ist, hängen doch beide Parameter stark voneinander ab. Es zeigt aber auch, dass die Probenlänge keinen Einfluss auf die Spannungsrate bzw. Belastungsgeschwindigkeit hat. Das ist auch für eine inhomogene Belastung plausibel, da bei dieser eher das kurzzeitig aktivierte Volumen für den Widerstand der Probe maßgeblich ist, als die Länge der Probe. Dies ist ein weiteres Argument für das Überdenken der allgemein üblichen Bezugsgröße Dehnrates.

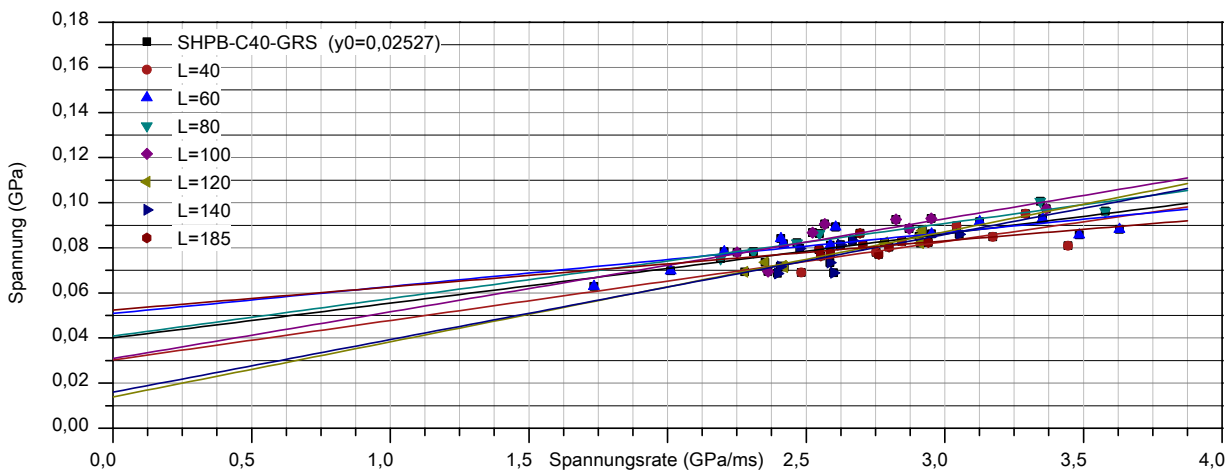


Abb. 5.68: Spannungsrateneinfluss der Probenlänge auf die maximale Spannung

5.2.7 Bewertung der maximalen Spannungen unterschiedlicher Betonklassen

Die bisherigen Ausführungen beschränkten sich auf die Grundfestigkeit der Referenzbetonklasse C40. Die nachfolgenden Analysen erweitern diese um die Zusammenhänge auf Basis der unterschiedlichen Festigkeitsklassen der Hauptwerkstoffe, der Varianten der Kornzusammensetzung und der Nebenwerkstoffe. Aus jeden dieser Schwerpunkte lassen sich eine Vielzahl von Analysen ableiten. An dieser Stelle soll sich allerdings auf die grundlegenden Zusammenhänge reduziert werden, die letztlich als Standard für solche Untersuchungen erwartet werden.

5.2.7.1 Maximale Spannungen der Hauptwerkstoffe

Abbildung 5.69 stellt die Dehnratenabhängigkeit der maximalen Spannungen für die vier Hauptwerkstoffe dar. Nebeneinflussgrößen wie Chargeneinflüsse, Längeneinflüsse, Alterung, Feuchtigkeit etc. können hierin weitestgehend ausgeschlossen werden. Neben den Daten der SHPB-Untersuchungen, wurden die Rohdaten der statischen COMP Versuche mit einbezogen. Deutlich sind die unterschiedlichen Festigkeitslevel der vier Werkstoffe zu identifizieren. Sie entsprechen in der Regel dem Achsenabschnitt der Ausgleichsgeraden, insofern eine gesamtheitliche Betrachtung der Daten möglich ist. Eher zu erahnen ist die damit verbundene Unterschätzung der statischen Festigkeitskennwerte, was sich insbesondere beim höherfesten C160 deutlich bemerkbar macht. Erkennbar ist ebenfalls ein scheinbar geringerer Einfluss der Dehnrates mit zunehmender Festigkeit. Dieser Effekt ist allerdings auch bekannt.

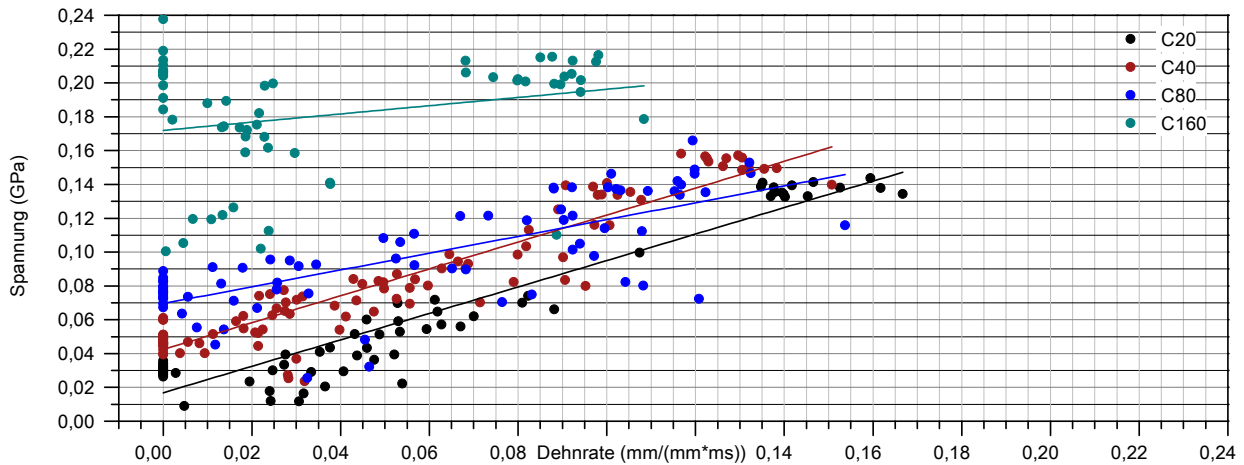


Abb. 5.69: Maximale Spannungen für Werkstoffe der Hauptversuche

5.2.7.2 Maximale Spannungen für unterschiedliche Korngrößen

Den Einfluss des Größtkorngehaltes beschreibt Abbildung 5.70 ganzheitlich für den Referenzwerkstoff C40. Zu erkennen sind die Probleme beim C40-GK16, welche bereits detaillierter betrachtet wurden. Aufgrund der geringen Datenlage lassen sich hierzu keine allgemeinen Zusammenhänge formulieren. Ähnliches gilt für den C40-GK4, für den zu wenig validen Daten am SHPB ermittelt werden konnten, sodass ein Einfluss hieraus nur auf Basis des Vergleiches der C40-GK2 mit der Referenz C40-GK8 abgeleitet werden kann. Die Daten wurden erneut um alle zusätzlichen Effekte bereinigt. Erkennbar ist die geringere Steigung des C40-GK2, was auf eine geringere Dehnratenempfindlichkeit hinweist. Allerdings resultiert diese reduzierte Steigung auch durch die leicht erhöhte statische Grundfestigkeit für diese Serie. Auf eine Normierung wurde an dieser Stelle bewusst verzichtet, da sich somit dieser Effekt besser interpretieren lässt und letztlich die Zusammenhänge deutlich relativiert. Betrachtet man nur den dynamischen Bereich lassen sich keine Unterschiede in den Steigungen unter Beachtung der relativ ähnlichen Streubreiten erkennen. Demnach lässt sich an dieser Stelle auch keine Beeinflussung der maximalen Spannungen aufgrund der Korngrößen nachweisen.

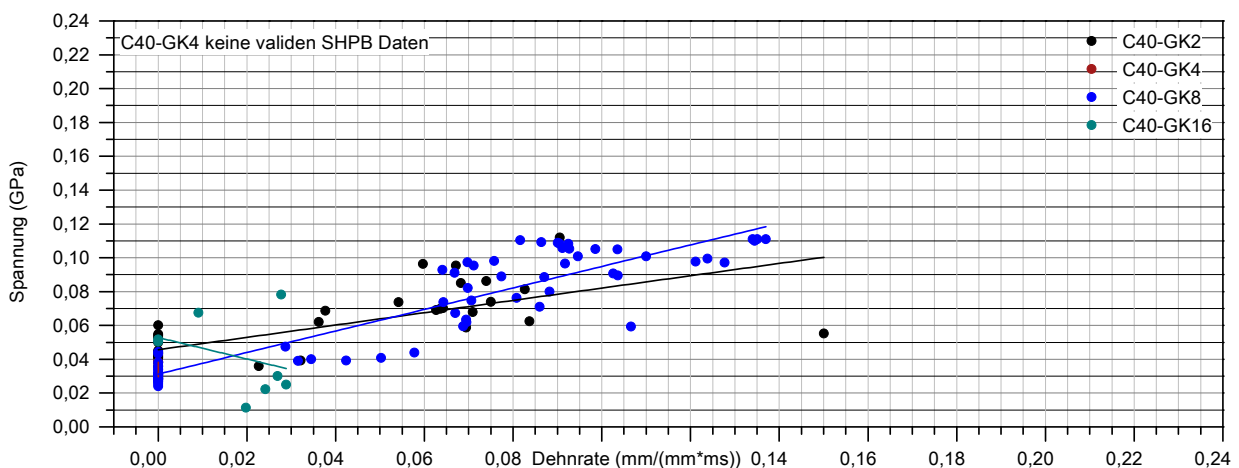


Abb. 5.70: Maximale Spannungen für Werkstoffe unterschiedlicher Korngrößen

5.2.7.3 Maximale Spannungen für die Nebenwerkstoffe

Abbildung 5.71 beschreibt die Zusammenhänge für die stichprobenartigen Untersuchungen am Granit und an der faserbewehrten Variante des C40. Die Ausgleichsgeraden enthalten ebenfalls die

5 Dynamische Kennwertermittlung

hierzu ermittelten statischen Kennwerte. Zur Verdeutlichung der Streubreiten wurden die Konfidenzintervalle für das 99% Level angegeben. Auch hierin ist analog zum C160 eine zunehmende Streubreite mit zunehmender Sprödigkeit des Werkstoffes für den Granit zu erkennen. Als Nebeneffekt daraus resultiert auch eine deutlich geringere Dehnrates bei vergleichbarem Energieeinsatz.

Der Verlauf für den faserbewehrten C40-Faser ähnelt dem Verlauf des Referenzwerkstoffes C40. Scheinbar aufgrund des duktileren Verhaltens resultieren hieraus allerdings deutlich höhere Dehnrates bei vergleichbarem Energieeinsatz.

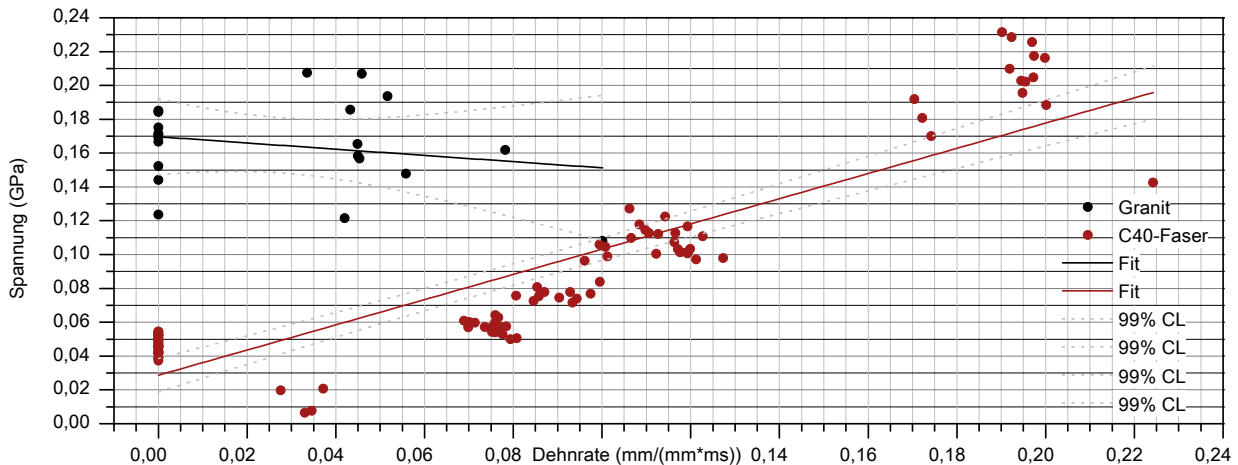


Abb. 5.71: Maximale Spannungen für Werkstoffe der Nebenversuche

5.2.7.4 Relation zu den statischen maximalen Spannungen

In der Regel werden die am SHPB ermittelten maximalen Spannungen auf die maximalen Spannungen der statischen Versuche bezogen, was nicht ganz unproblematisch ist, da es hierfür mehrere Methoden gibt und prinzipiell die unterschiedlichen Prüfmethode diese Werte beeinflussen. Zur Herleitung dieser relativen Spannungen bzw. des dafür häufig verwendeten Dynamic-Increase-Factors (DIF), fasst Abbildung 5.72 die Ergebnisse des SHPB für alle Serien nochmals zusammen. Sie dienen als Ausgangsbasis für die Normierung.

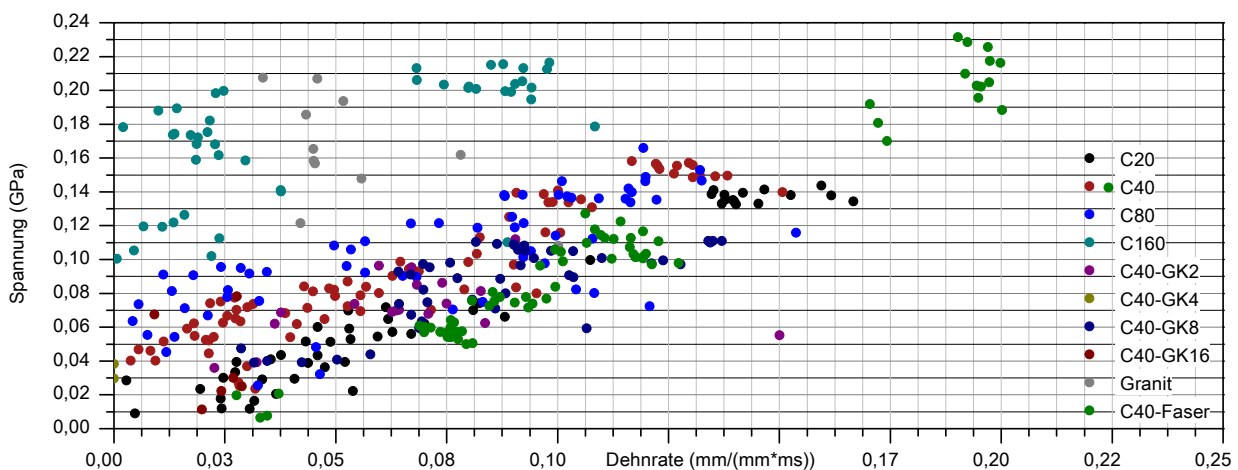


Abb. 5.72: Dehnratesabhängigkeit der maximalen Spannungen für unterschiedliche Werkstoffe

Die Bestimmung von Kennwerten aus den statischen Druckversuchen erfolgte jeweils nach Normprüfung (vgl. Abschnitt 4.2) nach 28 Tagen, um eine prinzipielle Einordnung des Werkstoffes zu ermöglichen. Unabhängig davon erfolgte die Bestimmung von statischen Druckkennwerten (4.3)

anhand der angepassten Probengeometrien für Kleinproben und erlaubt demnach den direkten Vergleich zwischen den Werten der statischen COMP und dynamischen SHPB-Ergebnisse. Die COMP Versuche wurden in der Regel bei Normgeschwindigkeit und mit erhöhter Geschwindigkeit durchgeführt. Die Ergebnisse hieraus fasst Abbildung 5.73 für alle Serien zusammen. Der Dehnratenbereich wurde hierfür ausnahmsweise logarithmisch skaliert, was die beiden Geschwindigkeitsbereiche deutlicher hervorhebt. Außerdem verdeutlicht diese Darstellungsform, dass die resultierenden Dehnraten bei höheren Geschwindigkeiten deutlich schwanken und daher bei der Prüfmethodik eher von einer Energievorsteuerung ausgegangen werden muss. Diese verursacht letztlich eine entsprechende Abhängigkeit der resultierende Dehnraten vom Prüfkörperverhalten.

Interessanterweise lassen sich bereits bei diesen recht geringen Dehnraten die gleiche Effekte für die unterschiedlichen Betoneigenschaften identifizieren. Der duktilere C40-Faser verursacht deutlich höhere Dehnraten als die spröderen C160 bzw. Granitproben. Ein Trend zu höheren maximalen Spannungen ist für alle Werkstoffe erkennbar. Die Parallelität dieser Geraden lässt auf einen systematischen Einfluss schließen, der letztlich auch einen gewissen Trägheitsanteil darstellen kann. Die zugrunde liegenden Daten basieren an dieser Stelle auf der Standardbewertungsmethode und enthalten noch keine Trägheitskompensation.

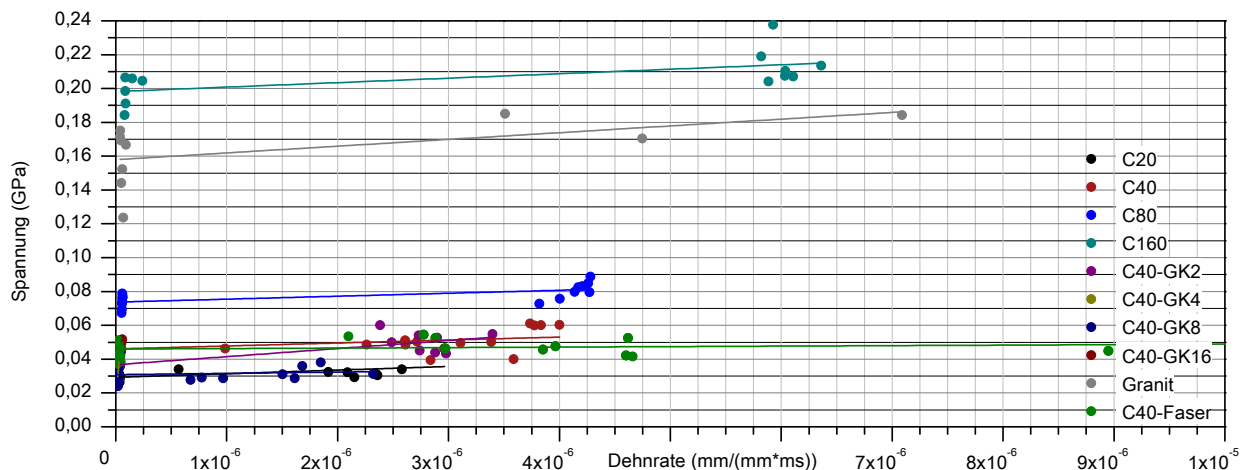


Abb. 5.73: Zusammenfassung der maximalen Spannungen der statischen Druckversuche

Inwieweit dieser Zusammenhang bereits einen viskosen Einfluss entsprechend einer möglichen VERD-Modellvorstellung (vgl. Abschnitt 7) beschreibt, lässt sich an dieser Stelle noch nicht gesichert klären. Zur Bestimmung der relativen Spannungen werden nur die maximalen Spannungen bei Normprüfgeschwindigkeit herangezogen. Abbildung 5.74 verdeutlicht diese und legt ein besonderes Augenmerk auf die resultierenden Streubreiten. Diese werden in der Regel vernachlässigt, was letztlich deutliche Auswirkungen auf die relativen Spannungen hat. Dargestellt sind die Rohdaten mit den überlagerten Mittelwerten und Standardabweichungen sowohl für die Spannungen als auch für die Dehnraten. Im betrachteten niedrigen Geschwindigkeitsbereich sind deutliche Streuungen für die resultierenden Dehnraten erkennbar, was in dieser Form bei einer korrekten Geschwindigkeitsregelung nicht zu erwarten gewesen wäre. In der Regel werden diese resultierenden Dehnraten aus den vorgegebenen Maschinengeschwindigkeiten bestimmt, korrekterweise sollten sie wie dargestellt aber immer anhand der tatsächlichen Verhältnisse abgeleitet werden.

Die Streuungen der maximalen Spannungen verstärken sich mit zunehmender Festigkeit, wodurch sich letztlich auch größere Abweichungen für die relativen Festigkeiten ergeben.

5 Dynamische Kennwertermittlung

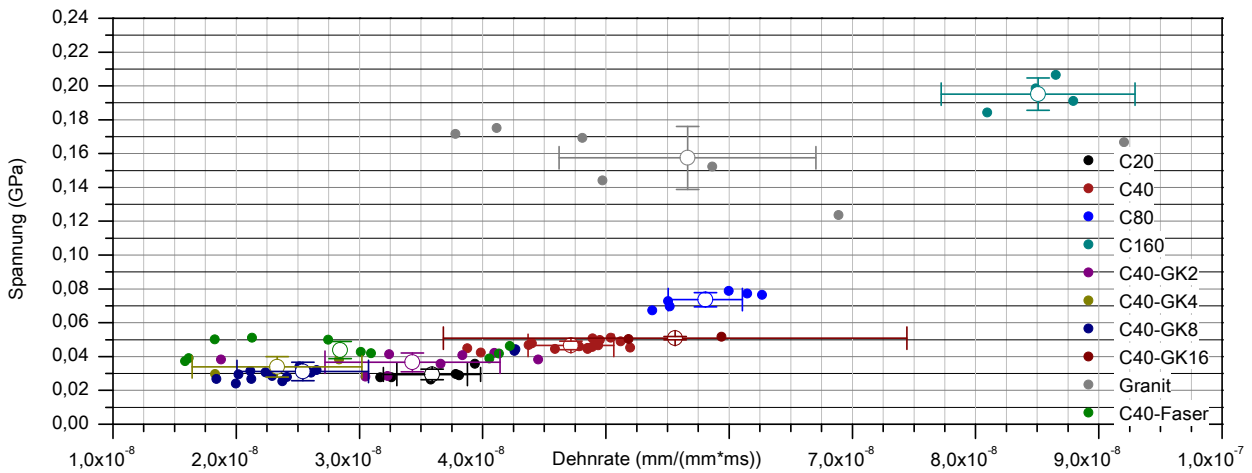


Abb. 5.74: Streuung der statischen Referenzkennwerte bei Normgeschwindigkeit

Abbildung 5.75 verdeutlicht die relativen Werte mit Bezug auf den Mittelwert der statischen Festigkeit bei Normgeschwindigkeit. Das ist die übliche Darstellungsform für diese Relation. Erkennbar ist eine relativ starke Abhängigkeit von der Dehnrates für die duktileren Betone der Klassen C20 und C40. Je höher die Grundfestigkeit des Werkstoffes wird, desto geringer erscheint der Dehnrateseinfluss. Für Granit und C160 ist aufgrund der geringen Steigung kaum von einer Korrelation zu sprechen.

Signifikant ist in dieser Darstellung ebenfalls die bereits erwähnte deutlich niedrigere resultierende Spannung für geringe Dehnrates bei den SHPB-Versuchen, was zu DIF unterhalb von 1 führt. Global kann dies den unterschiedlichen Prüfmethode zugeordnet werden. Lokal betrachtet, liegt dies offensichtlich an den lokalisierten Beanspruchungen und dem damit verbundenen reduzierten aktiven Volumens. Ein Effekt der perspektivisch näher betrachtet werden sollte.

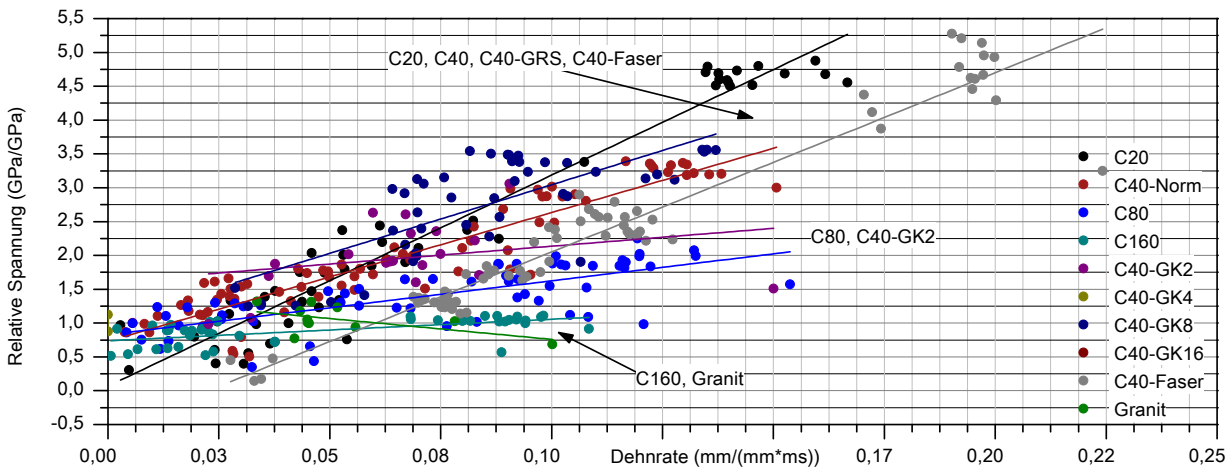


Abb. 5.75: Relative Spannungen unterschiedlicher Werkstoffe

Inwieweit sich die Streubreiten auf den relativen Verlauf auswirken beschreibt Abbildung 5.76 am Beispiel des C40 Referenzwerkstoffes. Die Streuungen wirken sich erst im höheren Dehnratesbereich aus und führen im Beispiel zu Abweichungen von ca. 10%. Die Standardabweichungen der C40 Klassen sind relativ gering gegenüber C160 oder Granit. Für letzteren muss daher mit Abweichungen in einem Bereich von ca. 30% gerechnet werden.

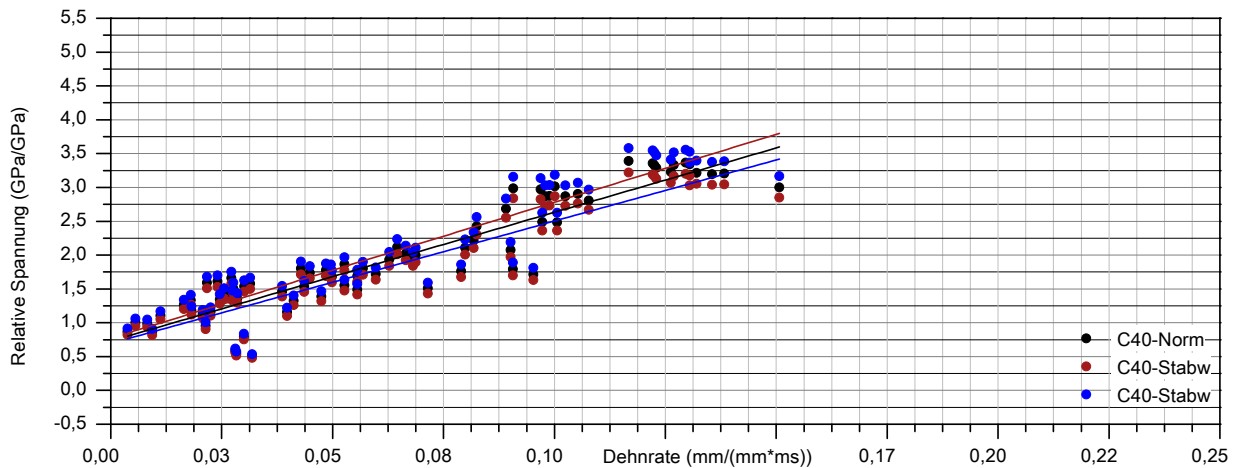


Abb. 5.76: Einfluss der statischen Streubreiten auf die relativen Spannungen

5.2.7.5 Einfluss der Probenfeuchtigkeiten

Als Benchmark dient erneut der Einfluss der Probenfeuchtigkeit und an dieser Stelle speziell, inwieweit sich dieser mit der Festigkeitsklasse verändert. Am Beispiel eines C80 resultiert der Verlauf nach Abbildung 5.77 für den jeweiligen Probenzustand HA (feucht), HB (standard) und HC (trocken). Für die Referenz im Standardzustand ist das 99% Konfidenzniveau angegeben und kennzeichnet einen entsprechenden Vertrauensbereich. Erkennbar ist, dass prinzipiell alle Datensätze innerhalb dieses Bereiches liegen und die Streubreiten sich ähneln. Eine Dehnratenabhängigkeit von der Feuchtigkeit ist demnach fraglich und eher nicht gegeben.

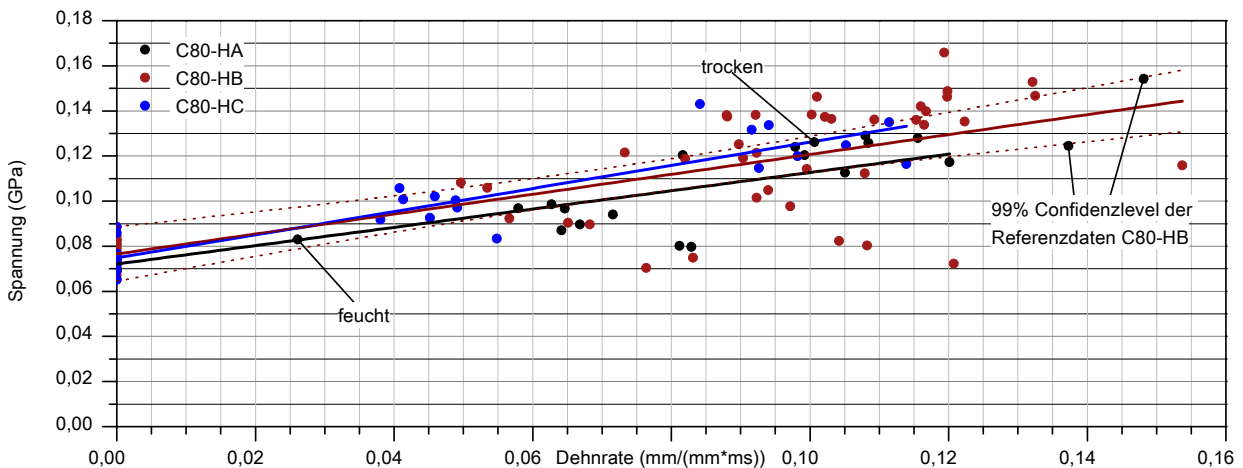


Abb. 5.77: Feuchtigkeitseinfluss für einen C80 Referenzwerkstoff

Eine verbesserte Darstellungsform liefert die Normierung auf den Dehnratenverlauf des Referenzzustandes. Hierzu wurde Achsenabschnitt und Steigung der Werte angepasst woraus relative Spannungen resultieren. Diese lassen sich deutlich besser beurteilen. Im betrachteten Bereich ergeben sich hieraus Abweichungen im Bereich von max. ca. 8% für eine Steigerung des Dehnrateneinflusses bei trockenen und eine Reduktion um ca. 13% für feuchte Proben.

5 Dynamische Kennwertermittlung

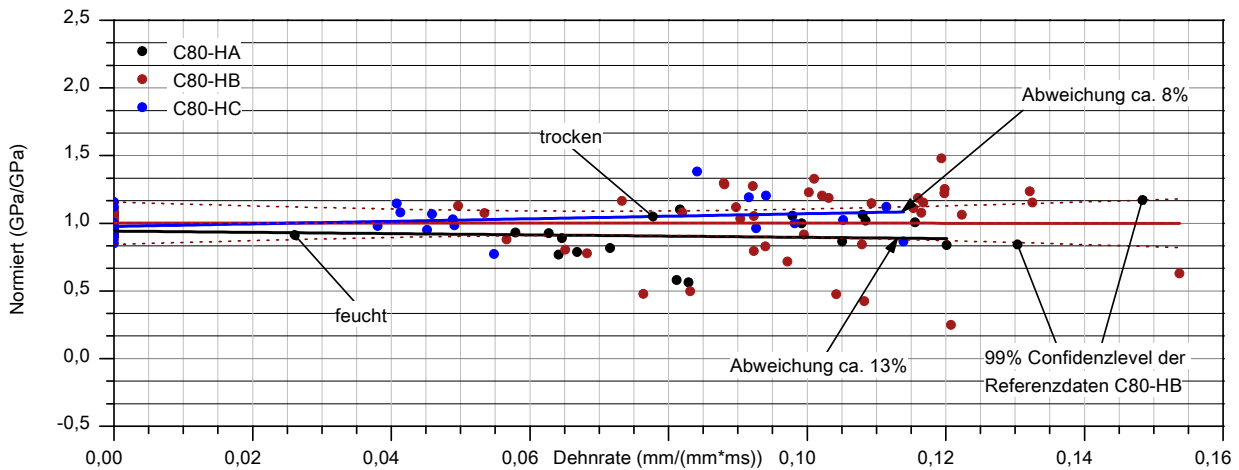


Abb. 5.78: Normierung des Dehnrateneinflusses am Beispiel C80

Für die vier Hauptwerkstoffe lassen sich die Zusammenhänge in Abbildung 5.79 und Tabelle 5.21 zusammenfassen. Der Vertrauensbereich für die normal gelagerten Referenzproben ergibt Abweichungen im Bereich von ca. 30 %, worin sich prinzipiell alle Datensätze wiederfinden. Der C160 zeigt kaum eine Beeinflussung durch Trocknung und Wässerung was auch deutlich durch die geringen Steigungen zu erkennen ist. Für den C20 und C40 sind deutlich größere Streuungen um den Normalzustand zu erkennen, eine signifikante Beeinflussung der Dehnratenempfindlichkeit kann allerdings auch hier nicht festgestellt werden. Ähnliches gilt auch für den C80, wobei dessen Steigungen noch deutlich geringer ausfallen. Diese Aussagen sind insofern interessant, dass die Geschwindigkeitseffekte häufig mit einem viskosem Verhalten begründet werden. Sollte dem so sein, müsste ein deutlicher Einfluss aus den unterschiedlichen Zuständen erkennbar sein.

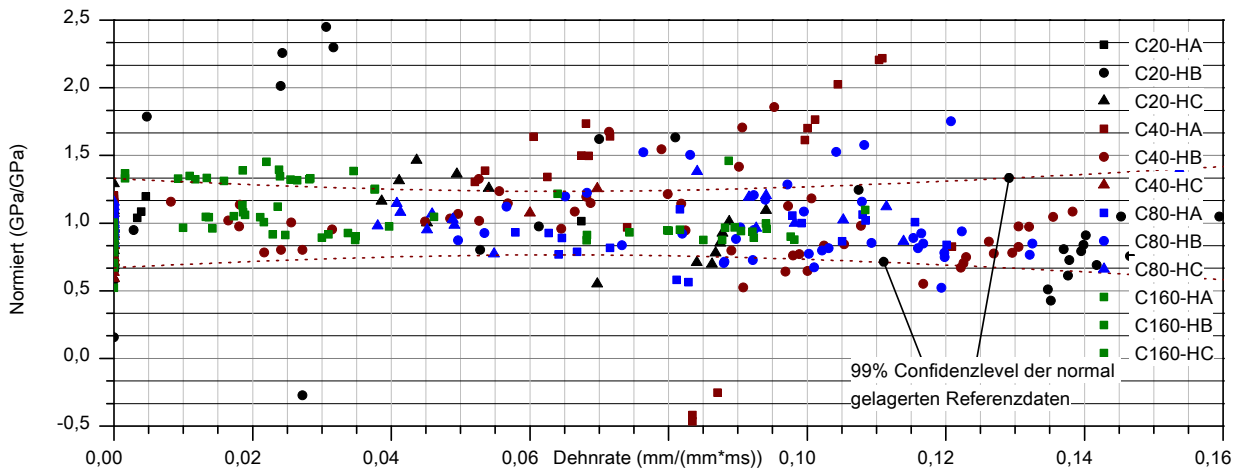


Abb. 5.79: Normierter Feuchtigkeitseinfluss für die 4 Referenzbetone

Tab. 5.21: Übersicht zu den Parametern zur Dehnratenabhängigkeit der Feuchte

Werkstoff	Zustand	Steigung m	Abschnitt n	Bestimmtheit R^2
C20	HA nass	0,75	0,02	0,95
	HB normal	0,75	0,03	0,93
	HC trocken	0,76	0,03	0,95
C40	HA nass	0,65	0,04	0,52
	HB normal	0,77	0,05	0,92
	HC trocken	0,51	0,06	0,80
C80	HA nass	0,41	0,07	0,76
	HB normal	0,44	0,08	0,57
	HC trocken	0,51	0,07	0,83
C160	HA nass	-0,57	0,18	0,08
	HB normal	0,15	0,18	0,03
	HC trocken	-12,88	0,22	0,42

5.2.7.6 Hinweise zur linearen bzw. logarithmischen Skalierung

Der Autor verzichtet in dieser Arbeit bewusst auf die häufig anzutreffende logarithmische Skalierung der Bezugsgröße Dehnrates, da diese Methode eher zu einer Fehlinterpretation der Daten führen kann. Die Grundannahmen zum logarithmischen Zusammenhanges basieren auf den Potenzgesetzen von WITTMANN und MIHASHI [123] allerdings konnten diese Zusammenhänge experimentell so nicht nachvollzogen werden.

Am folgenden Beispiel soll dieser Umstand kurz dargestellt werden. Hierzu wurde ein Referenzdatensatz in den Abbildungen 5.80 und 5.81 jeweils mit linear skaliertem Bezugsgröße bzw. mit logarithmischer Skalierung mit identischem Inhalt gegenüber gestellt. Die Diagramme enthalten die Rohdaten aus den SHPB-Versuchen und die Daten der statischen COMP Versuche. Der linear Fit resultiert aus der bekannten Betrachtung über den gesamten Datensatz, also unter Einbeziehung der statischen Daten. Das obere und untere 99 % Konfidenzlevel repräsentiert die entsprechenden Streuungen.

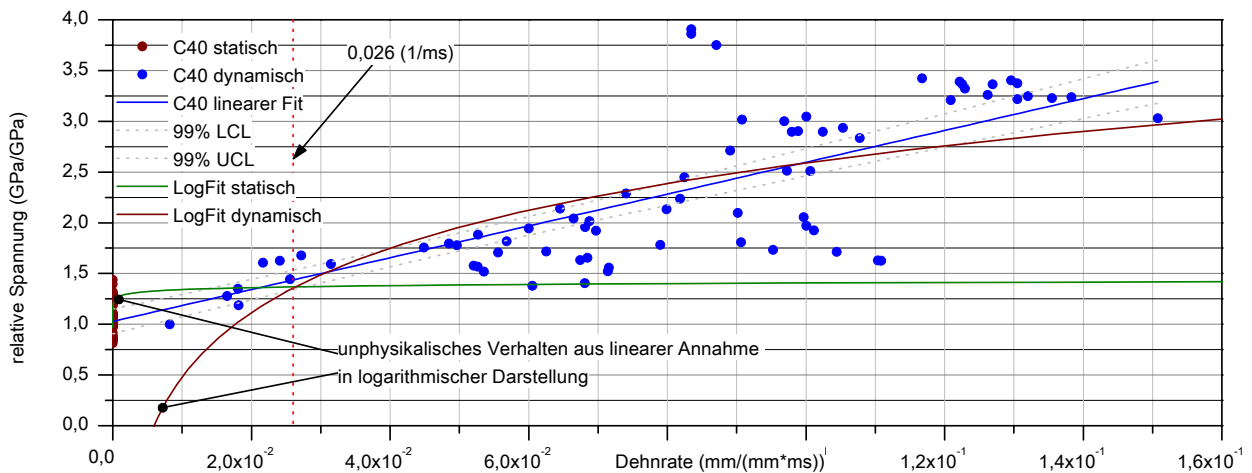


Abb. 5.80: Relativen Spannungen bei logarithmischer Skalierung

Der logarithmische Fit basiert auf der getrennten Betrachtung des statischen und dynamischen Bereichs und resultiert in der logarithmischen Betrachtungsweise in zwei Geraden. Diese Methode

5 Dynamische Kennwertermittlung

ist in etwa vergleichbar mit den Empfehlungen aus der Norm wobei zu erwähnen ist, dass den im Beispiel zugrunde liegenden Varianten keine künstlichen Randbedingungen wie in der Norm hinzugefügt wurden. Der vermeintliche Schnittpunkt der beiden Geraden im log. Bereich ergibt sich im Beispiel bei ca. 26 1/s rein automatisch ohne einer Festlegung des CEB [39] bei 30 1/s zu gehorchen.

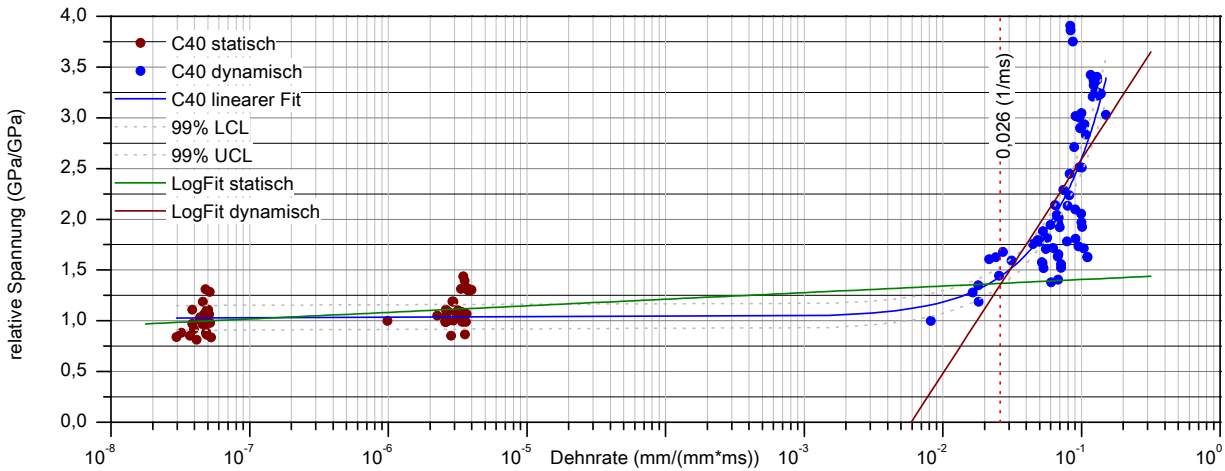


Abb. 5.81: Relativen Spannungen bei linearer Skalierung

Problematisch bei der Annahme eines bilinearen Verlaufes sind die Grenzbedingungen. Aus Abbildung 5.80 wird deutlich, dass dieser Ansatz bei einer linearen Skalierung in den Grenzbereichen nicht vertretbar ist, ein asymptotisches Verhalten bewirkt und den realen Datensatz nur sehr schlecht abbilden kann. Die lineare Approximation bildet diesen Verlauf deutlich besser ab. Es gibt weiterhin keine physikalische Begründung für einen logarithmischen Zusammenhang zwischen Dehnrate und maximaler Spannung. Somit gibt es keinen Anlass, eine Skalierung zu nutzen, welche die Interpretation der Daten deutlich verfälscht. Aus diesem Grund enthält sich der Autor konsequenterweise dieser Darstellungsform.

5.2.7.7 Hinweise zur Bestimmung relativer Spannungen

Eine ähnliche Problematik besteht bei der Definition einer relativen Spannung, da es hierfür prinzipiell mehrere Methoden gibt und sich daraus teilweise gravierende Abweichungen ergeben können. Die Abbildungen 5.82 und 5.83 in logarithmischer Skalierung beinhalten hierzu die relativen Werte für die vier Hauptwerkstoffe, deren DIF-Faktoren jeweils anhand zweier Methoden ermittelt wurden.

1. Methode 1 wird vom Autor als Mittelwertmethode bezeichnet und definiert eine mittlere maximale Spannung bei einer bestimmten Dehnrate, die als statisch betrachtet wird. Das ist die verbreitete Vorgehensweise, da sie prinzipiell recht einfach umzusetzen ist. Häufig werden hierbei allerdings auch unterschiedliche Probengeometrien oder sogar Normfestigkeiten zugrunde gelegt, was zu einer zusätzlichen Verfälschung der Daten führt. Im Beispiel erfolgte die Ermittlung der statischen Kennwerte anhand identischer Probenabmessungen.
2. Methode 2 basiert auf einer Ausgleichsgeraden des Gesamtstichprobenumfangs und bestimmt die Bezugsgröße für die Dehnrate 0. Dies ist allerdings ebenfalls nicht ganz unproblematisch, da beispielsweise aufgrund unterschiedlicher Gewichtung der Daten ein überdurchschnittlicher Einfluss von Daten bestimmter Dehnraten auftreten können. Hierbei ist auf eine entsprechend gut verteilte Grundgesamtheit zu achten.

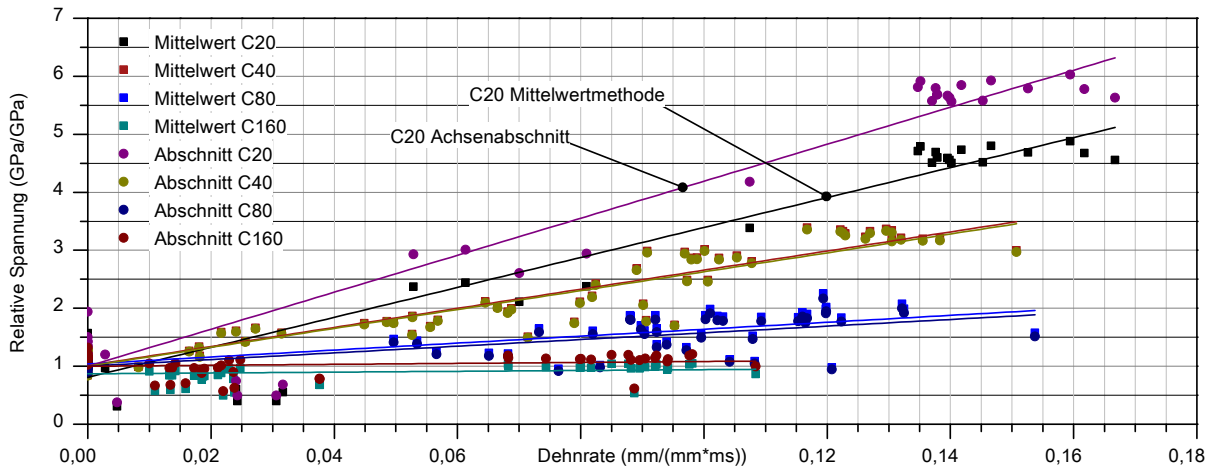


Abb. 5.82: Auswirkungen der Methodik der Spannungsrelativierung

Die Methoden wirken sich unterschiedlich aus. Mit Ausnahme des C20 resultieren nur leichte Veränderungen bei den Steigungen und bewirken Abweichungen im Bereich von ca. 5 %. Der C20 hingegen zeigt einen deutlichen Einfluss durch die Methode, deren Ursachen nicht wirklich erkennbar sind. Die Abweichungen liegen hier in einem Bereich von bis zu ca. 20 %. Abbildung 5.83 beinhaltet hierfür ausnahmsweise nochmals den identischen Datensatz bei logarithmischer Skalierung, woraus sich die Auswirkungen auch bei dieser Skalierungsform visuell ableiten lassen.

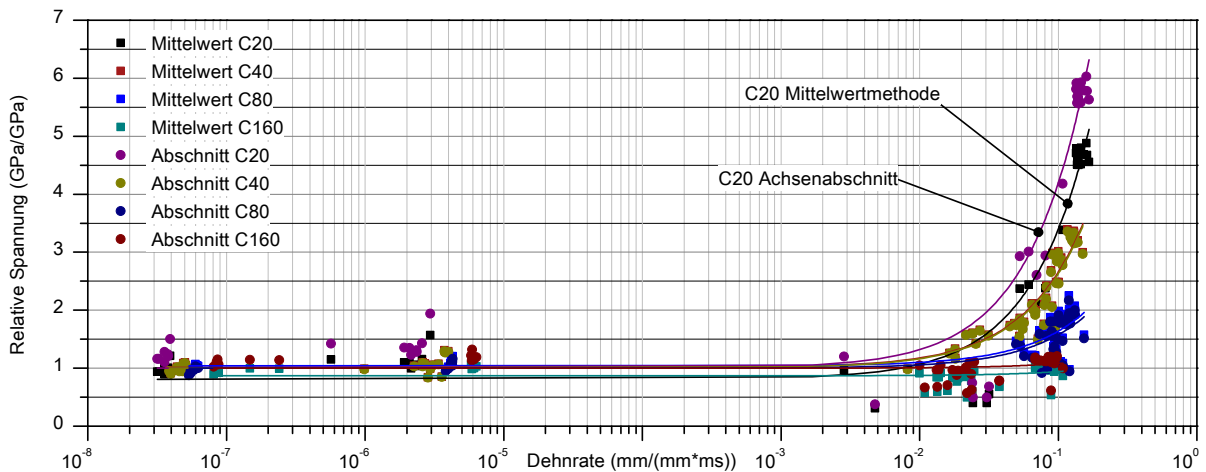


Abb. 5.83: Auswirkungen der Methodik der Spannungsrelativierung logarithmisch

5.2.7.8 Zusammenfassung der wichtigsten skalaren Kenngrößen

Die bisherigen Betrachtungen basieren auf der üblichen Standardmethode unter der Annahme, dass Festigkeiten durch eine Dehnratenabhängigkeit der maximal ertragbaren Spannungen gekennzeichnet sind. Inwieweit diese Aussage global betrachtet haltbar ist, ist weiterhin zu hinterfragen. Dies sprengt allerdings deutlich den Rahmen der vorliegend Arbeit.

Betrachtet man weiterhin die Dehnrate als einzige Bezugsgröße lassen sich aus den Spannungs-Dehnungsbeziehungen exemplarisch die wichtigsten skalaren Kenngrößen ableiten, die nachfolgend für alle Serien zusammengefasst sind. Ziel dieser Gegenüberstellung ist letztlich die Sensibilisierung für die Problematik der wirklichen Signifikanz der einzelnen Kenngrößen.

Maximale Spannungen

Abbildung 5.84 enthält die Zusammenfassung der maximalen Spannungen für den gesamten Untersuchungsumfang. Chargeneinflüsse wurden korrigiert. Längen- und Zustandsänderungen etc. sind

nicht enthalten, sodass die Stichprobe als Referenz für den Werkstoff betrachtet werden kann. Auf die Angabe relativer Kennwerte wird an dieser Stelle verzichtet. Zu erkennen sind die Einflüsse bei höherfesten Werkstoffen, welche bei höheren Spannungen zu geringeren Dehnraten bei gleichen äußerlichen Belastung tendieren. Die Zusammenhänge zwischen den beiden Parametern sind scheinbar von der Grundfestigkeit im statischen Zustand abhängig und streuen stark.

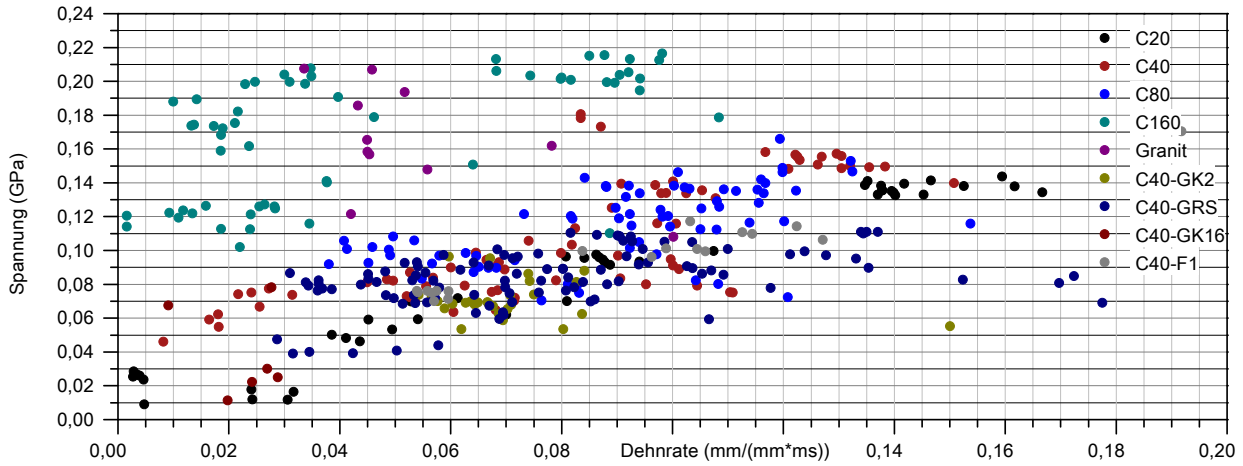


Abb. 5.84: Maximale Spannungen

Dehnungen

Ganz anders sieht dies für die Dehnungen aus. Hierfür wurden die Dehnungen am Spannungsmaximum als eine Art Gleichmaßdehnung definiert. In Abbildung 5.85 wird die gute Korrelation zwischen den beiden Parameter durch die geringe Streubreite und einen gewissen Anstieg deutlich. Da die Dehnraten als mittlere Dehnrates bis zur maximalen Spannung definiert sind, resultiert hieraus natürlicherweise ein starker Zusammenhang aus der Differentiation und der Mittelwertbildung. Der Effekt ist offensichtlich unabhängig von der Grundfestigkeit und lässt sich durch eine einfache Skalierung $\epsilon = m \cdot \dot{\epsilon}$ mit $m = 0,03 \text{ ms}$ beschreiben. Inwieweit die Dehnung am Maxima von der Dehnrates oder die Dehnrates von der Dehnung abhängt ist eine Fragestellung die hier nicht geklärt werden kann. In letzterer Betrachtung resultiert aus dem Zusammenhang $1/m$ eine Skalierung von $100/3 \text{ 1/ms}$. Die Vermutung liegt nahe, dass sich ein ähnlicher Zusammenhang für die resultierenden Dehnbeschleunigungen ergibt und diese einem konstanten Offset entsprechen.

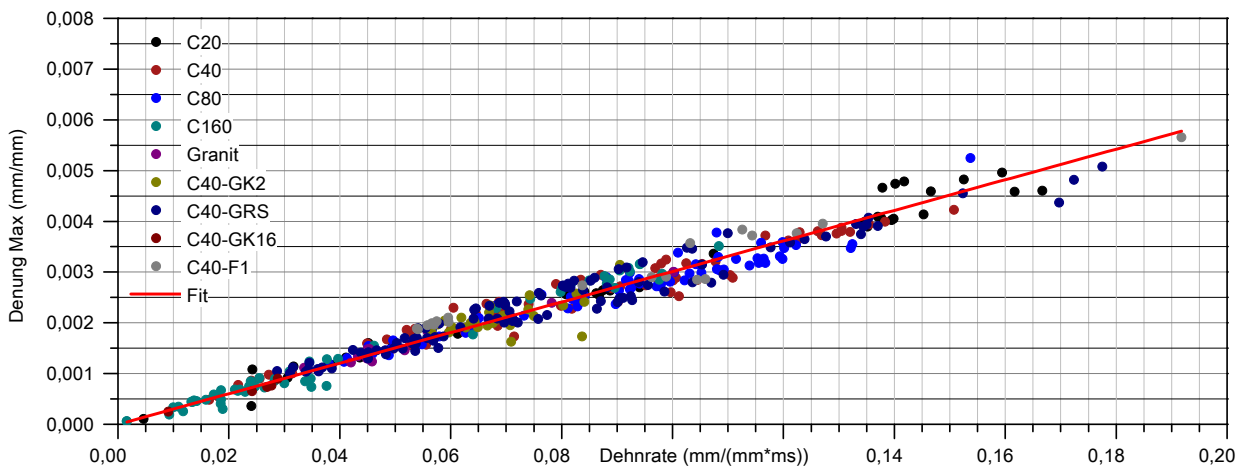


Abb. 5.85: Dehnungen bei maximaler Spannung

Energien

Die Dehnratesabhängigkeiten der resultierenden Bruchenergien werden in Abbildung 5.86 darge-

stellt und zeigen im Vergleich zur Spannung eine recht gute Korrelation auf. Das Energieabsorptionsvermögen der höherfesten Betone wird hierbei deutlich relativiert. Es stellt sich zwar ein gewisser Dehnrateneffekt dar, allerdings ist die Erhöhung gegenüber des Normalbetons nicht sehr ausgeprägt. Betrachtet man die Streubreiten näher, lassen sich keine deutlichen Trends bzw. Abweichungen vom Anstieg erkennen. Interessant ist die Einordnung des C40-F1, der sich energetisch betrachtet entgegen der Vermutung, dass die Fasern eine gewisse Duktilitätssteigerung und ein entsprechendes Absorptionspotential aufweisen, im Mittelfeld einordnet.

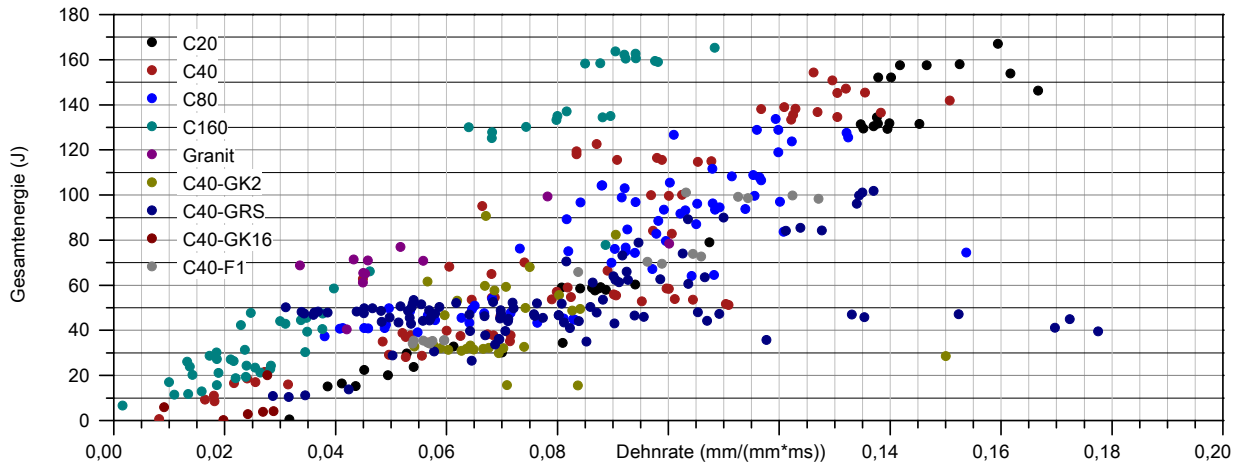


Abb. 5.86: Gesamtenergie

Fit Parameter EM

Die Betrachtungen mit Bezugsgröße Dehnrates lassen sich mit der vorliegenden Datenbasis beliebig fortsetzen. Interessanter ist allerdings die Betrachtung der 3 freien Modellparameter, aus denen sich prinzipiell die restlichen Zusammenhänge rein analytisch ergeben. Parameter *EM* entspricht bekanntermaßen der Anfangssteifigkeit im ungerissenen Zustand für den bereits ein Abfall mit zunehmender Dehnrates erkennbar wurde. In Abbildung 5.87 wird für ihn ein systematischer Abfall für alle Serien aufgezeigt. Inwieweit dieser Zusammenhang sinnvoll ist, wurde bereits diskutiert. Wichtig ist in diesem Zusammenhang eine Gesamtfehlerbetrachtung in der eine durch Differentiation ermittelte Kenngröße deutlich niedriger gewichtet wird als beispielsweise eine maximale Spannung. Das führt im Beispiel dazu, dass der Parameter *EM* womöglich je nach stofflicher Zusammensetzung als konstant betrachtet werden kann.

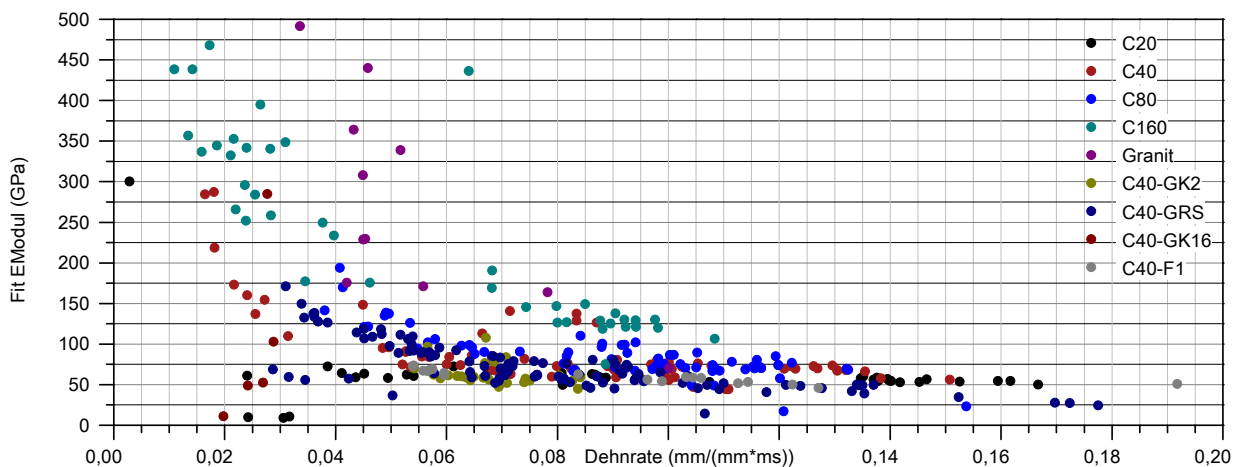


Abb. 5.87: Dehnratesabhängigkeit des Fit Parameters EM

Fit Parameter ED

Abbildung 5.88 beschreibt den Einfluss der Dehnungskenngröße im Modell. Die Abhängigkeit von der Dehnrates wird analog zur definierten maximalen Dehnung erkennbar. Der Parameter ist offensichtlich ebenfalls unabhängig von der Werkstoffklasse und lässt sich mit dem Skalierfaktor $m = 0,04\text{ms}$ beschreiben. Welche Aussage sich hinter diesem banal wirkenden Zusammenhang für die Modellbildung ergibt lässt sich erst durch diese globale Gesamtbetrachtung erfassen. Wenn sich ED als feste Kenngröße bezüglich der Dehnrates ergibt, resultieren daraus nur noch die zwei freien Parameter EM und GD zur Steuerung der Dehnratesbeziehung im Schädigungsmodell.

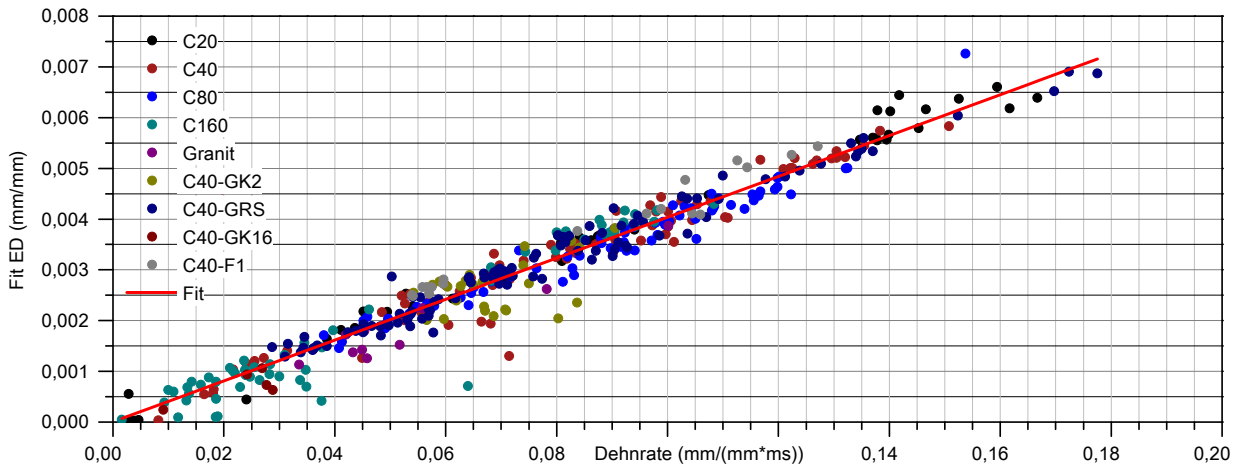


Abb. 5.88: Dehnratesabhängigkeit des Fit Parameters ED

Fit Parameter GD

Das globale Verhalten von GD beschreibt Abbildung 5.89 und zeigt neben der hohen Streubreite einen relativ waagerechten Verlauf. Die Abhängigkeit von der Dehnrates ist entsprechend gering und legt den Schluss nahe diesen Parameter für alle Betone bei einem einheitlichen Wert zu fixieren. Im Beispiel resultiert hieraus ein einheitlicher Formfaktor von $gd = 1,75$ – und reduziert erneut die mögliche Anzahl der Einflussgrößen des Modells.

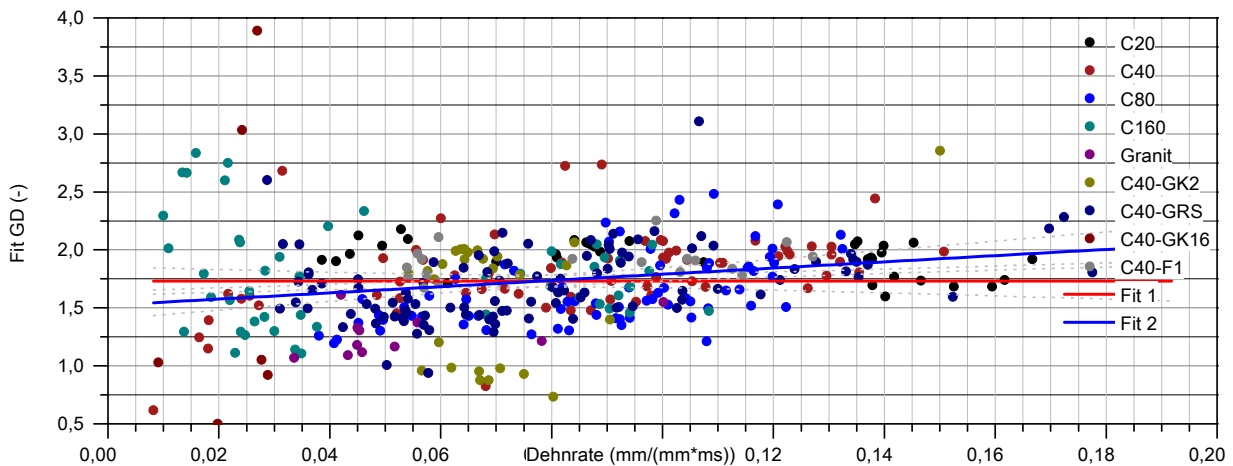


Abb. 5.89: Dehnratesabhängigkeit des Fit Parameters GD

Die Tabellen 5.22 und 5.23 fassen die Einzelwerte für alle Versuchsreihen zusammen. Die Dehnrateseffekte sind jeweils für Spannung, Dehnung oder Energie direkt quantifizierbar oder entsprechend aus den Modellvorstellungen ableitbar. Inwieweit die einzelnen Werte einem Dehnrateseffekt gehören lässt sich anhand ihrer Steigungen m quantifizieren. Das Bestimmtheitsmaß R widerspiegelt die Vertrauenswürdigkeit der jeweiligen Aussage hierzu.

Tab. 5.22: Übersicht ausgewählter Kennwerte der Hauptversuche

Parameter		C20	C40	C80	C160
Spannung	m	$8,55 \cdot 10^{-1}$	$7,89 \cdot 10^{-1}$	$4,99 \cdot 10^{-1}$	$6,71 \cdot 10^{-1}$
	n	$1,32 \cdot 10^{-2}$	$4,09 \cdot 10^{-2}$	$6,90 \cdot 10^{-2}$	$1,40 \cdot 10^{-1}$
	R	$9,48 \cdot 10^{-1}$	$5,27 \cdot 10^{-1}$	$3,06 \cdot 10^{-1}$	$3,40 \cdot 10^{-1}$
Dehnung	m	$2,98 \cdot 10^{-2}$	$2,78 \cdot 10^{-2}$	$2,81 \cdot 10^{-2}$	$3,29 \cdot 10^{-2}$
	n	$5,99 \cdot 10^{-5}$	$2,16 \cdot 10^{-4}$	$1,39 \cdot 10^{-4}$	$-6,77 \cdot 10^{-5}$
	R	$9,77 \cdot 10^{-1}$	$9,44 \cdot 10^{-1}$	$9,25 \cdot 10^{-1}$	$9,84 \cdot 10^{-1}$
Energie	m	$1,29 \cdot 10^3$	$1,10 \cdot 10^3$	$9,15 \cdot 10^2$	$1,76 \cdot 10^3$
	n	$-4,62 \cdot 10^1$	$-1,69 \cdot 10^1$	-3,44	$-1,07 \cdot 10^1$
	R	$9,61 \cdot 10^{-1}$	$7,03 \cdot 10^{-1}$	$6,45 \cdot 10^{-1}$	$9,40 \cdot 10^{-1}$
FitEM	m	$-2,01 \cdot 10^2$	$-1,05 \cdot 10^3$	$-8,36 \cdot 10^2$	$-3,03 \cdot 10^3$
	n	$7,96 \cdot 10^1$	$1,75 \cdot 10^2$	$1,61 \cdot 10^2$	$4,01 \cdot 10^2$
	R	$5,29 \cdot 10^{-2}$	$4,70 \cdot 10^{-1}$	$5,78 \cdot 10^{-1}$	$7,39 \cdot 10^{-1}$
FitED	m	$4,09 \cdot 10^{-2}$	$4,05 \cdot 10^{-2}$	$3,95 \cdot 10^{-2}$	$4,35 \cdot 10^{-2}$
	n	$3,65 \cdot 10^{-5}$	$-3,46 \cdot 10^{-5}$	$-3,14 \cdot 10^{-5}$	$-1,62 \cdot 10^{-4}$
	R	$9,88 \cdot 10^{-1}$	$9,36 \cdot 10^{-1}$	$9,46 \cdot 10^{-1}$	$9,28 \cdot 10^{-1}$
FitGD	m	-1,65	4,69	6,42	-2,16
	n	2,11	1,37	1,05	1,89
	R	$2,09 \cdot 10^{-1}$	$2,41 \cdot 10^{-1}$	$3,19 \cdot 10^{-1}$	$2,50 \cdot 10^{-2}$

Tab. 5.23: Übersicht ausgewählter Kennwerte der Nebenversuche

Parameter		C40-GRS	C40-GK2	C40-GK16	Granit	C40-F1
Spannung	m	$4,84 \cdot 10^{-2}$	$-1,38 \cdot 10^{-1}$	$-9,48 \cdot 10^{-1}$	$-9,70 \cdot 10^{-1}$	$5,82 \cdot 10^{-1}$
	n	$7,86 \cdot 10^{-2}$	$8,06 \cdot 10^{-2}$	$6,06 \cdot 10^{-2}$	$2,16 \cdot 10^{-1}$	$4,25 \cdot 10^{-2}$
	R	$2,00 \cdot 10^{-2}$	$5,00 \cdot 10^{-2}$	$7,00 \cdot 10^{-2}$	$3,40 \cdot 10^{-1}$	$9,00 \cdot 10^{-1}$
Dehnung	m	$2,87 \cdot 10^{-2}$	$1,08 \cdot 10^{-2}$	$1,72 \cdot 10^{-2}$	$2,97 \cdot 10^{-2}$	$2,73 \cdot 10^{-2}$
	n	$2,09 \cdot 10^{-4}$	$1,34 \cdot 10^{-3}$	$4,45 \cdot 10^{-4}$	$3,68 \cdot 10^{-5}$	$4,08 \cdot 10^{-4}$
	R	$7,80 \cdot 10^{-1}$	$3,50 \cdot 10^{-1}$	$7,00 \cdot 10^{-2}$	$9,70 \cdot 10^{-1}$	$9,30 \cdot 10^{-1}$
Energie	m	$2,10 \cdot 10^1$	1,00	$2,31 \cdot 10^2$	$4,34 \cdot 10^2$	$9,87 \cdot 10^2$
	n	$4,50 \cdot 10^1$	$4,30 \cdot 10^1$	1,00	$4,70 \cdot 10^1$	$-2,10 \cdot 10^1$
	R	$1,00 \cdot 10^{-2}$	0,00	$6,00 \cdot 10^{-2}$	$3,50 \cdot 10^{-1}$	$9,30 \cdot 10^{-1}$
FitEM	m	$-7,80 \cdot 10^2$	$-3,43 \cdot 10^2$	$-2,55 \cdot 10^4$	$-4,74 \cdot 10^3$	$-2,73 \cdot 10^2$
	n	$1,35 \cdot 10^2$	$8,70 \cdot 10^1$	$7,79 \cdot 10^2$	$5,23 \cdot 10^2$	$8,40 \cdot 10^1$
	R	$6,30 \cdot 10^{-1}$	$5,00 \cdot 10^{-2}$	$5,40 \cdot 10^{-1}$	$5,00 \cdot 10^{-1}$	$8,70 \cdot 10^{-1}$
FitED	m	$3,91 \cdot 10^{-2}$	$1,74 \cdot 10^{-2}$	$-1,33 \cdot 10^{-2}$	$3,90 \cdot 10^{-2}$	$3,95 \cdot 10^{-2}$
	n	$1,57 \cdot 10^{-4}$	$1,48 \cdot 10^{-3}$	$1,66 \cdot 10^{-3}$	$-1,91 \cdot 10^{-4}$	$3,74 \cdot 10^{-4}$
	R	$9,70 \cdot 10^{-1}$	$3,40 \cdot 10^{-1}$	0,00	$9,10 \cdot 10^{-1}$	$9,70 \cdot 10^{-1}$
FitGD	m	4,46	$1,09 \cdot 10^1$	$5,69 \cdot 10^1$	4,10	1,46
	n	1,35	$8,30 \cdot 10^{-1}$	$4,40 \cdot 10^{-1}$	1,05	1,77
	R	$2,10 \cdot 10^{-1}$	$1,40 \cdot 10^{-1}$	$9,00 \cdot 10^{-2}$	$1,90 \cdot 10^{-1}$	$8,00 \cdot 10^{-2}$

5.2.8 Analysen optionaler Bewertungsmethoden

Die bisherigen globalen Betrachtungen basierten auf einer allgemein üblichen Standardmethode unter Einbeziehung einer erweiterten Betrachtung zu den abhängigen Parametern. Als Bezugsgröße

wurde wie üblich die Kenngröße Dehnrade definiert. Mit dieser Vorgehensweise wird eine entsprechende Übertragbarkeit der Zusammenhänge zu den am häufigsten publizierten Untersuchungen hierzu gewährleistet. Eine kritische Bewertung erfolgte an den entsprechenden Stellen.

Der folgende Abschnitt greift diesen Standard auf und erweitert die Methodik um drei zusätzliche Auswertemethoden die letztlich die zugrunde liegende Vorgehensweise ergänzen. Alternativ hierzu werden in Abschnitt 5.2.9 alternative Auswertemethoden vorgestellt, welche die bisherige Standardherangehensweise grundlegend hinterfragen.

5.2.8.1 Auswirkungen der Reibungskorrektur

Eine optionale Reibungskorrektur stellte KLEPACZKO und MALINOWSKI [86] vor. Die Hintergründe hierzu wurden bereits in Abschnitt 3.4.4 beleuchtet. Obgleich das Modell seit Jahrzehnten bekannt ist und einen gewissen Stand der Technik darstellt, wird diese Korrektur von den meisten Autoren nicht durchgeführt bzw. wird dies nicht dokumentiert. Abbildung 5.90 beschreibt den Einfluss auf den Zusammenhang zwischen Dehnrade und maximaler Spannung am Beispiel des C40 Referenzwerkstoffes. Die Korrektur führt mit zunehmender Dehnrade zur Reduzierung der maximalen Spannungen. Das Modell beinhaltet einen Skalierfaktor der letztlich mit Hilfe eines Reibwertfaktors zur Abminderung der mittleren Spannung führt. Die Abminderung erfolgt dabei in Abhängigkeit vom Längen- und Durchmesser Verhältnis und wirkt sich dementsprechend unterschiedlich bei unterschiedlichen Probenlängen, bspw. im Spallationsversuch aus.

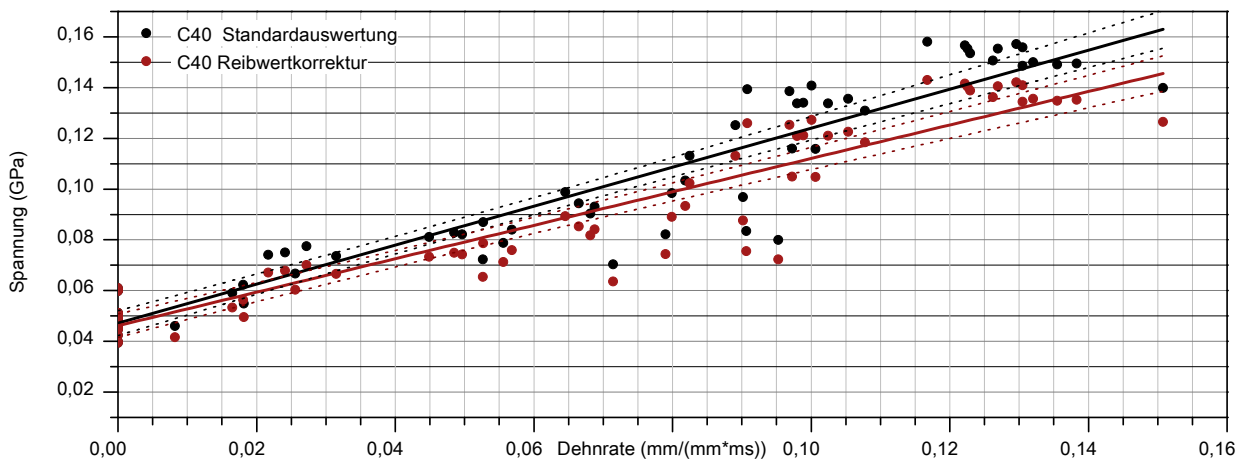


Abb. 5.90: Auswirkungen der Reibungskorrektur am Beispiel C40

Abbildung 5.91 normiert die Darstellung auf den Ausgangszustand und beschreibt in dieser Form besser die relative Abhängigkeit bezüglich der Dehnraten. Mit einer mittleren Abweichung von ca. 10% ist der mögliche Einfluss doch recht beachtlich und relativiert erneut einen möglichen Dehnrateneffekt.

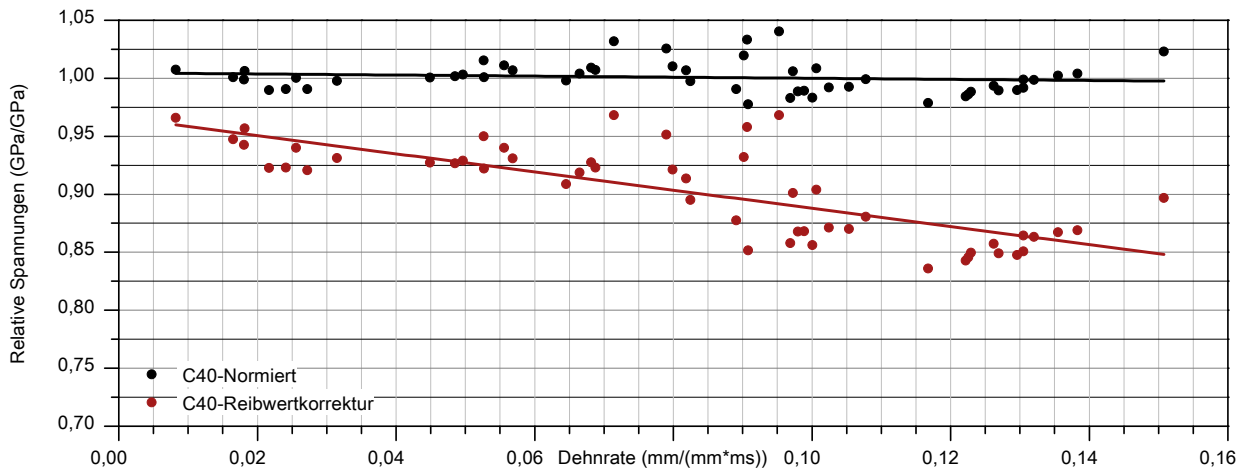


Abb. 5.91: Relative Auswirkungen der Reibungskorrektur am Beispiel C40

Die Auswirkung dieser Korrektur auf die Hauptwerkstoffe unterschiedlicher Grundfestigkeiten beschreibt Abbildung 5.92 anhand der normierten Darstellung. Aus ihr wird ersichtlich, dass sich die Reibwertkorrektur für höherfestere spröde Werkstoffe deutlich stärker auswirkt als für die duktileren geringerer Festigkeit. Die Steigungen der Ausgleichsgerade sind nahezu gleich, sodass von einem systematischen Zusammenhang ausgegangen werden kann. In der Tat bestimmt der Reibwertfaktor aus Abschnitt 6.2 die Steigung der Geraden, erklärt aber nicht direkt den relativ starken absoluten Spannungsabfall für den C160. Hieraus resultiert bei Nichtbeachtung eine Überschätzung des Dehnrateneffektes in der Größenordnung von ca. 10 % bzw. ein Abfall auf ca. $83 \% \cdot \text{ms}$.

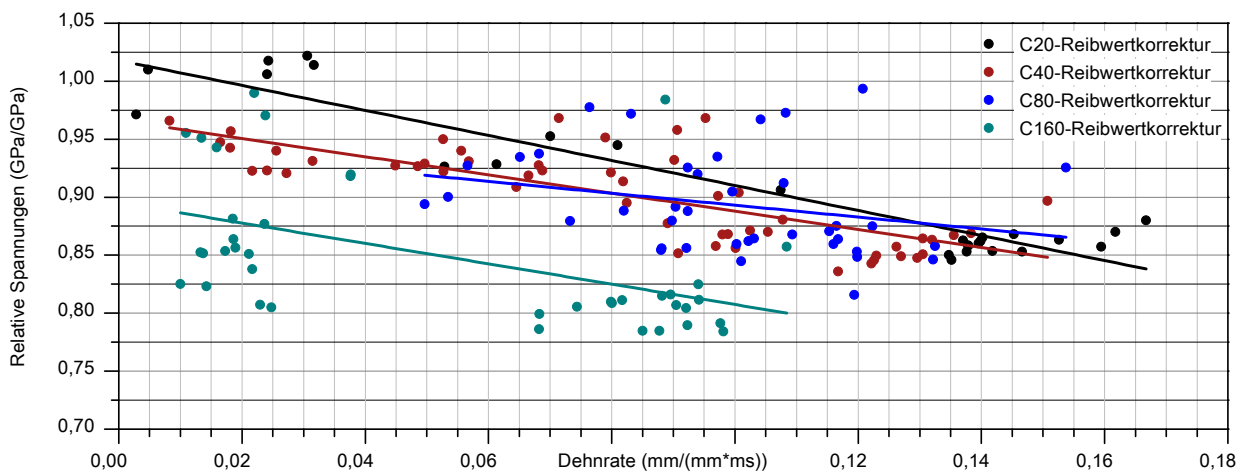


Abb. 5.92: Relative Auswirkungen der Reibungskorrektur für die Hauptwerkstoffe

5.2.8.2 Auswirkungen einer Trägheitskorrektur

Eine weitere optionale Methode stellt die Trägheitskorrektur dar. Sie wurde ebenfalls bereits in den Abschnitten 3.4.7 vorgestellt und in 5.2.8.2 am Beispiel betrachtet. Die Auswirkungen der unterschiedlichen Ansätze auf die Dehnratenabhängigkeit der maximalen Spannungen beschreibt Abbildung 5.93 für den Referenzwerkstoff C40. Einige Ansätze zeigen einen ähnlichen Einfluss mit mittleren Abweichungen im Bereich von ca. 13 % bzw. einer Dehnratenabhängigkeit von $170 \% \cdot \text{ms}$ auf. Andere wiederum führen zu einer fast vollständigen Auslöschung des Dehnrateneinflusses bis hin zu negativen Zusammenhängen, was auf dem ersten Blick recht ungewohnt erscheint.

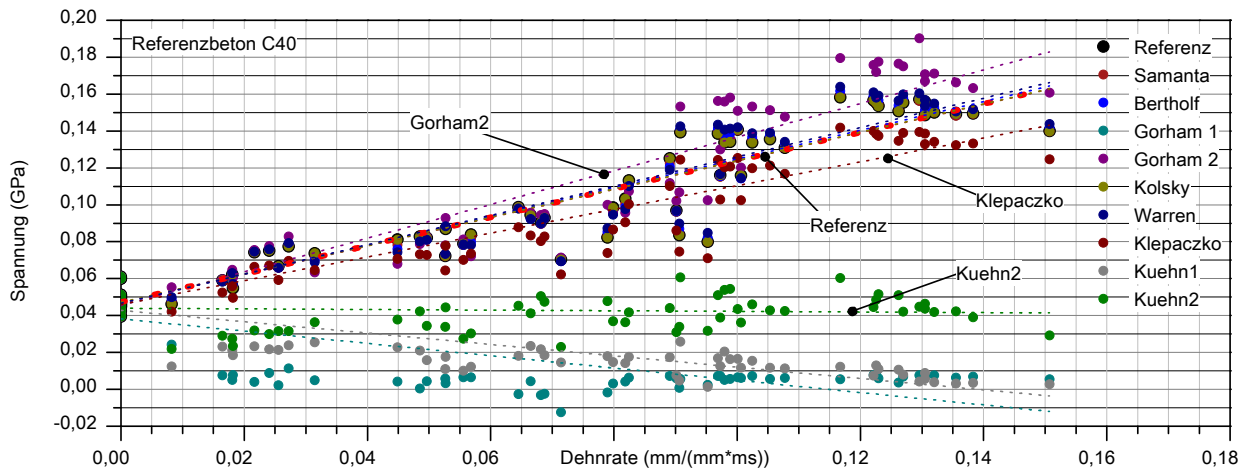


Abb. 5.93: Auswirkungen der Trägheitskorrektur für verschiedene Korrekturmethode

Abbildung 5.94 relativiert die Abweichungen für die Variante nach **KLEPACZKO** [86] für eine geringe Beeinflussung und die Variante **KUEHN**, die eine fast vollständige Reduktion des Dehnrateneinflusses bewirkt. Interessanterweise verursacht der Ansatz nach **KUEHN** nicht nur eine Skalierung der maximalen Spannungen, sondern eine deutliche Reduzierung der Streubreiten. Das liegt daran, dass der Ansatz nicht erst als Korrekturfaktor auf die resultierenden Spannungen wirkt, sondern die Korrektur bereits vor der Wellensubtraktion ansetzt.

Abbildung 5.94 erscheint auf den ersten Blick befremdlich, da ein negativer Zusammenhang vermutet werden kann. Allerdings beschreibt die relative Darstellung nur die relative Abweichung vom unkorrigierten Ausgangszustand. Die Methode nach **KLEPACZKO** bewirkt demnach Abweichungen im Bereich von 13 %, die nach **KUEHN** von mehr als 100 %.

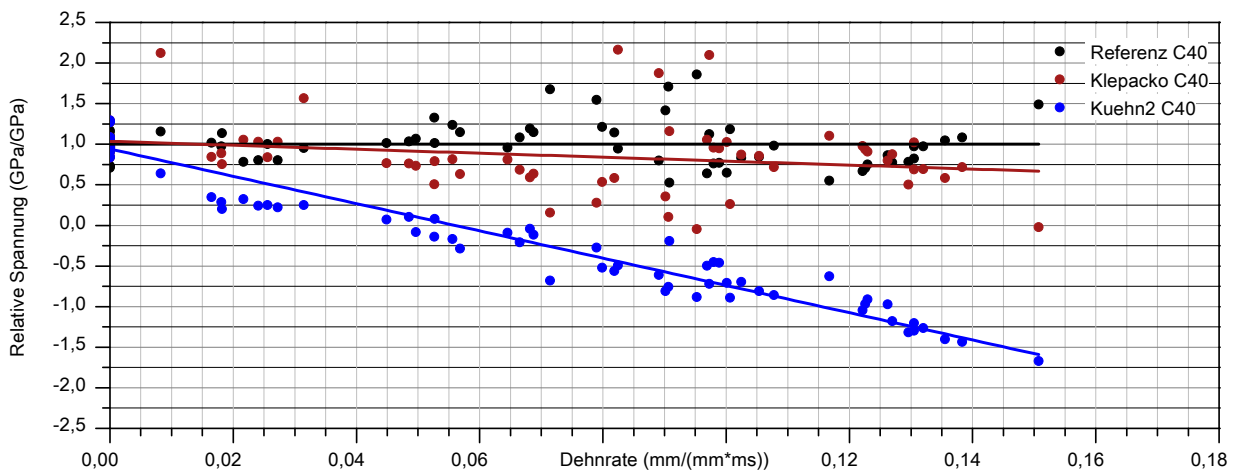


Abb. 5.94: Auswirkungen der Trägheitskorrektur am Beispiel C40

Diese relative Darstellungsform ist notwendig um nachfolgend den Einfluss beider Methoden auf die Hauptwerkstoffe vergleichen zu können. Hierzu wurden beide Ansätze in den Abbildungen 5.95 und 5.96 separat dargestellt und auf die relativen Dehnratenzusammenhänge des jeweiligen Grundwerkstoffes bezogen. Jede Abweichung von der Horizontalen beschreibt also eine entsprechende Korrektur. Zu erkennen ist ein recht systematische Zusammenhang zwischen Grundfestigkeit und der Auswirkung einer Korrektur. Die Auswirkungen werden mit geringerer Grundfestigkeit größer sein als bei höheren Grundfestigkeiten. Hieraus resultiert bei Nichtbeachtung eine Überschätzung des Dehnrateneffektes in der Größenordnung von bis zu ca. 50 % für die Methode nach Klepaczko.

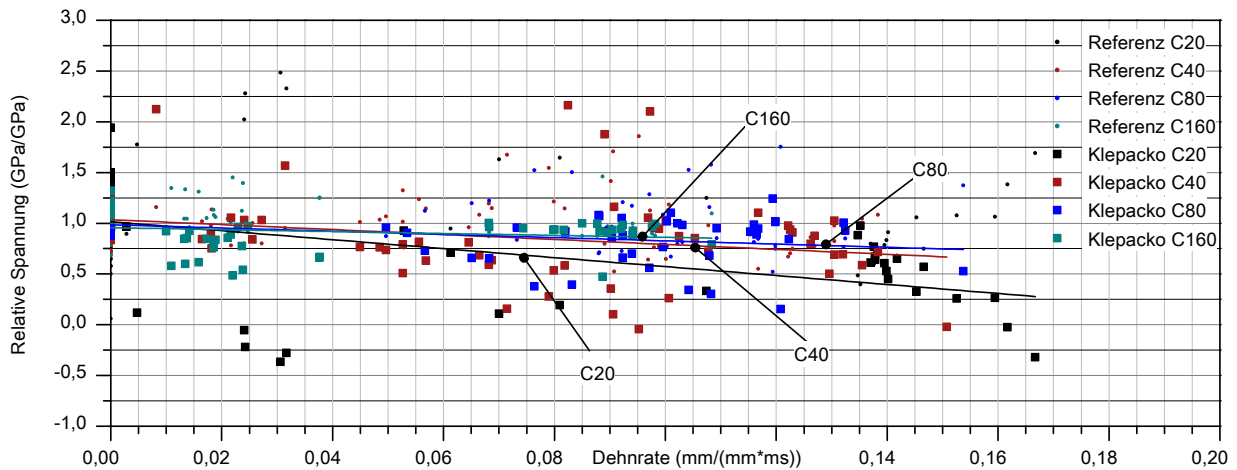


Abb. 5.95: Auswirkungen der Trägheitskorrektur nach KLEPACZKO

5.2.8.3 Auswirkungen der Trägheitskorrektur

Die Auswirkungen der Korrektur nach KÜHN werden in Abbildung 5.96 analog verdeutlicht. Interessanterweise ist hierin der Zusammenhang aus Grundfestigkeit und Korrektoreinfluss viel deutlicher zu erkennen und verfestigt die Vermutung nach einer entsprechenden Systematik dahinter. Neben diesem Effekt wird auch die deutlich geringere Streubreite bei dieser Methode offensichtlich, auch wenn die Darstellungen durch ihre unterschiedlichen Skalierungen leicht verfälscht wirken.

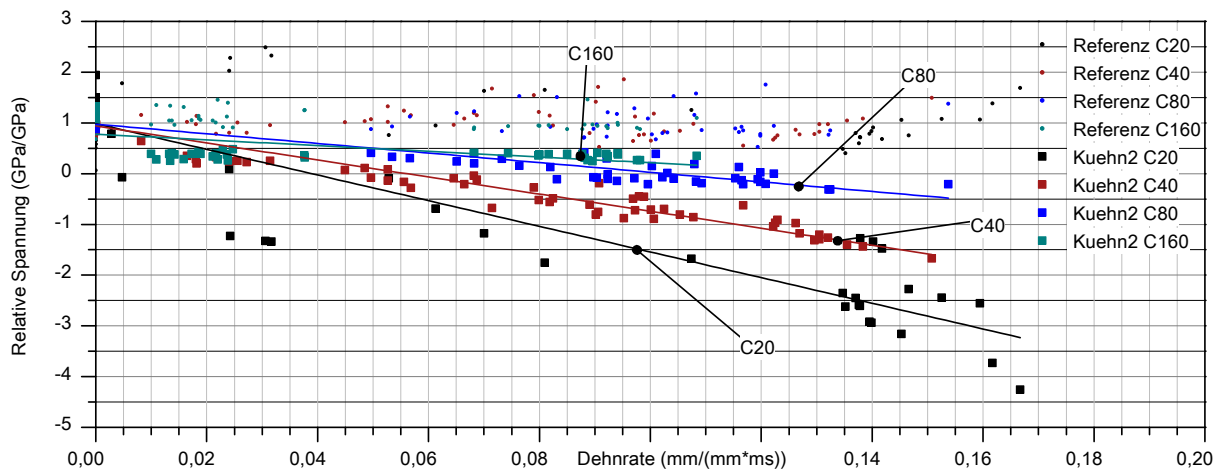


Abb. 5.96: Auswirkungen der Trägheitskorrektur nach KÜHN

Die klassische DIF-Darstellung der relativen Spannungen verdeutlicht an dieser Stelle nochmals diesen Zusammenhang, auch wenn darin die relativen Abweichungen von der Dehnrate nicht so deutlich erkennbar sind. Referenz und korrigierte Werte zeigen, dass die Anwendung dieser Methode global betrachtet zu einem vollständigen Ausgleich des vermeintlichen Dehnrateneinflusses führen. Bei dieser Betrachtung muss fairerweise auch berücksichtigt werden, dass bereits die Methodik zur Ermittlung der relativen Spannungen zur starken Verfälschung der Daten in einer Größenordnung von bis zu 20% führen kann (vgl. Abschnitt 5.2.7.7).

Zusammenfassend kann also festgehalten werden, dass sich nach dieser Methode kaum ein Einfluss der Dehnrate auf eine mögliche Spannungserhöhung feststellen lässt.

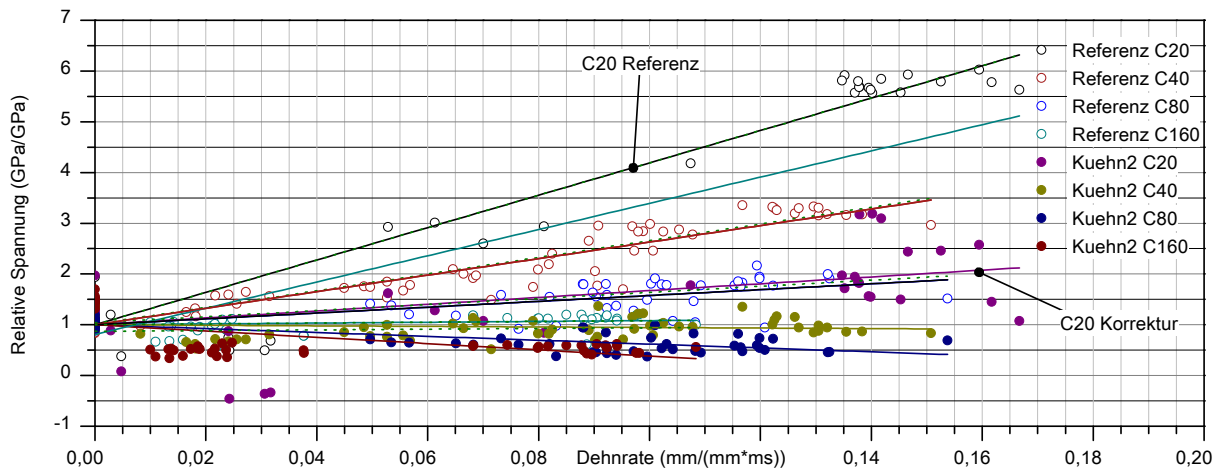


Abb. 5.97: Auswirkungen der Trägheitskorrektur

5.2.8.4 Auswirkungen einer Bruchflächenberücksichtigung

Keine Korrektur im eigentlichen Sinne, sondern eine Relativierung der Zusammenhänge lässt sich auf Basis der ermittelten freien Oberflächen nach Abschnitt 6.1 auch für die Druckversuche betrachten. Hierfür wurden die spezifischen Flächen für verschiedene Werkstoffklassen bei verschiedenen Dehnraten mit einem Stichprobenumfang von ca. 150 Proben bestimmt. Hintergrund ist, dass mit zunehmender Dehnrate eine deutlich feinere Fragmentierung der Proben feststellbar ist, welche zu deutlich größeren Rissoberflächen führt, für deren Entstehung wiederum mehr Energie notwendig ist. Die spezifische Fläche stellt dabei die relative Oberfläche, bezogen auf die Mantelfläche des Probekörpers, dar. In einer gesamtenergetischen Betrachtung hat dies Auswirkungen auf die maximalen Spannungen und kann bei Nichtbeachtung eine zusätzliche Dehnratenabhängigkeit der ermittelten maximalen Spannungen erzeugen.

Abbildung 5.98 stellt hierfür die spezifischen Flächen der Versuchsreihe für die vier Hauptwerkstoffe den ermittelten Dehnraten gegenüber. Deutlich ist der Trend zu größeren Rissoberflächen mit zunehmenden Dehnraten zu erkennen, welche durch eine feinere Fragmentierung der Bruchstücke gekennzeichnet ist. In die Trendermittlung einbezogen wurden die Kennwerte der statischen Druckversuche, die in dieser Darstellungsform nicht erkennbar sind. Die unterschiedlichen Streuungen der Daten können durch das 99 % Konfidenzlevel der Ellipsen verglichen werden. Verdeutlicht wird der Effekt, dass sich bei identischer äußerer Energieeinwirkung unterschiedliche Dehnraten einstellen, was für den C160 beispielweise zu einer Konzentration der Datenbasis im niedrigen Bereich mit wenigen größeren Fragmenten führt. Der C20 verursacht aufgrund seiner deutlich höheren Duktilität entsprechend höhere Dehnraten und eine feinere Fragmentierung.

5.2 Druckversuche für dynamische Kennwerte am SHB (SHPB)

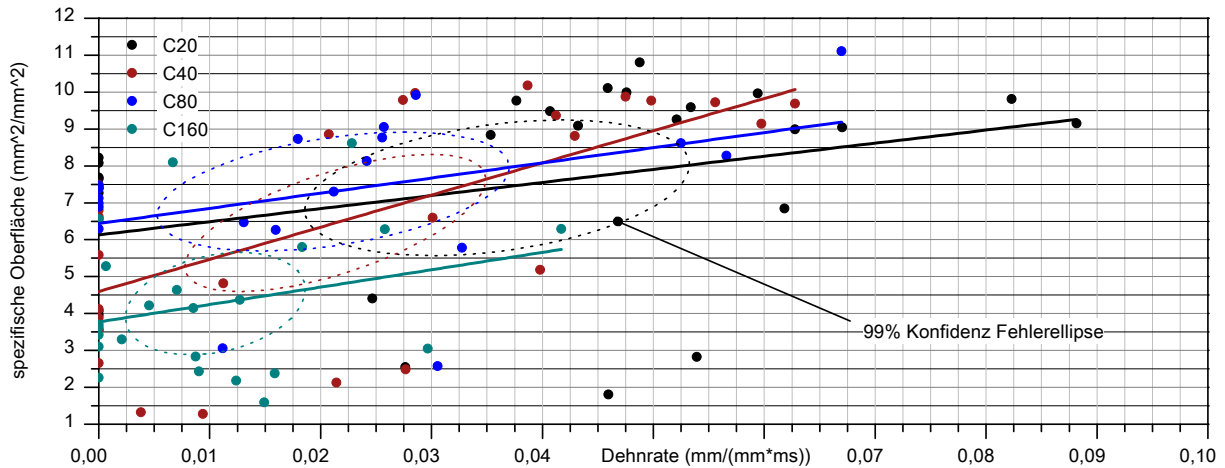


Abb. 5.98: Spezifische Oberflächen für Betone der Hauptversuche

Inwieweit eine Korrektur der maximalen Spannungen auf Basis der freien Oberfläche sinnvoll oder nicht ist, wurde bereits diskutiert. Im Grunde genommen ist die resultierende Bruchenergie die einzige Kenngröße die in einem direkten Zusammenhang mit der Rissoberfläche stehen sollte und letztlich als spezifische Bruchenergie betrachtet werden kann. Das Beispiel dient demnach eher dazu, eine mögliche Korrelation zwischen Spannung und resultierender Fläche analog zum Zugversuch aufzuzeigen, bei dem der Bezug der Kraftwirkung auf die korrekte Bruchfläche natürlich evident ist.

Abbildung 5.99 zeigt die korrigierten relativen Spannungen für die entsprechenden Dehnrates. Die Korrektur erfolgt natürlich probenspezifisch anhand der jeweiligen Einzelwerte. Die Steigungen der Ausgleichsgeraden sind im wesentlichen deutlich geringer. Ein horizontaler Verlauf würde erneut eine entsprechende Unabhängigkeit von der Dehnrates bezeichnen. Die duktileren Werkstoffe zeigen hier einen deutlich größeren Einfluss als der recht spröde C160. Neben der veränderten Steigung lässt sich ein geringfügiges Offset erkennen, welches sich aus den korrigierten statischen Kennwerten ergibt.

Mit der Methode lassen sich deutlich reduzierte maximale Spannungen erkennen. Die Abweichungen liegen in der Größenordnung von ca. 10 % bis 50 %. Inwieweit sich diese Variante allerdings auch im Druckversuch analog zum Zugversuch eignet um eine reale bzw. spezifische Spannung hieraus abzuleiten, kann an dieser Stelle nicht näher betrachtet werden. Diese Vorgehensweise wird allerdings später noch relevant.

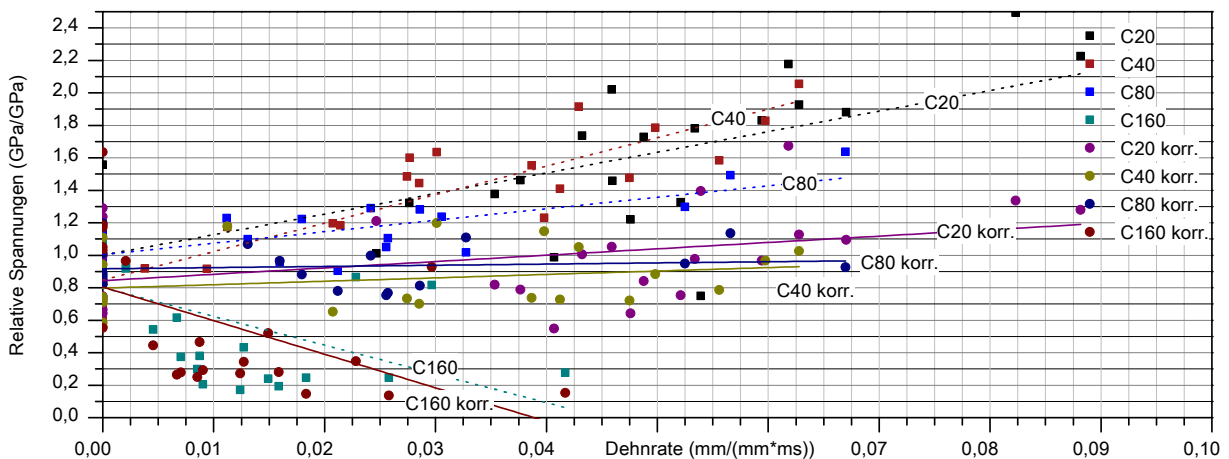


Abb. 5.99: Auswirkungen einer Spannungskorrektur bezüglich der Bruchoberfläche

Exkurs zur Ermittlung der spezifischen Bruchenergien

Wesentlich effizienter erscheint an dieser Stelle der Exkurs zur Energie verbunden mit der Loslösung von der üblichen Spannungs-Dehnratenbeziehung. Abbildung 5.100 stellt hierfür den an der Probe wirkenden Energieanteil bis zum Erreichen des Spannungsmaximums dar. Bis zu diesem Punkt wird von einem elastisch-plastischen Verhalten ausgegangen, was in einer ersten Annahme relevant für die Ausbildung der freien Oberflächen sein kann. Interessant sind dabei die Steigungen der Geraden welche einen ähnlichen Verlauf aufzeigen. Der Zusammenhang zwischen Dehnrade und wirksamer Energie ist offensichtlich für die vier Hauptwerkstoffe vergleichbar. Die sichtbaren Verschiebungen resultieren erneut in erster Linie aus den sich unterschiedlich einstellenden Dehnratenbereichen.

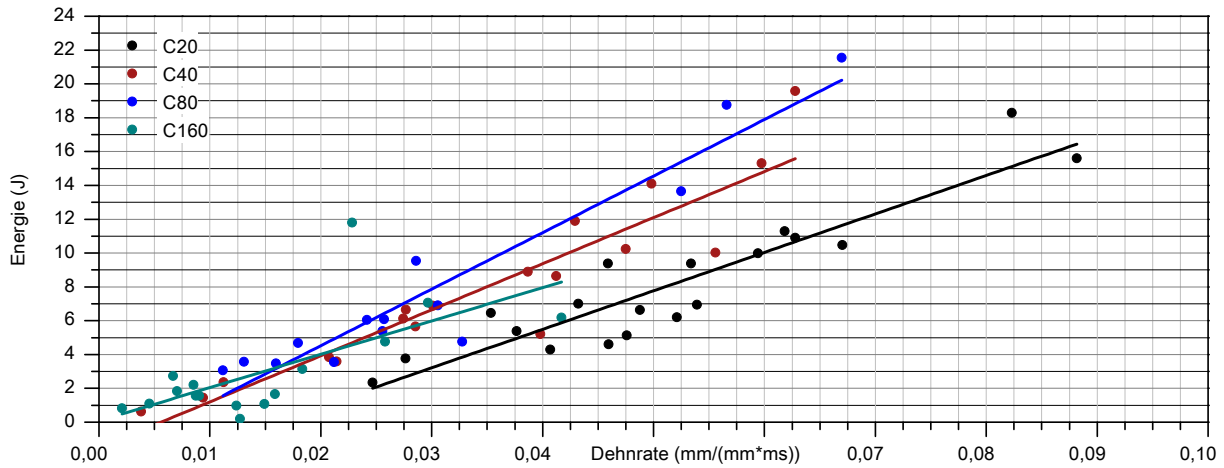


Abb. 5.100: Zusammenhang zwischen wirksamer Energie und Dehnrade

Die Relativierung dieser Werte mit der erzeugten Bruchoberfläche zu spezifischen Energien führt zum Verlauf in Abbildung 5.101. Die Werte streuen deutlich stärker und der Zusammenhang zwischen spezifischer Energie und Dehnrade wird weniger fassbar. Die spezifische Energie korreliert entsprechend weniger mit der Dehnrade als dies für die volumenbezogenen Gesamtenergien gilt. In konsequenter Anwendung dieses Zusammenhanges lassen sich die spezifischen Bruchenergien der Werkstoffe offensichtlich dehnratenunabhängig ermitteln. Diese Problematik wird zu einem späteren Zeitpunkt nochmals aufgegriffen, da an dieser Stelle der Fokus eher auf den Einfluss der Bruchflächenkorrektur lag und die korrekte Ableitung eines Zusammenhanges eine deutlich tiefgründigere Betrachtung hierzu bedarf (vgl. Abschnitt 5.2.10.1).

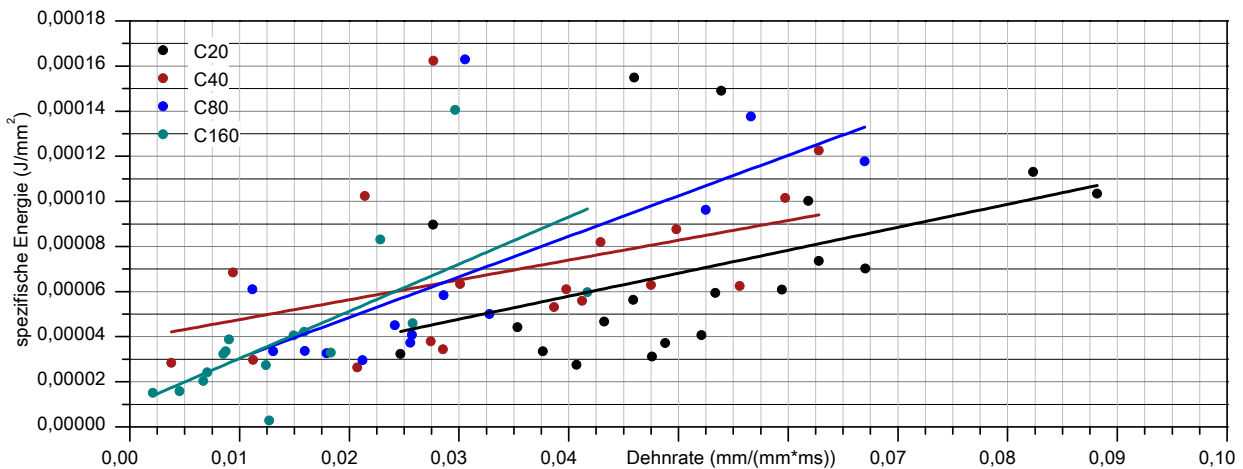


Abb. 5.101: Dehnratenabhängigkeit der spezifischen Energie

5.2.9 Auswirkungen alternativer Auswertungsansätze

Die bisherigen Ausführungen beschränken sich auf eine optionale Nachbearbeitung der mit einer allgemein üblichen Auswertemethodik ermittelten Basisdaten. Dementsprechend sind diese Aussagen und Methoden prinzipiell auch auf Ergebnisse anderer Autoren übertragbar. Die jeweils verwendete Methode unterliegt allerdings einer Vielzahl von Einflussfaktoren, welche am Detailbeispiel bereits ausführlich diskutiert wurden. In welcher Form sich diese Faktoren global auswirken veranschaulichen die folgenden Abschnitte.

5.2.9.1 Globale Auswirkungen von Filtermethoden

Abschnitt 5.2.3.2 stellte die detaillierten Zusammenhänge zum Einfluss der fünf für sinnvoll betrachteten Filtermethoden für den Referenzversuch dar. Die globalen Auswirkungen bei unterschiedlichen Dehnraten lassen sich an der Referenzserie C40 recht gut ableiten. Es wird davon ausgegangen, dass diese prinzipiellen Zusammenhänge auf alle anderen Betone übertragbar sind.

Die Filtervarianten waren wie folgt definiert:

1. Tiefpassfilter bei 100 kHz
2. Tiefpassfilter bei 50 kHz,
3. Tiefpassfilter bei 50 kHz, und 20 kHz für die reflektierte Welle
4. Tiefpassfilter bei 20/20 kHz zur Unterdrückung der Querwelle bei 20 kHz
5. Tiefpassfilter bei 20/10 kHz zur stärkeren Unterdrückung der Querwelle bei 10 kHz

Die Filtervariante 3 stellt dabei die Referenz für alle weiteren Untersuchungen dar. Der resultierende Dehnrateneinfluss auf die Spannung lässt sich mit $0,74 \text{ GPa} \cdot \text{ms}$ bestimmen. Die Methoden 1 und 2 führen zu höheren resultierenden Dehnraten, eine stärkere Filterung durch die Varianten 4 und 5 zur Reduzierung der resultierenden Dehnraten. Die Steigungen variieren in einem geringen Bereich wodurch sich mittlere Abweichungen von ca. 19 % einstellen. Interessanterweise resultiert aus Variante 1 eine recht hohe Streubreite, was die Sensibilität der Auswertemethode im hohen Frequenzbereich aufzeigt und die Wichtigkeit der korrekten Filtereinstellung unterstreicht. Erstaunlich ist dabei der Zusammenhang, dass ein deutlich stärker geglätteter Wellenverlauf zu größeren maximalen Spannungen führen kann. Die Varianten 1 und 5 zeigen die Grenzen auf. Variante 2 und 4 unterscheidet sich nicht gravierend von der Referenzmethode, sodass auch hiermit vertretbare Ergebnisse zu erzielen wären. Die Abweichungen liegen dann in der Größenordnung von ca. 10 %.

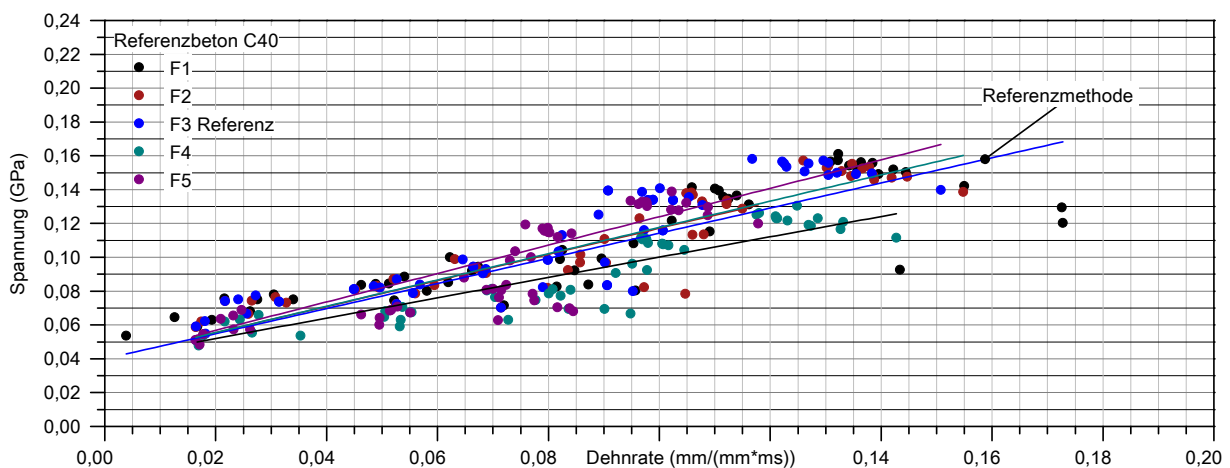


Abb. 5.102: Auswirkungen der Filtermethoden am Beispiel C40

5.2.9.2 Globale Auswirkungen von Selektionsmethoden

Ein wesentlich größerer Einfluss konnte hierfür bereits in Abschnitt 5.2.3.3 am Einzelbeispiel identifiziert werden (vgl. Abb. 5.27). Die richtige Wahl des Wellenstartzeitpunktes spielt demnach eine größere Rolle als die Wahl der korrekten Filtereinstellung. Zur Analyse des globalen Einflusses auf den Spannungs-Dehnratenzusammenhang wurden diese Methoden am Beispiel der Referenzserie betrachtet. Prinzipiell liegen die Daten für alle Versuche vor, allerdings wird auch hierbei der Übersichtlichkeit halber die Stichprobe für den Referenzwerkstoff C40 betrachtet.

Die einzelnen Selektionsmethoden wurden bereits wie folgt definiert:

1. Die Selektion erfolgt anhand der Zeitpunkte der Impulsmaxima. Der Zeitversatz zwischen Ein- und Ausgangswelle wird entsprechend des größten Zeitversatzes gewählt.
2. Die Selektion erfolgt anhand der Impulsstartzeiten Variante 1. Der Zeitversatz zwischen den Wellen beträgt in diesem Fall 0.
3. Die Selektion erfolgt anhand der Impulsstartzeiten Variante 2. Der Zeitversatz zwischen den Wellen ergibt sich aus der maximalen Zeitdifferenz.
4. Die Selektion erfolgt anhand der Impulsflankenzeiten. Der Zeitversatz zwischen den Wellen ergibt sich aus der maximalen Zeitdifferenz.
5. Die Selektion erfolgt anhand der Definition für die erste Wellenreaktion. Der Zeitversatz zwischen den Wellen ergibt sich aus der maximalen Zeitdifferenz.
6. Die Selektion der Eingangswelle erfolgt anhand der Impulsstartzeiten von Variante 1. Die Anpassung der reflektierten und transmittierten Welle erfolgt anhand der Flankenzeiten. Der Zeitversatz ergibt sich aus der Differenz zur Eingangswelle.
7. Eingangswelle und transmittierte Welle werden anhand der Impulsstartzeiten Variante 1 bestimmt. Die der reflektierten Welle aus der theoretischen Wellenlaufzeit.

Variante 6 stellt dabei die Referenz für alle Analysen dar.

Die Zusammenhänge in Abbildung 5.103 zeigen die deutlich stärkeren Abweichungen von der Referenz mit einem Dehnrateneinfluss von ca. $0,74 \text{ GPa} \cdot \text{ms}$. Die Varianten S2 und S3 erzeugen einen deutliche höheren Einfluss im Bereich von $1,19 \text{ GPa} \cdot \text{ms}$, die Varianten S1, S5 und S7 mit ca. $0,63 \text{ GPa} \cdot \text{ms}$ einen deutlich geringeren. Variante 4 liegt im Bereich der Referenz. Sie beinhaltet analog zur Referenz die Ausrichtung der reflektierten Wellenzüge anhand der mittleren Flankenwerte.

Pauschal lässt sich hieraus kein Rückschluss auf die Güte der einen oder anderen Methode erfassen. Hilfreich ist allerdings die Streubreite der einzelnen Methoden, die zumindest einen Anhaltspunkt für eine gewisse Sensibilität beinhaltet. Sie lässt sich anhand der Bestimmtheitsmaße quantifizieren. Die Varianten 1 und 5 weichen deutlich von den anderen ab. Das Spannungsmaximum und ein vermeintlicher Zeitpunkt einer ersten Wellenreaktion ist demzufolge eher ein schlechtes Selektionskriterium. Ähnlich sieht dies für Variante 7 aus. Hierbei wird der Startzeitpunkt der reflektierten Welle aus den theoretischen Wellenlaufzeiten durch die Stäbe bestimmt. Diese Methode ist einfach und entsprechend weit verbreitet. Allerdings zeigt auch diese Methode eine recht hohe Streubreite in der globalen Betrachtung auf und kann aus diesem Grunde nicht empfohlen werden.

Global betrachtet lässt sich zusammenfassen, dass sowohl die Festlegung der Startzeitpunkte über den linearen Fit der Anstiegsflanke als auch die Ausrichtung der Flanken zueinander recht gute Ergebnisse liefern. Je nach Wahl der Methode resultieren hieraus allerdings weiterhin mittlere Abweichungen in einem Bereich von ca. 36 %.

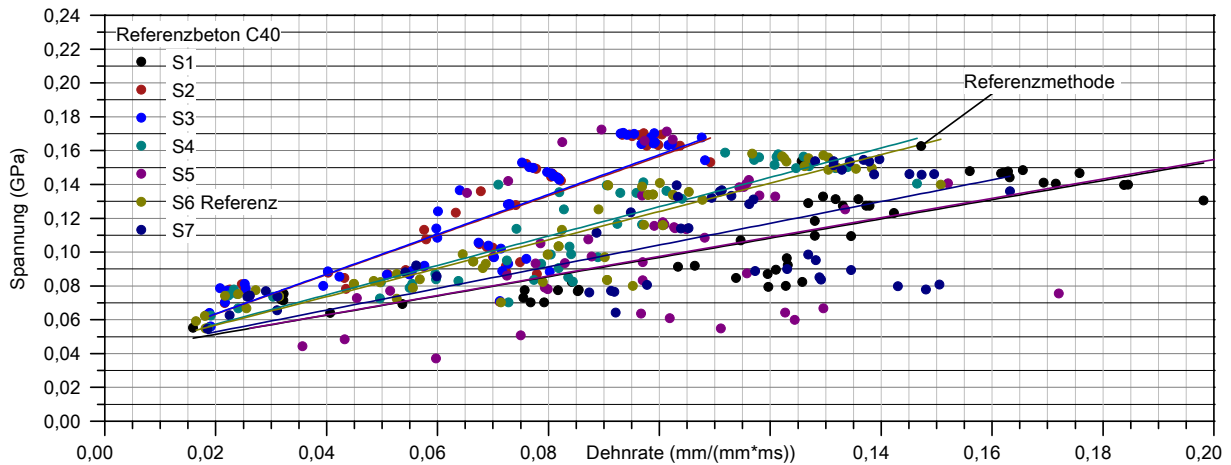


Abb. 5.103: Auswirkungen der Selektionsmethoden am Beispiel C40

5.2.9.3 Auswirkungen der Berücksichtigung des Wellenzeitversatzes

Aus den entsprechenden Selektionsmethoden resultieren letztlich Ungenauigkeiten bei der Bestimmung der Startzeitpunkte der drei Wellenzüge. Die lokale Betrachtung dieser Einflussgröße erfolgte in Abschnitt 5.2.3.3 und quantifizierte die maximalen Abweichungen im Bereich von ca. 10 %. Die globale Betrachtung erfolgt anhand der Referenzselektionsmethode 6 und der Variation des Zeitversatzes der reflektierten Welle, welche die maßgebliche Schwachstelle darstellt.

Analog zu Abschnitt 5.2.3.3 erfolgt die Variation der Versatzzeiten wie folgt:

1. Referenz $0 \cdot dt$ (0,13 mm, 40 MHz)
2. $100 \cdot dt$ (12,50 mm, 400 kHz)
3. $1000 \cdot dt$ (125,00 mm, 40 kHz)
4. $-100 \cdot dt$
5. $-1000 \cdot dt$

Der Parameter dt beinhaltet dabei mit $dt = 25 \text{ ns}$ (40 MHz) das kleinste messtechnisch erfassbare Zeitinkrement. Die Abweichungen unterhalb von $10 \cdot dt$ (4 MHz) wirken sich kaum auf das Ergebnis aus, was sicherlich auch daran liegt, dass die Grenzfrequenz der DMS bei ca. 2 MHz liegt. Der Wellenversatz ergibt sich bei dieser Zeitdifferenz immerhin bereits mit 1,25 mm.

Abbildung 5.104 beschreibt den Spannungs-Dehnratenzusammenhang für die unterschiedlichen Zeitdifferenzen. Auf den ersten Blick resultiert hieraus scheinbar keine Systematik hinter der doch deutlichen Beeinflussung der Ergebnisse. Betrachtet man die resultierenden Dehnraten zeigt sich, dass ein positiver Zeitversatz zu höheren Dehnraten führt, der negative zu deutlich kleineren. Das Diagramm verdeutlicht, dass bereits ein kleiner Zeitversatz zu mittleren Abweichungen von ca. 30 % führen kann. Ein Versatz von $1000 \cdot dt$ führt im Beispiel zu 50 %.

Die Aussagen sind insofern von großer Bedeutung, dass die Betrachtungen zur Filtereinstellung den Schluss nahelegen lässt, dass bereits eine geringe Aufzeichnungsrate ausreicht den Versuch korrekt durchzuführen. Dies ist jedoch eine häufige Fehlerquelle. Die Ausführungen zeigen, dass bereits durch die Reduktion der Messfrequenz auf 400 kHz ein Fehler von 25 % zu erwarten ist. Gravierender wirkt sich dieser Fehler dann zusätzlich auf die Bestimmung eines häufig angegebenen dynamischen Elastizitätsmoduls auf Basis der Wellendurchlaufzeiten aus. Betrachtet man den resultierenden Wegversatz von 12,50 mm bei einer Probenlänge von 80 mm erkennt man, dass dessen Bestimmung eigentlich unmöglich wird.

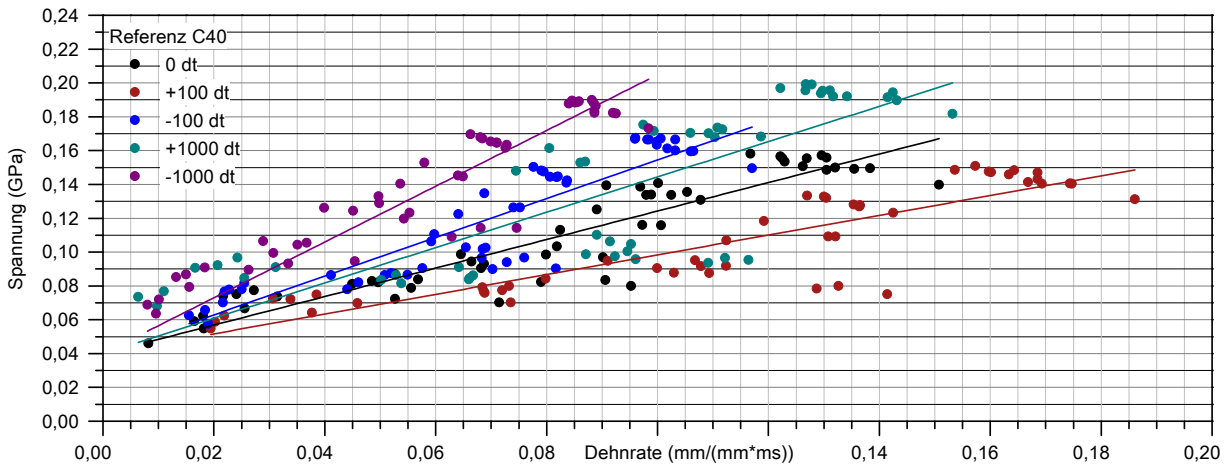


Abb. 5.104: Auswirkungen eines geringen Zeitversatzes am Beispiel C40

5.2.9.4 Auswirkungen der Berücksichtigung des Probenzeitversatzes

Eine ähnliche Problematik stellt sich bekanntermaßen durch den Zeitversatz aufgrund der Probe ein. Die lokale Betrachtung hierzu erfolgte in Abschnitt 5.2.3.3 und ergab hieraus Abweichungen bei der Bestimmung der maximalen Spannung in der Größenordnung von 30 %. Die zugrunde liegende Selektionsmethode 8 basiert auf Methode 6 unter Beibehaltung der Versatzzeit. Dies bedingt eine geringfügig modifizierte Auswerteroutine, die allerdings keinen weiteren Einfluss ausweisen sollte.

Die Versatzzeiten resultieren aus der Zeit für den Probendurchlauf wie folgt:

1. Referenz, kein Zeitversatz
2. 1/2 Probendurchlaufzeit, (28,17 μ sec)
3. 1/4 Probendurchlaufzeit, (14,08 μ sec)
4. -1/2 Probendurchlaufzeit
5. -1/4 Probendurchlaufzeit

Die Referenz beinhaltet den resultierenden Zeitversatz aus Selektionsmethode 8 und liegt mit einem Dehnrateneinfluss von 0,86 GPa · ms leicht oberhalb der Referenzmethode 6 (0,74 GPa · ms). Die Bewertungsmethoden unterscheiden sich an dieser Stelle geringfügig. Für die relative Aussage zum Einfluss der Probenversatzzeit spielt dies allerdings keine entscheidende Rolle. Abbildung 5.105 zeigt die Verläufe für die Varianten. Ein positiver Zeitversatz resultiert in geringeren Dehnraten, der negative in höhere Dehnratenbereiche. Die maximalen Spannungen gehorchen analog dieser Systematik. Je höher die resultierenden Dehnraten, desto geringer erscheinen die maximalen Spannungen.

Im Bezug auf die Referenz resultieren aus der globalen Betrachtung, analog zur lokalen Betrachtung mittlere Abweichungen im Bereich von ca. 30 %.

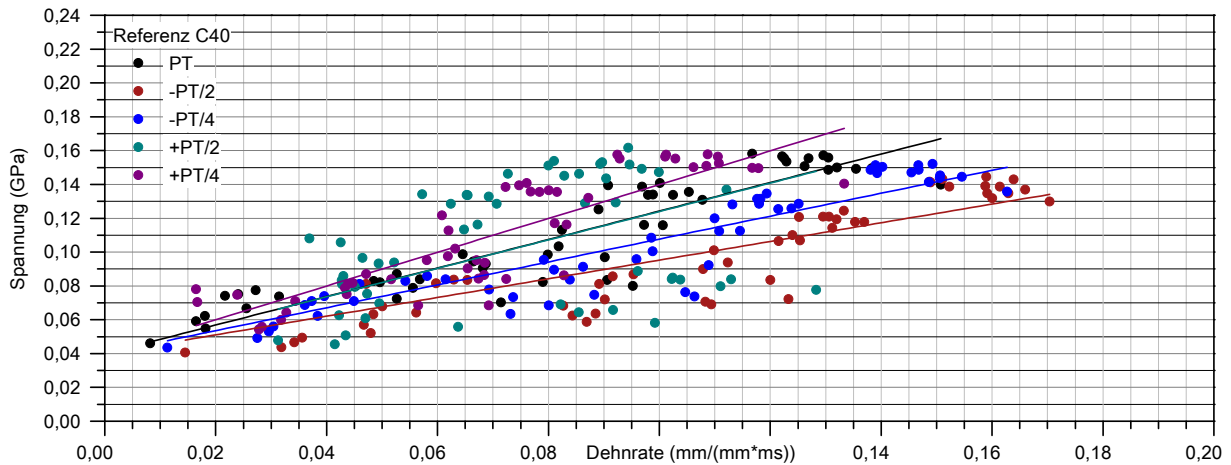


Abb. 5.105: Globale Auswirkungen des Probenzeitversatzes am Beispiel C40

5.2.9.5 Auswirkungen verschiedener Bewertungsansätze

Letztendlich stellen die vielen unterschiedlichen Bewertungsmöglichkeiten den eigentlichen Schwachpunkt für eine Vergleichbarkeit der Daten verschiedener Autoren dar. Inwieweit welche Filter oder Selektionsmethoden zur Anwendung kamen ist in den meisten Fällen nicht wirklich gut dokumentiert und gegebenenfalls überhaupt nicht betrachtet worden. Um die Effekte hieraus zu quantifizieren werden vier Varianten und deren Auswirkungen auf den Dehnrateneinfluss der maximalen Spannung betrachtet.

1. Methode 1 stellt die Referenz dar, nach der der Autor die bisherigen Analysen durchgeführt hat. Sie basiert auf der detaillierten Betrachtung der resultierenden lokalen Randbedingungen an der Probe und berücksichtigt keine Belastungsinhomogenitäten oder Trägheiten.
2. Methode 2 ist die am häufigsten angewandte Lehrbuchvariante durch Bestimmung der mittleren Spannungen, Dehnungen und Dehnraten mit den bekannten drei Gleichungen unter der Annahme eines Belastungsgleichgewichtes.
3. Methode 3 ist eine geringfügige Abwandlung von Methode 1 und stellt eine Methode vor, welche einige Probleme bei der Bewertung der reflektierten Welle durch eine entsprechende Skalierung der Eingangswelle umgeht.
4. Methode 4 ist die sogenannte Einwellenmethode, bei der die maximal ertragbaren Spannungen auf einfachste Weise aus den Spannungen im transmittierten Stab abgeleitet werden.
5. Methode 5 basiert auf Methode 1, beinhaltet allerdings die Trägheitskompensation.
6. Methode 6 basiert ebenfalls auf Methode 1, beinhaltet allerdings die Trägheitskompensation der Variante 2.

Abbildung 5.106 stellt die Beispiele gegenüber. Als Vergleichsbasis dient die Referenzserie C40, deren Dehnratenabhängigkeit mit $0,74 \text{ GPa} \cdot \text{ms}$ recht gut beschrieben werden kann. Variante 1, 5 und 6 unterscheiden sich nicht wesentlich bei der Bestimmung der resultierenden Dehnraten. Die Amplituden der maximalen Spannungen zeigen mit ca. $0,11 \text{ GPa} \cdot \text{ms}$ jedoch einen deutlich geringeren Dehnrateneinfluss. Die mittleren Abweichungen der Amplituden liegen im Bereich von ca. 47 %.

Für die Einwellenmethode lässt sich die Dehnrate prinzipiell aus der Impaktorgeschwindigkeit ableiten. Allerdings ist diese Methode nicht zu empfehlen. Da die mittleren Dehnraten für die zugrunde liegenden Daten prinzipiell vorliegen, wurden die Spannungen der Variante 4 entsprechend auch diesen Dehnraten zugeordnet. Die Daten der Einwellenmethode liegen im niedrigen Dehnratenbereich auf dem Level der Referenzmethode. Der Dehnrateneinfluss lässt sich mit $0,07 \text{ GPa} \cdot \text{ms}$ nahezu

5 Dynamische Kennwertermittlung

vernachlässigen und ist vergleichbar mit den Varianten 5 und 6 mit integrierter Trägheitskorrektur. Diese Variante beinhaltet letztlich keine Information über die eigentliche Belastung der Probe, hat allerdings bei einer inhomogenen Belastung den Charme, dass die betrachteten Spannungen in dieser Form auch in etwa tatsächlich ertragen werden konnten.

Die Anwendung der Standardauswertung nach den 3 Grundgleichungen für den SHPB-Versuch in Variante 2 verursacht leicht erhöhte mittlere Dehnraten. Die resultierenden Spannungen liegen deutlich unterhalb der Referenz und der Einwellenmethode. Der Dehnrateneinfluss lässt sich in etwa auf dem gleichen Level im Bereich von $(0,10 \text{ GPa} \cdot \text{ms})$ einordnen. Ähnlich sieht dies für Methode 3 aus, bei der die Eingangswelle entsprechend der Amplituden der reflektierten Welle skaliert wurden.

Das Problem besteht darin zu entscheiden, welche dieser Methoden die Richtige ist, da alle für sich genommen plausibel wirken. Eine Frage, die an dieser Stelle seriös nicht beantwortet, sondern nur eingegrenzt werden kann. Die Referenzmethode 1 überschätzt den Dehnrateneffekt mit hoher Wahrscheinlichkeit, da letztlich auch die Mittelung der beiden Spannungsrandbedingungen bei höheren Dehnraten den Einfluss des Belastungsgleichgewichtes noch deutlich verstärkt. Die Anwendung dieser Methode ohne eine Korrektur ist daher zu hinterfragen.

Die Methoden 2,3 und 4 liegen auf einem gleichen Level. Die Einwellenmethode zeigt hierbei eine geringfügig höhere Streuung, was prinzipiell daran liegt, dass die anderen Methoden immer aus einer Mittelung verschiedener Wellenzüge bestimmt werden. Alle drei Varianten liegen mit ihren Achsenabschnitten leicht über den statisch ermittelten Werten. Die Varianten 5 und 6 mit Trägheitskorrektur liegen leicht unter diesem Level, zeigen aber einen ähnlichen Trend bezüglich des Dehnrateneinflusses und eine geringere Streubreite auf. Beide Varianten liegen leicht unter den statisch ermittelten Werten.

Betrachtet man die fünf plausibelsten Methoden lässt sich aus ihnen ein Mittel mit einer Steigung von $0,14 \text{ GPa} \cdot \text{ms}$ bei einem Achsenabschnitt von $0,04 \text{ GPa}$ abschätzen. Hieraus ergibt sich je nach Methode für die man sich letztlich entscheidet, eine mittlere Abweichung im Bereich von 15 %.

Im Vorgriff auf Abschnitt 5.2.10.2 lässt sich an dieser Stelle vermerken, dass die am SHPB ermittelten Festigkeiten im niedrigen Dehnratenbereich häufig kleiner ausfallen als die in statischen Versuchen. Dies wird möglicherweise durch eine entsprechende Inhomogenität der Belastung verursacht. Ein weiterer Zusammenhang könnte mit der Annahme eines gewissen Energieüberschusses einhergehen wie er in Abschnitt 5.2.10.2 behandelt wird. Aus diesem Grunde wäre einer Methode mit einem Ansatz zur Kompensation dieser Effekte, die letztlich auch geringere maximale Spannungen als im statischen zulässt, durchaus mehr Glauben zu schenken.

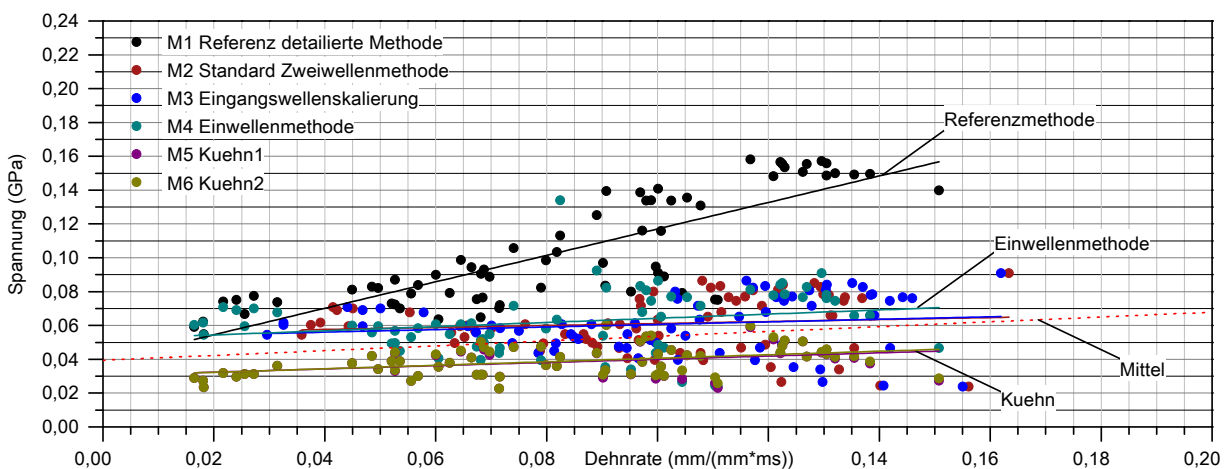


Abb. 5.106: Auswirkungen der Selektionsmethoden am Beispiel C40

5.2.10 Entwicklung alternativer Prüfmethoden

Die bisherigen Ansätze und Methoden folgen dem Dogma eines festen Zusammenhanges zwischen den Größen Dehnraten und maximalen Spannungen und nutzen diesen als wesentliches Kriterium zur Beschreibung des stofflichen Verhaltens von Betonen. Diesem wurde in den bisherigen Ausführungen zur Übertragbarkeit der Erkenntnisse gefolgt, an einigen Stellen allerdings bereits hinterfragt.

Löst man sich von diesem Ansatz führt dies unweigerlich zu einer globaleren Betrachtung des Gesamtsystems SHB und erfordert eine systematische Top Down Analyse der Punkte:

1. Energetische Bilanzierung
2. Impulsbilanzierung
3. Kräftebilanz

zur Entwicklung eines gesamtheitlichen Ansatzes, welcher beispielsweise Effekte wie Dispersion nicht nur symptomatisch betrachtet sondern ursächlich. Viele Bewertungsansätze vernachlässigen hier wichtige Grundprinzipien, wie den Energie- und Impulserhalt im Gesamtsystem.

Ein wesentlicher Aspekt ist die Versuchsdurchführung und Bewertung. Ein SHB-Versuch erfolgt durch eine entsprechende Energievorsteuerung. Der eigentliche Versuchsablauf ist nicht regelbar, woraus sich eine einzige Beeinflussungsgröße, die Energie ergibt. Diese wird in der Regel variiert um unterschiedliche Dehnratenbereiche abzubilden. Dabei ist allerdings nicht wirklich nachvollziehbar, welcher wirksame Anteil dieser Energie wirklich die eigentliche Schädigung verursacht. Eine Methode die diesen Umstand umgeht, soll nachfolgend aufgezeigt werden.

Letztlich stellt sich die wesentliche Frage nach der Signifikanz der zeitabhängigen Parameter. Die Festlegung einer geeigneten Bezugsgröße ist dabei genauso wichtig wie die klare Definition der abhängigen Größen. Für die Dimensionierung eines impaktresistenten Bauteiles kann man sich beispielsweise genauso eine Energieabsorptions-Spannungsraten Beziehung vorstellen, statt einer Spannungs-Dehnraten-Beziehung.

5.2.10.1 Energetische Bewertung

Eine Problematik bei der Bestimmung einer Festigkeit besteht in der eigentlichen Versuchsdurchführung. In der Regel erfolgt eine druck- bzw. energiegesteuerte Variation der Beanspruchung, mit dem Ziel unterschiedliche Dehngeschwindigkeiten zu erzielen. Es wird vorausgesetzt, dass der Bruch der Probe als Indikator für eine maximal ertragbare Beanspruchbarkeit bei dieser äußeren Belastung angesetzt werden kann. Betrachtet man diesen Aspekt allerdings genauer, muss diese Aussage insofern korrigiert werden, dass die Probe diese äußere Belastung nicht mehr ertragen kann. Diese Problematik erkennt man sowohl im statischen als auch bei dynamischer Beanspruchung.

Am Beispiel des SHPB lässt sich die Ursache hierfür leicht mit der Versuchsdurchführung erklären, aus der sich ein gewisser Energieüberschuss einstellt, der auch nach der Schädigung der Probe in Form kinetischer, potentieller und innerer Energie weiterhin aktiv ist. Dieser Anteil wird in der Regel vernachlässigt, steigert sich allerdings mit Zunahme der Geschwindigkeit und bewirkt zugleich einen scheinbaren Geschwindigkeitseffekt. Abbildung 5.107 verdeutlicht diesen Effekt am Zusammenhang der relevanten Energieflüsse (vgl. Abschnitt 3.4.6), wonach nur ca. 10 % der Impaktorenergie überhaupt an der Probe wirksam wird und die resultierende Gesamtbruchenergie nur ca. 50 % dieser ausmacht.

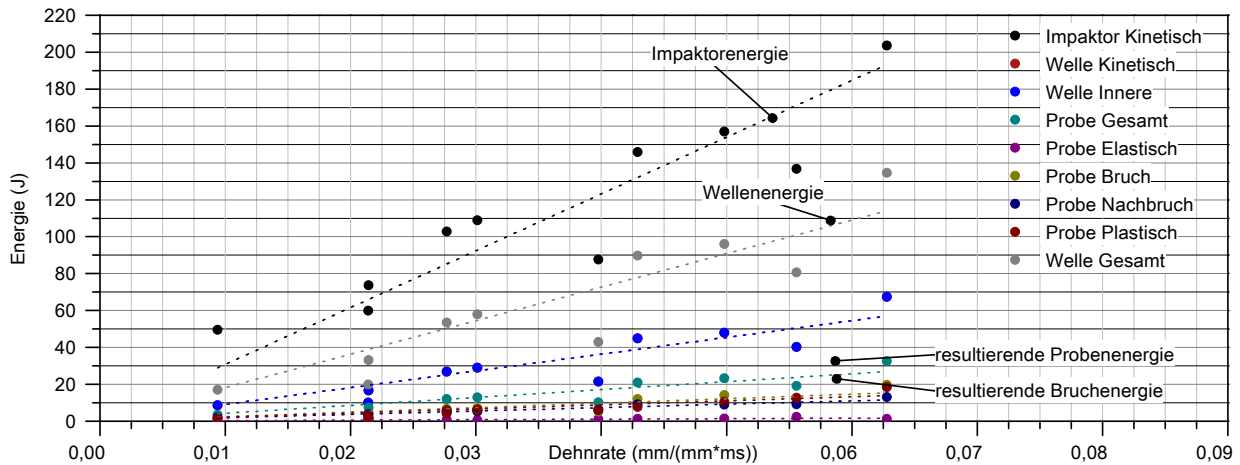


Abb. 5.107: Energiebilanzierung am Beispiel C40

Die Energieanteile der Proben ergeben sich detaillierter aus Abbildung 5.108 und verdeutlichen die per Definition enthaltenen Anteile elastischer, plastischer und schädigungsrelevanter Anteile der Energien. Dabei wird davon ausgegangen, dass das Nachbruchverhalten keinerlei Auswirkungen mehr auf die Spannungsamplitude hat, sich demnach der wirksame Anteil auf Elastizität und Plastizität reduziert. Der resultierende kinetische Anteil der Probe ergibt sich entsprechend in grober Näherung aus der äußeren Einwirkung der Stabenergien, vermindert um die zum Bruch real aufgewandten Anteile. Inwieweit der Anteil elastischer gespeicherter Energie einer verbleibenden inneren Energie zugeordnet werden kann ist fraglich. Wesentlicher ist allerdings der Aspekt, dass je nach Schädigungsgrad nahezu 50 % als resultierende kinetische Energie nicht an der reinen Schädigung der Probe beteiligt ist und sich letztlich durch das Umherfliegen unterschiedlich großer Bruchstücke bemerkbar macht.

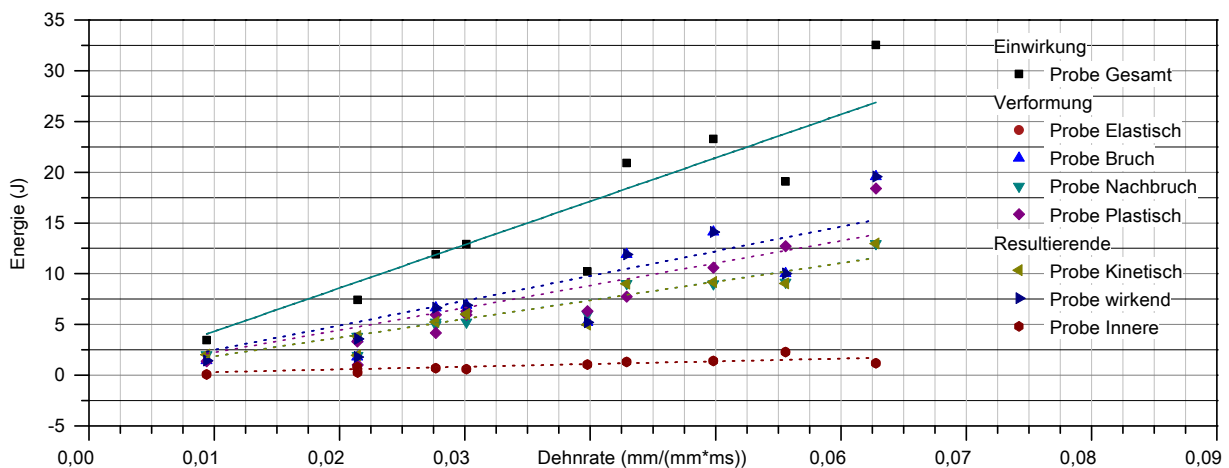


Abb. 5.108: Energiebilanzierung für die Probe am Beispiel C40

Den Zusammenhang zwischen resultierenden Oberflächen und der an der Probe wirksamen Energie zeigt Abbildung 5.109 für kurze und lange Impaktoren. Für beide Impaktorenlängen ist das prinzipielle Verhalten erkennbar. Mit zunehmend wirksamer Bruchenergie erhöht sich der Anteil freier Oberflächen bis zu einem Level mit einer spezifischen Oberfläche von ca. 10, der offensichtlich eine Art Maximum der Oberflächenbildung darstellt. Relativiert man diese Aussage lässt sich daraus eine Schädigungsdefinition für die Proben zwischen diesen beiden Grenzen für $D = 0$ und $D = 1$ ableiten.

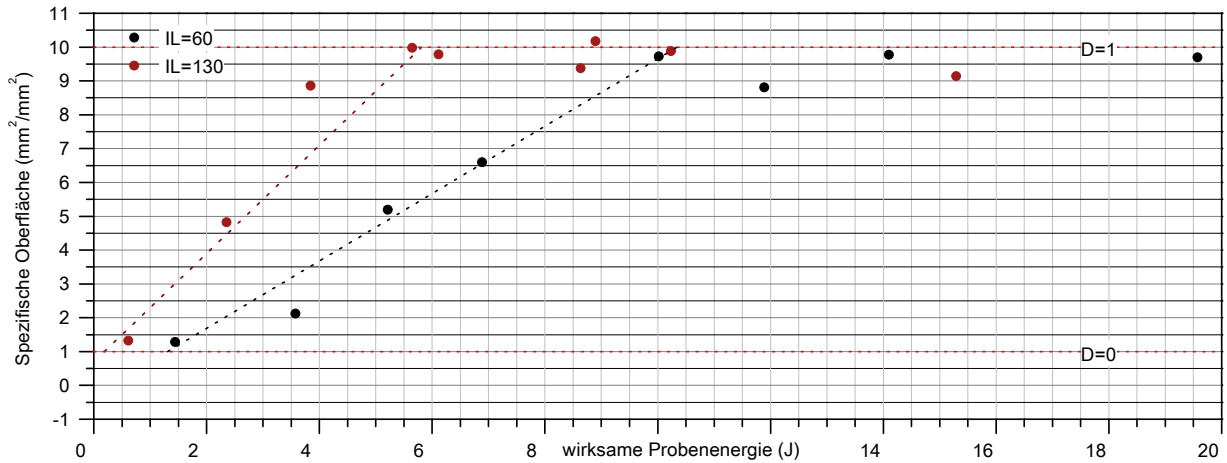


Abb. 5.109: Energiebezogene spezifische Oberflächen für das Beispiel C40

Die visuelle Zuordnung dieser Schädigung zeigt Abbildung 5.110 anhand der resultierenden Fragmentierungen kurz nach der messtechnisch erfassbaren Belastung. Auf sie wird nachfolgend nochmals eingegangen.

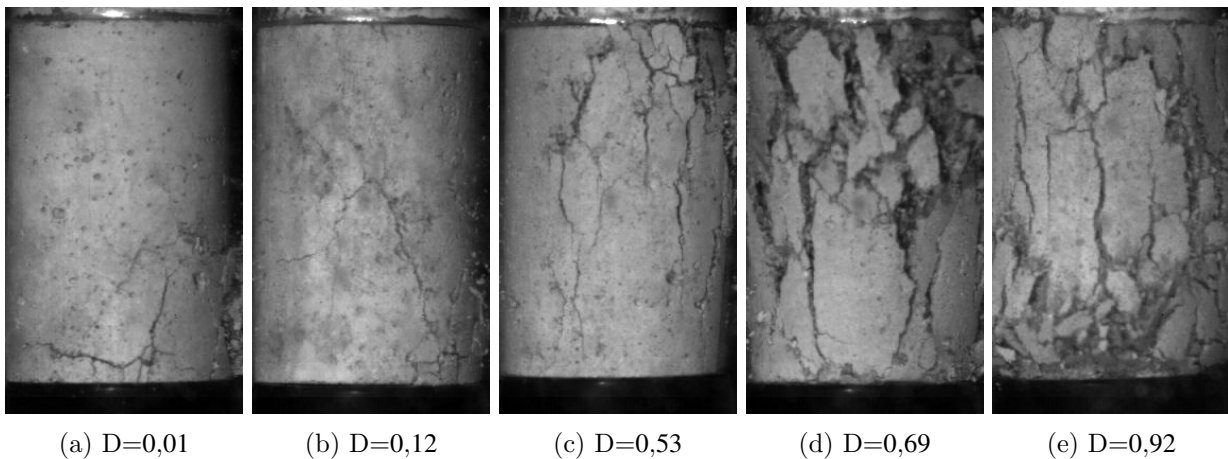


Abb. 5.110: Schädigungslevel am Beispiel C40

Abbildung 5.111 fasst die wirksamen Anteile der Bruchenergie in Bezug auf die Dehnrage für die Hauptwerkstoffe zusammen. Deutlich wird die gute Korrelation zwischen beiden, wobei davon ausgegangen werden kann, dass für jeden Werkstoff in diesem Bereich recht geringe Schädigungsgrade vorliegen. Eine grundlegende Abhängigkeit von der statischen Grundfestigkeit kann in diesem Fall nicht erkannt werden, sodass die Vermutung nahe liegt, dass der Trend eher im Toleranzbereich aller Proben liegt und keine Korrelation mit der Festigkeitsklasse vorliegt. Dies hätte natürlich die Frage zur Folge, was eigentlich der maßgebende Parameter für eine mögliche Geschwindigkeitsabhängigkeit ist.

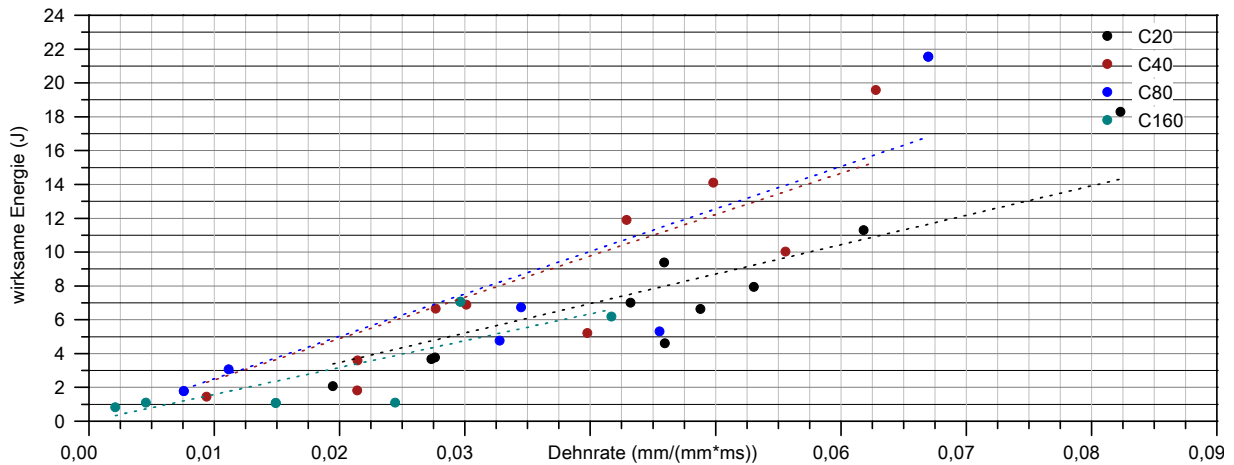


Abb. 5.111: Wirksame Probenenergie am Beispiel der Hauptwerkstoffe

Bestimmung spezifischer Bruchenergien

Bezieht man die mutmaßlich an der Probe wirksamen Anteile aus elastischer und plastischer Energien auf die resultierenden Bruchoberflächen erhält man eine spezifische Bruchenergie. An dieser Stelle ist der Hinweis auf die Auflösungsabhängigkeit der bestimmten spezifischen Oberfläche bedeutend. Je feiner die Auflösung des Oberflächenscans, desto kleiner sind natürlich die spezifischen Werte. Die Zusammenhänge und die Methodik zur Skalierung hierzu und die notwendigen Umrechnungsfaktoren sind in Abschnitt 6.1.10 dargestellt.

Die Abbildungen 5.113 und 5.112 beschreiben den Einfluss der Dehn- bzw. Spannungsrate auf die in dieser Form exemplarisch ermittelte spezifische Bruchenergien der vier Hauptwerkstoffe. Inwieweit eine Korrelation zwischen den Parametern signifikant ist, kann an dieser Stelle nicht wirklich beantwortet werden, da die Signifikanz eines einzelnen Parameters nur im normierten Kontext mit anderen betrachtet werden kann. Prinzipiell wäre es plausibel, wenn kein Geschwindigkeitseinfluss der spezifische Bruchenergie überlagert wäre. Dies stützt zumindest die Hypothese, dass die wesentlichen stofflichen Parameter unabhängig von der Geschwindigkeit sind. Für die Betone C20 und C40 lässt sich diese Unabhängigkeit, sowohl von der Dehnrate als auch von der Spannungsrate, aufgrund des nahezu horizontalen Verlaufes der Ausgleichsgeraden mit großer Sicherheit postulieren.

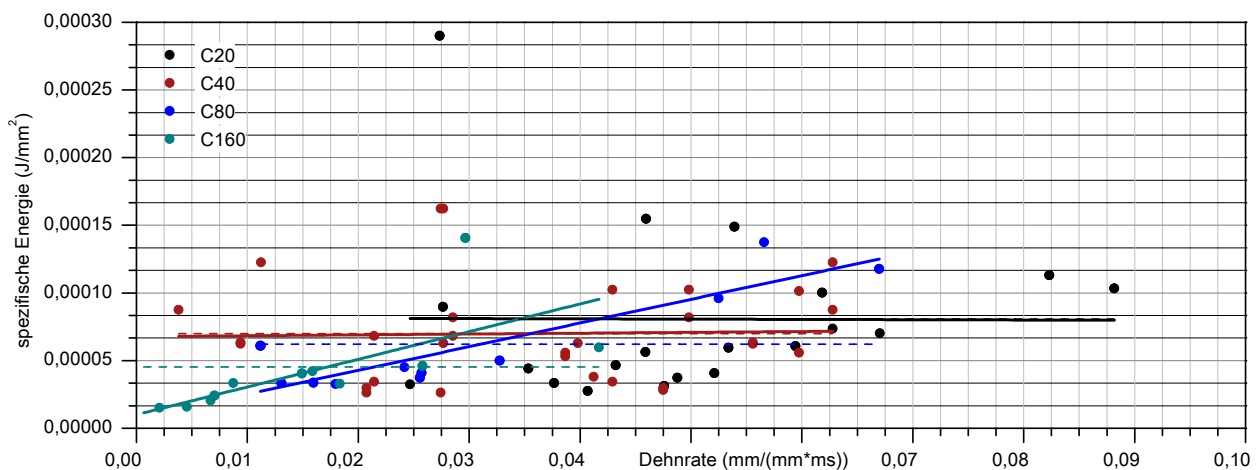


Abb. 5.112: Dehnratenabhängigkeit der spezifischen Energie

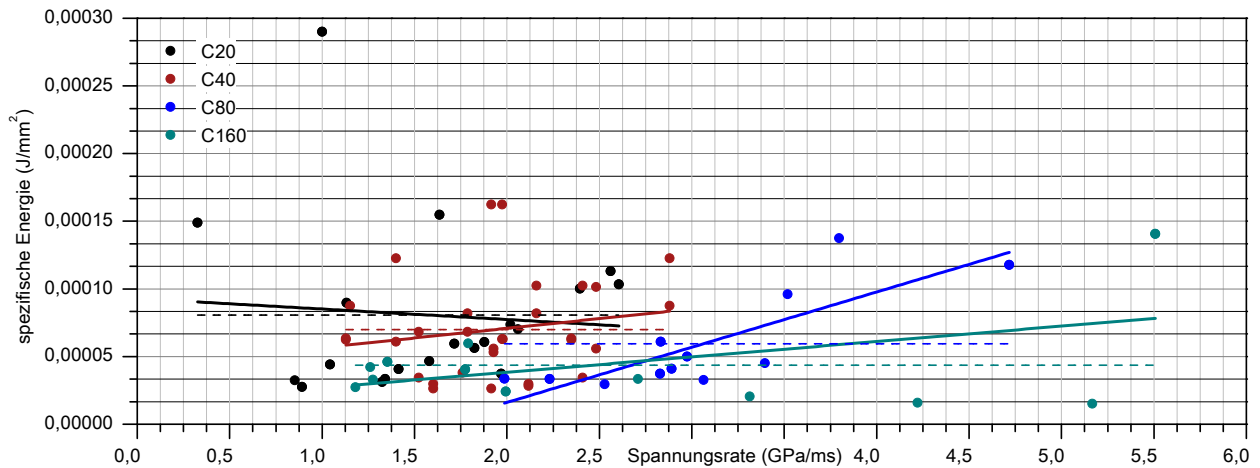


Abb. 5.113: Spannungsratenabhängigkeit der spezifischen Energie

Inwieweit der entsprechende wirksame Energieanteil der letztlich hierfür maßgebende Parameter ist, wäre noch sicher zu stellen. Die Definition als Energieanteil bis zum Spannungsmaximum ist an dieser Stelle zwar physikalisch sinnvoll, allerdings trotzdem recht subjektiv. In gleicher Weise lässt sich dies auch für die Definition der spezifischen Oberfläche bei der gewählten Referenzauflösung hinterfragen, was an dieser Stelle aber ebenfalls zu weit gehen würde.

Unter der plausiblen Annahme einer Geschwindigkeitsunabhängigkeit lassen sich die auf diese Art und Weise ermittelten spezifischen Energien aus Tabelle 5.24 entnehmen. Die Verläufe sind als Geraden in den beiden Diagrammen erkennbar. Deutlich wird der systematische Einfluss der Grundfestigkeit. Die spezifische Bruchenergie nimmt also scheinbar mit zunehmender statischen Grundfestigkeit des Werkstoffes bzw. dessen Sprödigkeit ab.

Tab. 5.24: Übersicht zu den Grenzwerten der Stufenmethode

Werkstoff	Spez. Brucharbeit J/mm^2	StdAbw. J/mm^2	Fehler %
C20	$8,19 \cdot 10^{-5}$	$6,09 \cdot 10^{-5}$	25,66
C40	$6,95 \cdot 10^{-5}$	$3,54 \cdot 10^{-5}$	49,08
C80	$6,08 \cdot 10^{-5}$	$3,55 \cdot 10^{-5}$	41,72
C160	$4,45 \cdot 10^{-5}$	$3,64 \cdot 10^{-5}$	18,23
C40-GK2	$7,51 \cdot 10^{-5}$	$3,13 \cdot 10^{-5}$	58,26

5.2.10.2 Entwicklung einer Methodik zur Bestimmung realistischer Festigkeiten

Die energetischen Betrachtungen zeigen, dass eine Bestimmung einer realistischen Festigkeit aufgrund des deutlichen Energieüberschusses mit den bisherigen Methoden nicht wirklich möglich ist. Ziel der vom Autor entwickelten Vorgehensweise ist daher die Abschätzung einer realen Festigkeit, wobei sich die Methode mit einem Abgrenzungsverfahren in Kombination mit einem Perlschnurverfahren zur statistisch abgesicherten Bestimmung von Dauerfestigkeiten vergleichen lässt (vgl. TGL 19338 [164], FKM RICHTLINIE [119]) und entsprechend auch als Abgrenzungsverfahren bezeichnet wird. Die Belastungshorizonte bzw. Ladedrücke oder Impaktorenergien werden im SHPB-Versuch so gewählt, dass in etwa gleich viele geschädigte wie ungeschädigte Proben hieraus resultieren. Die Definition der Schädigung erfolgt beispielsweise anhand eines definierten Fragmentierung der resultierenden Bruchstücke.

Alternativ kann dieser Schädigungsgrad auch anhand der sich ausgebildeten spezifischen Bruchoberflächen bestimmt werden (vgl. Abschnitt 6.1). Abbildung 5.114 beschreibt für das Beispiel C40

die dehnratenabhängigen spezifischen Oberflächen getrennt für jeweils kurze und lange Impaktoren. Markant ist der Effekt der Impaktorlänge bzw. dessen Energieeinflusses bei der Bildung freier Oberflächen. Hiernach resultiert durch eine höhere Impaktorenergie bei gleicher Dehnrate ein höheres Schädigungslevel. Dieser Effekt lässt sich zur Variation der resultierenden Schädigungen nutzen, womit sich abgesicherte Aussagen für unterschiedliche Dehnratenbereiche aufstellen lassen. Dabei sollte ein Mindestprobenumfang von ca. 10-20 Proben je Schädigungslevel betrachtet werden. Für eine abgesicherte Aussage zur Dehnratenabhängigkeit einer Festigkeit für ca. 10 Schädigungslevel sind entsprechend ca. 100-200 Proben und 10 verschiedene Impaktorlängen notwendig. Im vorliegenden Fall wurden die exemplarischen Untersuchungen auf 2 Impaktorlängen reduziert. In der Regel wurde aus einem Umfang von ca. 10 Proben mindesten zwei intakte und zwei vollständig geschädigte Proben ermittelt.

Für Versuche im Zugbereich gilt letztlich die gleiche Herangehensweise wobei hierbei jeweils der gleiche Umfang von geschädigten wie ungeschädigten Versuche betrachtet wird.

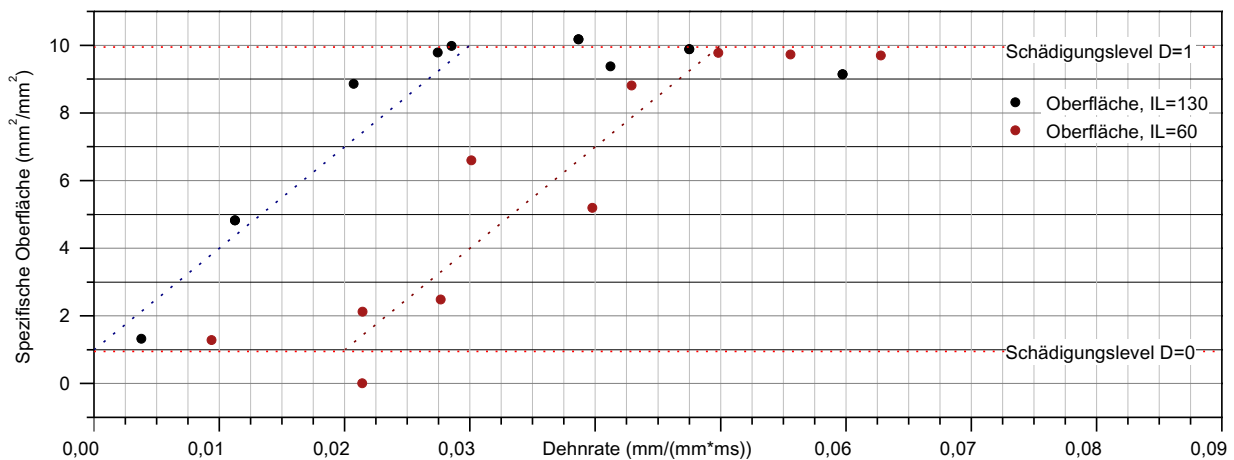


Abb. 5.114: Zusammenhang zwischen Dehnrate und spezifischer Oberfläche

Abbildung 5.115 zeigt die Ergebnisse der durchgeführten SHPB-Versuche am Referenzbeton C40 für die Impaktorlänge $IL = 60$ mm und $IL = 130$ mm. Aus den unterschiedlichen Impaktorlängen resultieren unterschiedliche Impaktorenergien bei ansonsten gleich bleibenden äußeren Beanspruchungen. Die Ladedrücke wurden für beide Varianten so gewählt, dass sich vergleichbare Schädigungslevel D einstellen. Die Versuche wurden quasi schädigungsgeregelt durchgeführt. Das Diagramm enthält die übertragenen maximalen Spannungen mit Bezug auf die Dehnrate. Die Schädigungslevel liegen farblich kodiert vor. Aus ihnen wird ersichtlich, dass die Impaktorlänge bzw. Impaktorenergie Einfluss auf die Dehnrate bzw. das Spannungslevel hat und sich das Schädigungsverhalten dadurch leicht verschiebt.

Aus der linearen Approximation der Spannungs-Dehnraten, Spannungs-Schädigungs und Dehnraten-Schädigungs-Zusammenhänge lassen sich die Grenzwerte für ungeschädigte $D = 0$ und vollständig geschädigte $D = 1$ Proben und alle entsprechenden Zwischenwerte mit Angaben von Sicherheiten hierzu bestimmen. Abbildung 5.115 enthält die für den Referenzbeton ermittelten Spannungen und Dehnraten für die entsprechenden Schädigungslevel. Für einen C40 lässt sich die maximale Festigkeit bei $D=0$ somit für eine Dehnrate von 14 1/s mit 47 MPa mit einer Standardabweichung von 6 MPa beziffern.

5.2 Druckversuche für dynamische Kennwerte am SHB (SHPB)

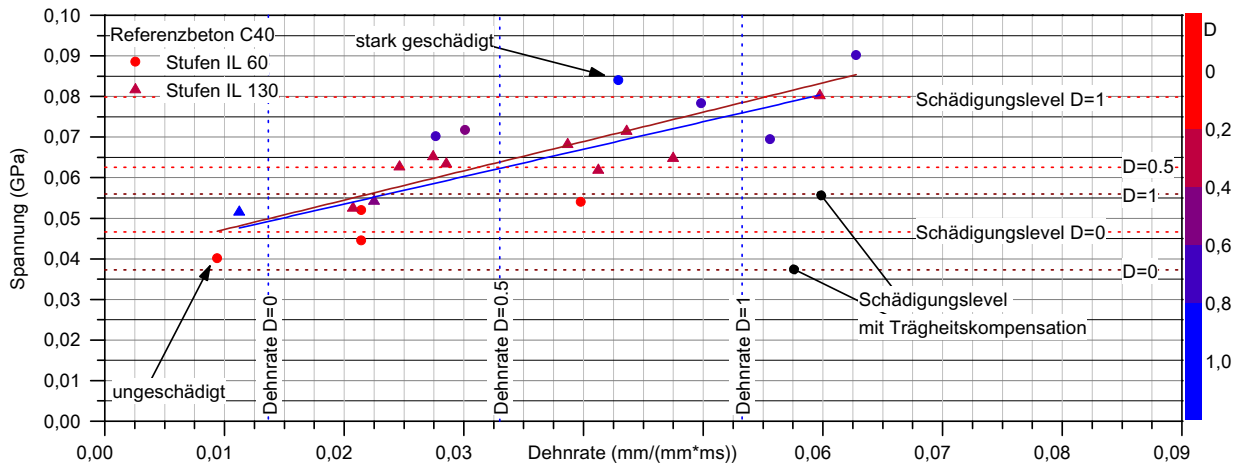


Abb. 5.115: Definition unterschiedlicher Schädigungslevel

Abbildung 5.116 veranschaulicht die ermittelten Spannungen jeweils in Bezug auf die Dehnrates bzw. das erzielte Schädigungslevel in Abbildung 5.117. Die Angaben der Standardauswertemethode für die vier Hauptwerkstoffe wurden durch die Ergebnisse der vom Autor entwickelten Trägheitskompensation (Methode K2) ergänzt. Mit zunehmender Dehnrates steigen erwartungsgemäß die maximalen Spannungen, wobei die Zusammenhänge in diesem niedrigen Dehnratesbereich offensichtlich auf eine nahezu konstante Steigung der Ausgleichsgerade hinaus laufen. Eine ähnliche Aussage kann auch zur Beziehung zwischen Schädigung und maximaler Spannung getroffen werden. Eine Ausnahme hiervon stellt allerdings erneut der recht spröde C160 dar, bei dem für die Standardmethode ein negativer Trend zu erkennen ist, was allerdings aufgrund der großen Streubreite relativ betrachtet werden muss. Eine Aussage hierzu ist an dieser Stelle nicht sinnvoll und die Bewertung des C160 mit diesen Methoden sollte generell hinterfragt werden.

Interessant ist allerdings der Effekt der Trägheitskompensation welche in diesem Dehnratesbereich kaum noch eine Dehnratesabhängigkeit erkennen lässt und zugleich aber den negativen Trend des C160 korrigiert. Mit Bezug auf die resultierenden Schädigungen stellt sich für alle Festigkeitsklassen ein gleichförmiger Trend dar. Höhere Spannungen führen hiernach generell zu einer stärkeren Fragmentierung. Daraus ergibt sich erneut die Fragestellung, ob der üblicherweise verwendete Bezugsparameter Dehnrates generell den richtigen Bezugswert für Festigkeitsbetrachtungen darstellt.

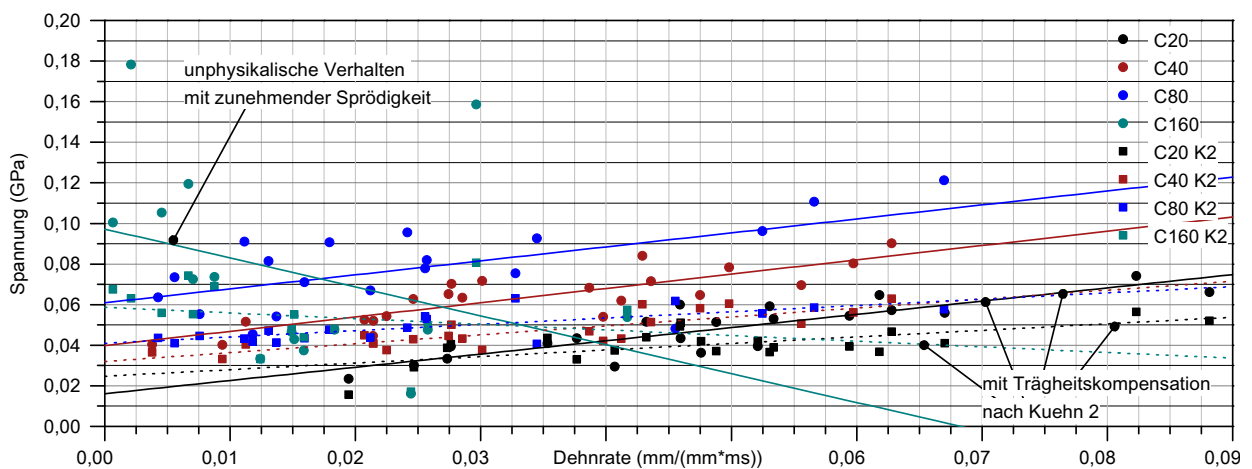


Abb. 5.116: Spannungs-Dehnrates-Zusammenhänge für unterschiedliche Werkstoffe und Methoden

5 Dynamische Kennwertermittlung

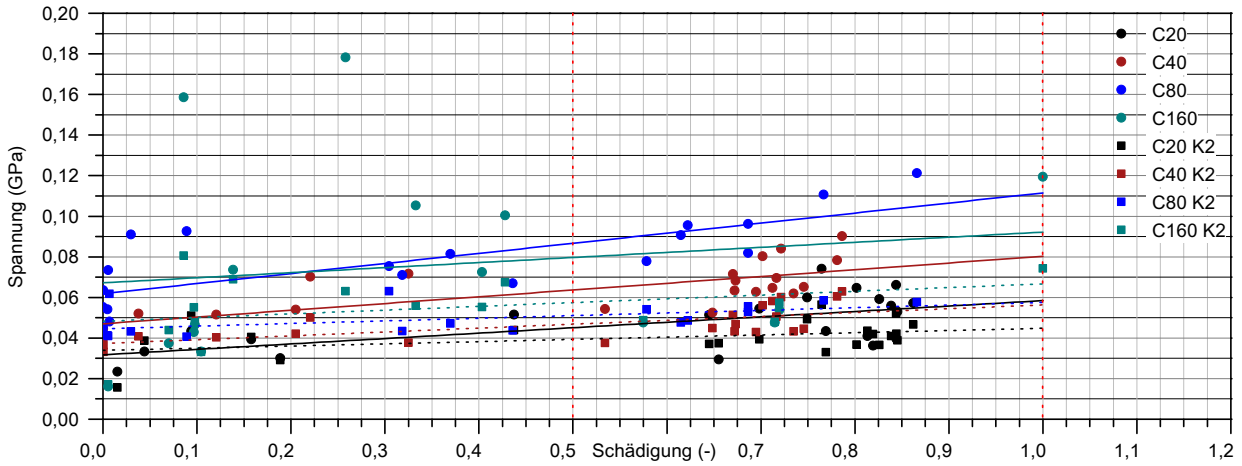


Abb. 5.117: Spannungs-Schädigungs-Zusammenhänge für unterschiedliche Werkstoffe und Methoden

Mit der beschriebenen Methodik erhält man von der Dehnrates und der Schädigung abhängige Festigkeitskennwerte, welche in Abbildung 5.118 und in Tabelle 5.25 zusammengefasst sind. Vergleicht man die Standardauswertemethodik mit der Methode mit Trägheitskompensation erkennt man nicht nur ein geringeres mittleres Festigkeitslevel, sondern eine deutlich geringere Streubreite der Kennwerte. Unter Beachtung der jeweiligen Standardabweichungen relativieren sich die doch recht niedrigen Belastungsniveaus. Generell kann bei dynamischen Versuchen bei derartig niedrigen Belastungsniveaus eine Unterschreitung des statischen Beanspruchungsniveaus beobachtet werden. Das liegt offensichtlich an der doch recht inhomogenen Beanspruchung der Probe im hochdynamischen Bereich und den unterschiedlichen Bewertungsmethoden.

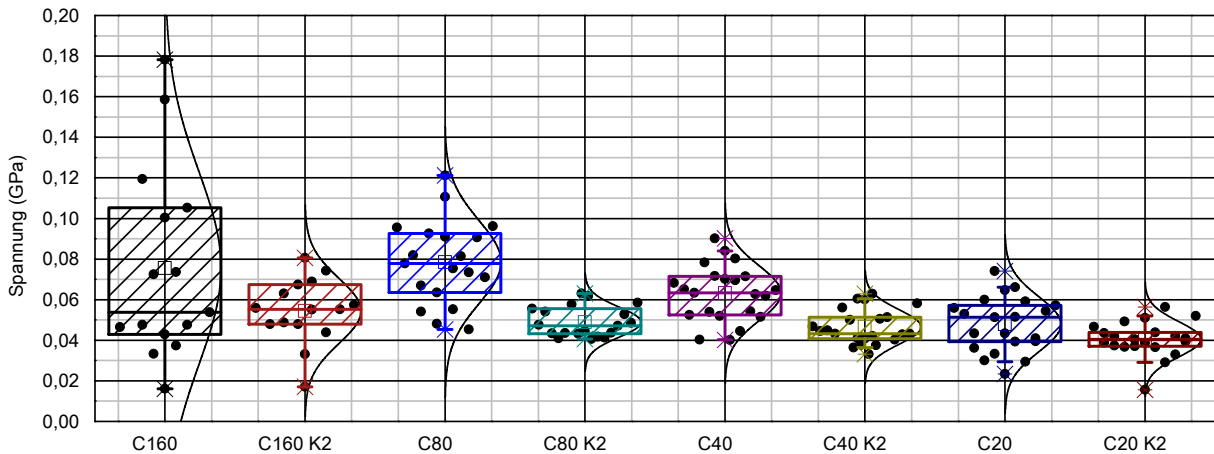


Abb. 5.118: Festigkeiten für unterschiedliche Betone für ungeschädigte Proben ($D=0$)

Tab. 5.25: Übersicht zu den Grenzwerten der Stufenmethode

Werkstoff	Dehnraten		Spannung		Spannung K2	
	D=0 <i>mm/(mm·ms)</i>	D=1 <i>mm/(mm·ms)</i>	D=0 <i>MPa</i>	D=1 <i>MPa</i>	D=0 <i>MPa</i>	D=1 <i>MPa</i>
C20	24,79	64,41	31,74	58,43	33,93	44,76
C40	14,46	52,99	47,02	80,28	37,31	56,31
C80	13,15	50,21	61,86	111,48	44,60	57,48
C160	14,52	16,56	67,19	92,17	48,27	66,66

Tabelle 5.26 fasst die maximal ertragbaren Spannungen beim Schädigungslevel D=0 zusammen. Spannung K2 stellt wieder die Methode mit Trägheitskompensation dar. Aus längeren Impaktoren und entsprechend größerer Impaktorenergie resultieren geringere Dehnraten und Spannungslevel. Die Standardabweichungen liegen für beide Parameter in einem für diesen geringen Stichprobenumfang tolerierbaren Bereich zwischen 10 % und 20 % unter Vernachlässigung der Bewertung des C160 mit der Standardmethode. Die Standardbewertungsmethode liefert letztlich geringere Festigkeitskennwerte als die Methode mit Trägheitskompensation. Das liegt im Wesentlichen am steileren Verlauf des Spannungs-Dehnratenzusammenhanges.

Tab. 5.26: Übersicht der Kennwerte für 2 Stufen der Stufenmethode für D=0

Werkstoff Stufe IL60	Dehnraten		Std <i>mm/(mm·s)</i>	Spannung		Std <i>MPa</i>	Spannung K2		Std <i>MPa</i>
	<i>mm/(mm·s)</i>	<i>mm/(mm·s)</i>		<i>MPa</i>	<i>MPa</i>		<i>MPa</i>	<i>MPa</i>	
C20		26,38	4,22	31,48	2,99		35,48	6,82	
C40		18,61	3,18	48,34	4,03		37,37	2,84	
C80		22,19	9,84	67,50	12,65		49,01	6,04	
C160		15,64	7,05	101,15	47,13		54,09	14,41	
Stufe IL130									
C20		12,00	6,27	20,54	7,42		23,44	6,93	
C40		10,02	3,45	42,75	3,79		36,44	5,80	
C80		11,12	5,83	57,37	8,55		40,85	5,55	
C160		12,87	1,88	38,27	32,89		44,30	8,01	

Aufgrund des für diese Methode geringen Stichprobenumfanges soll allerdings an dieser Stelle noch keine Aussagen zur einer Geschwindigkeitsabhängigkeit getroffen werden (vgl. Abbildung 5.119).

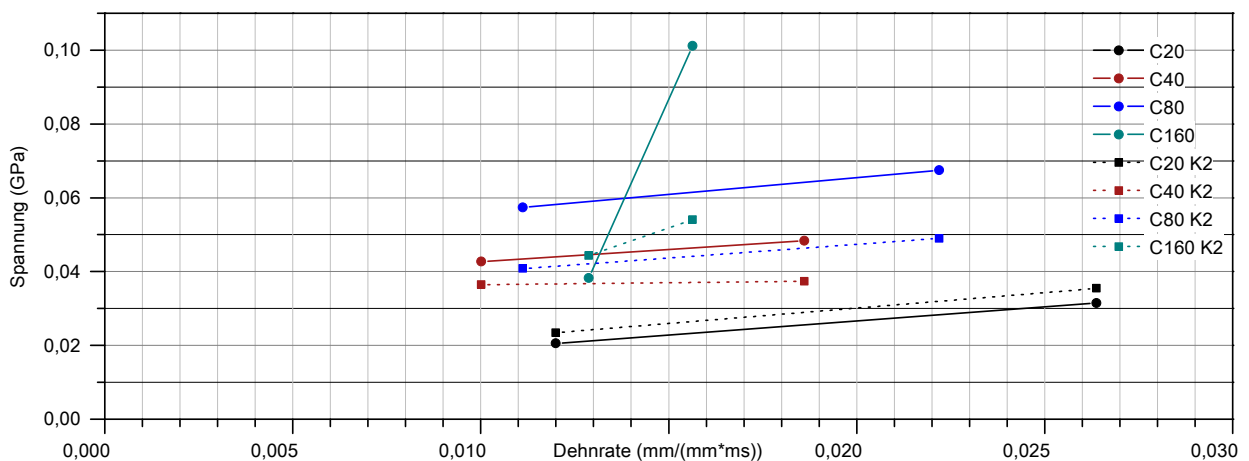


Abb. 5.119: Dehnratenzusammenhang der Hauptwerkstoffe für jeweils zwei Dehnratenstufen

5.2.11 Zusammenfassung zu den Geschwindigkeitseffekten

Für die Betrachtungen zum Geschwindigkeitseinfluss wurden die am häufigsten betrachteten skalaren Kennwerte ausgewählt. Eine grobe Analyse zu Signifikanz einzelner Parameter wurde durchgeführt, eine detaillierte Dokumentation dieser sprengt allerdings den Rahmen dieser Arbeit und birgt deutlich mehr Potential, als das dies an dieser Stelle vermittelt werden kann. Wesentliche Erkenntnis daraus ist, dass die wesentlichen Parameter deutlich besser mit den Spannungsraten korrelieren als mit den Dehnraten. Abbildung 5.120 vergleicht hierzu die Bestimmtheitsmaße der Zusammenhänge zwischen der Dehnrate und der Spannungsrate für das Beispiel des Referenzbetons C40. Auffällig ist, dass für die Spannungsraten deutliche höhere Werte erzielt werden.

Die beiden Varianten zur Trägheitskompensation von KUEHN fallen deutlich aus dem Rahmen. Das liegt daran, dass diese Methoden zusätzlich Auswirkungen auf die Bestimmung der Dehn- und Spannungsrate haben und nicht nur die Spannungen skalieren. Variante 1 zeigt eine ähnliche Systematik bei der Korrelation der Daten. Variante 2 beschreibt offensichtlich keine Korrelation zwischen den Parametern bzw. keinen Geschwindigkeitseffekt.

Ähnlich niedrig fallen die Bestimmtheitsmaße der Elastizitätsmodulen EModul0, und FitEM aus. Die zugrunde liegende Annahme eines linearen Zusammenhanges ist bei diesen Parametern offensichtlich nicht gegeben, da aus der Datenanalyse eher ein exponentieller Zusammenhang mit negativem Trend zu erwarten ist. Unabhängig von der Qualität der Kurvenanpassung ist allerdings die Aussage, dass die Elastizitätsmoduln keinem Geschwindigkeitseffekt unterliegen.

Die beiden Parameter der Schädigungsfunktion FitEO und FitGD zeigen mit Bestimmtheitsmaßen unterhalb 5%, dass hierfür mit hoher Wahrscheinlichkeit kein linearer Ansatz erkennbar ist und diese Parameter offensichtlich als Konstante angenommen werden können. Die Güte der Anpassung mit Hilfe der Schädigungsfunktion lässt sich anhand der damit erzielten maximalen Spannungen (FitMaxSpannung) erkennen. Auch hierbei gilt wieder, dass eine Korrelation mit der Spannungsrate sicherer ausfällt als der Bezug zur Dehnrate.

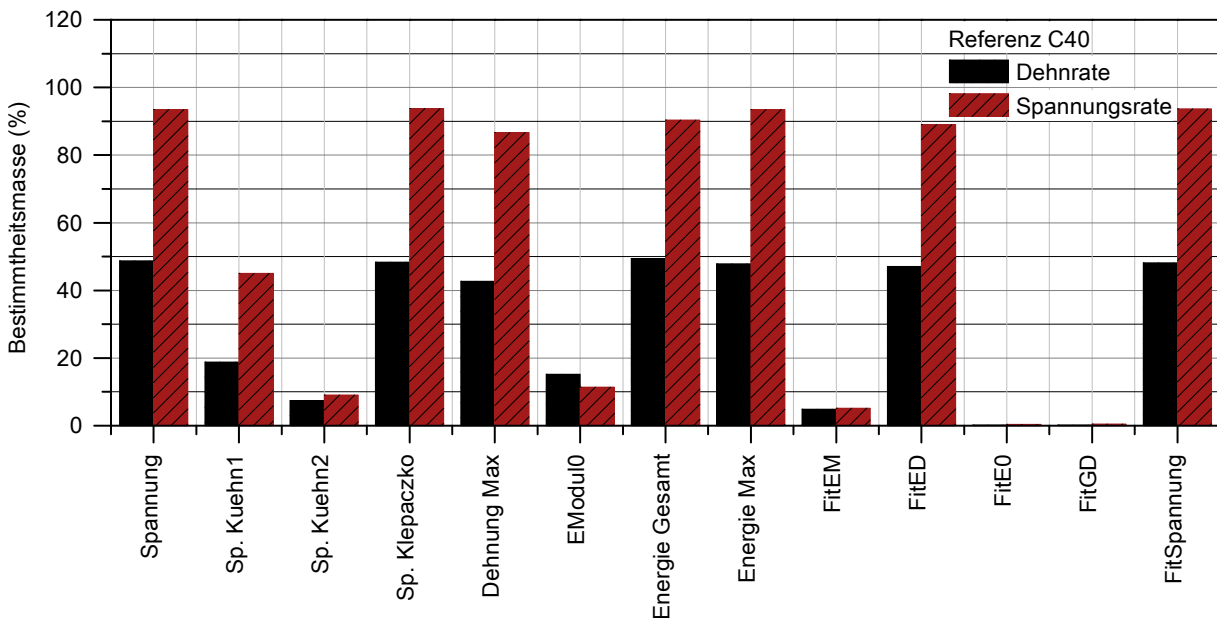


Abb. 5.120: Bestimmtheit des Geschwindigkeitseinflusses verschiedener Parameter

Das Bestimmtheitsmaß ist eine Kenngröße welche die Güte der Regression durch eine Approximation abbildet. Im vorliegendem Fall handelt es sich dabei um rein lineare Approximation der Daten. Es ist allerdings ungeeignet die Signifikanz des Geschwindigkeitseinflusses des jeweiligen Parameters abzuschätzen. Hierfür ist die Steigung der Regressionsgerade das wesentliche Vergleichskriterium

bzw. das Zusammenspiel aus beiden Kenngrößen. Eine geringe Steigung ist ein Indiz für eine Unabhängigkeit der Parameter von der Bezugsgröße. Zur Verringerung eines Skalierungseinflusses ist hierzu eine Normierung der Daten erforderlich welche mit der relativen Darstellungsform gegeben ist. Zum besseren Vergleich wurden Dehnrate und Spannungsrate im betrachteten Bereich normiert.

Abbildung 5.121 veranschaulicht diese Skalierungsform am Beispiel des Referenzbetons C40. Deutlich zu erkennen ist die starke Korrelation zwischen Dehnrate und Dehnung am Spannungsmaximum, was prinzipiell zu erwarten war. Beide Parameter hängen direkt voneinander ab und unterscheiden sich letztlich nur durch die Mittelwertbildung bis zum Spannungsmaximum für die Dehnrate von einer linearen Skalierung untereinander. Weniger stark erscheint die Korrelation der Dehnrate mit den beiden Energieformen, auch wenn diese einem abfallenden Trend folgen. Für die Energie bis zum Spannungsmaximum gilt letztlich eine ähnliche Abhängigkeit wie von der Dehnung bis zum Spannungsmaximum. Die Gesamtenergie beinhaltet zusätzlich einen gewissen Nachbruchanteil der einen Dehnrateneinfluss in ähnlicher Größenordnung aufweist.

Die Korrelation der maximalen Spannungen fällt noch geringer aus, dabei unterscheiden sich die Trends zusätzlich noch zwischen korrigierten und unkorrigierten Varianten. Variante Kuehn1 (Gesamtmasse) zeigt einen geringfügig negativen Trend auf, was ein Hinweis auf die Überschätzung der beschleunigten Massen ist. Variante Kuehn2 (aktivierte Masse) zeigt hingegen einen nahezu konstanten Verlauf auf, was letztlich gegen einen Dehnrateneffekt spricht.

E-Modulen und Spannungsrate zeigen nur eine geringe Korrelation mit der Dehnrate. Entsprechend wichtig ist perspektivisch die Festlegung einer geeigneten Bezugsgröße für diese Betrachtungen.

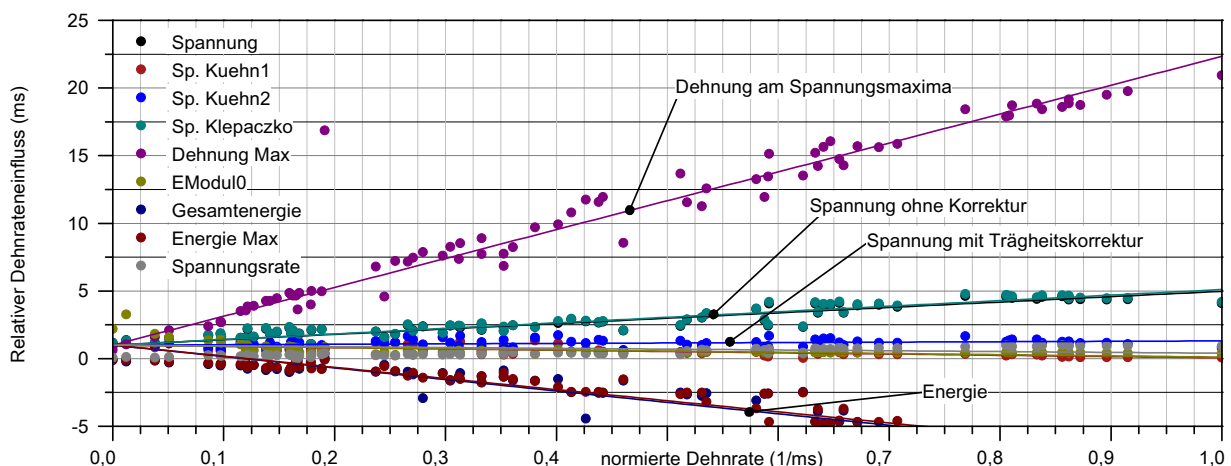


Abb. 5.121: relativer Dehnrateneinfluss unterschiedlicher Parameter

Abbildung 5.122 und 5.123 stellen die relativen Geschwindigkeitseinflüsse jeweils mit Bezug auf Dehnrate bzw. auf die Spannungsrate gegenüber. Für die Dehnrateneinflüsse in 5.122 zeigt sich ein deutlicher werkstoffübergreifender Einfluss der Dehnung für das Spannungsmaximum, gefolgt von den Energien auf. Eine gewisse Ausnahme bildet hierin der C40-GK2, was möglicherweise ein Einfluss der Korngröße darstellt. Für die Spannungen ist nur beim C20 ein erhöhter Dehnrateneinfluss zu erkennen. Die Korrekturen nach KLEPACZKO wirken sich dabei nur geringfügig aus.

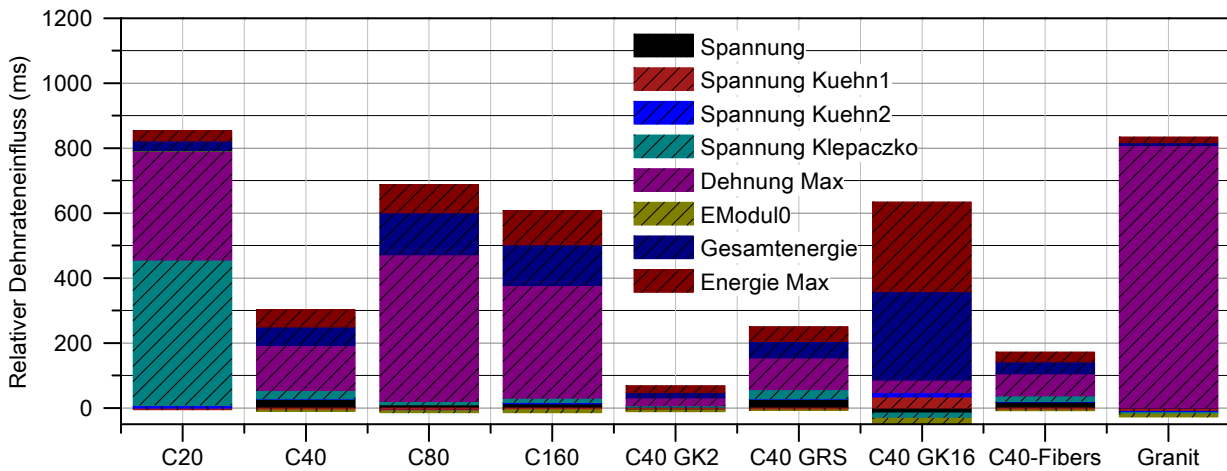


Abb. 5.122: Relativer Dehnrateneinfluss verschiedener Parameter

Davon unterschiedliche Zusammenhänge lassen sich mit der Bezugsgröße Spannungsrate in Abbildung 5.123 erkennen. Hierin wurden für den C40-GK16 die Daten der Energien am Maximum und für den C40-Fibers die Dehnungen zum Maximum entfernt, da sie offensichtlich fehlerhaft waren. Für den C20 lassen sich starke Einflüsse erkennen. Dehnungen und Spannungen zeigen eine ähnlich hohe Abhängigkeit. In ähnlicher Weise lässt sich dies auch auf den C40, C80 und C160 übertragen, die Effekte sind in der Gesamtbetrachtung allerdings deutlich niedriger einzustufen. Beim C40-GK2 überwiegt deutlich eine Abhängigkeit der Energie bis zu Maximum von der Spannungsrate. Für den C40-GRS ist die Gesamtenergie der offensichtlich spannungsratenabhängige Parameter.

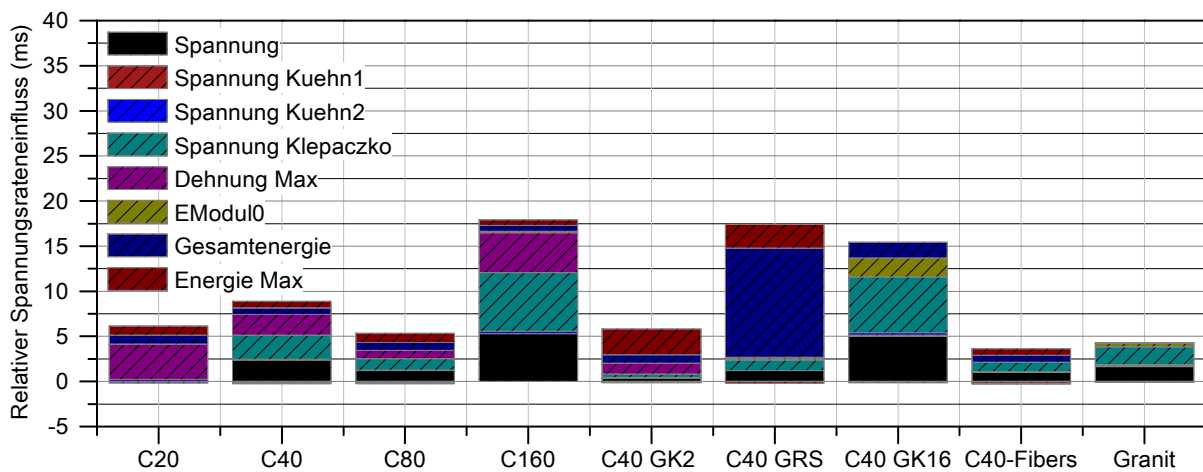


Abb. 5.123: Relativer Spannungsrateneinfluss verschiedener Parameter

Inwieweit sich hieraus generelle Aussagen ableiten lassen, ist an dieser Stelle nicht eindeutig zu klären, da beispielsweise die Streubreiten bzw. die Bestimmtheitsmaße der Korrelationen in diese Betrachtung nicht mit einfließen. Diese sind allerdings wichtig bei der Bewertung der Güte der Korrelation. An dieser Stelle sei erneut auf die Notwendigkeit einer globalen Signifikanzanalyse verwiesen, die alle Parameterabhängigkeiten zur Beschreibung von Werkstoffkennwerten mit einschließt. Eine derartige Analyse ist im Rahmen dieser Arbeit aufgrund des Umfangs nicht realisierbar.

5.2.11.1 Überblick zu den Parametern der Schädigungsfunktionen

Etwas übersichtlicher erscheinen die Zusammenhänge anhand der vier Parameter der Schädigungsfunktion auch aufgrund der geringeren Parameteranzahl. Aus diesen vier Parameter lassen sich

prinzipiell die stofflichen Kennwerte ableiten. Es ergibt sich ein rein mathematischer Zusammenhang mit entsprechenden Abhängigkeiten. Das hat den Vorteil, dass sich die Analysen auf die wesentlichsten Korrelationen beschränken.

Die Abbildungen 5.124 und 5.125 beschreiben die Geschwindigkeitseinflüsse für diese Parameter. Der wesentliche Parameter ist FitED, der die stärkste Korrelation für beide Bezugsgrößen zeigt. Eine Ausnahme bildet hierin erneut der C40-GK16, allerdings ist dies auch die Serie mit dem geringsten Stichprobenumfang und entsprechend störanfällig. Auch für den C20 mussten unphysikalisch hohe Ausreißer manuell entfernt werden. Generell macht das diese Vergleichsmethode recht sensibel. Sie lässt sich daher lediglich auf die Identifizierung signifikanter Parameter reduzieren.

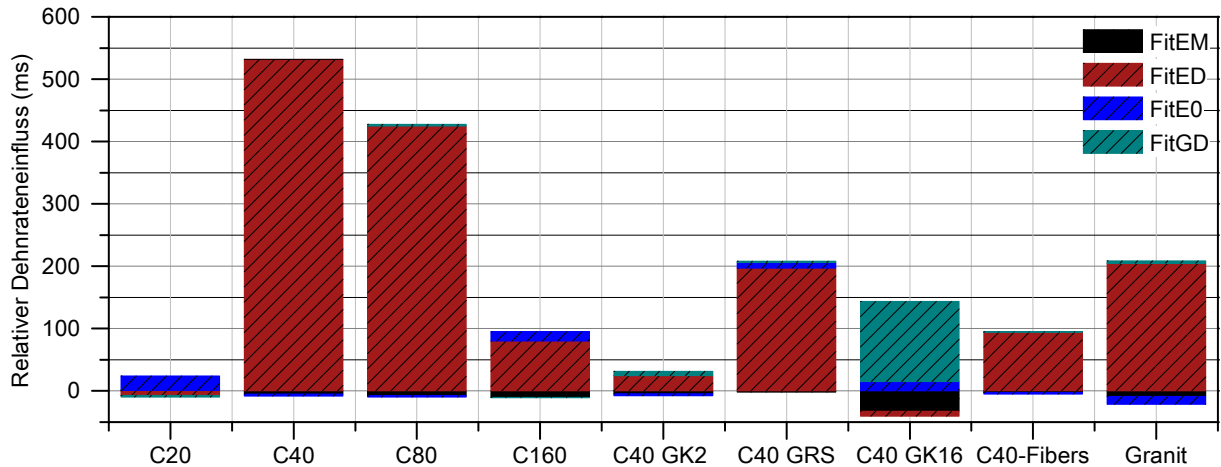


Abb. 5.124: Relativer Dehnrateneinfluss der Fitting Parameter

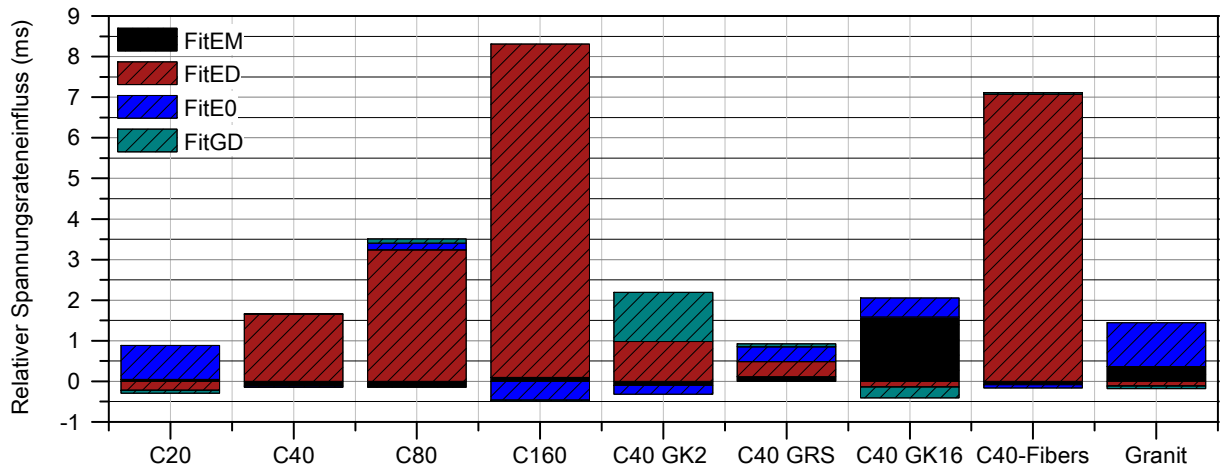


Abb. 5.125: Relativer Spannungsrateneinfluss der Fitting Parameter

5.3 Dynamische Spaltzugversuche (SHBT)

Dynamische Spaltzugversuche unterscheiden sich bei der Bewertungsmethodik bisher kaum von den Methoden im statischen Bereich nach Abschnitt 4.5.2. Wesentliche Arbeiten hierzu gehen beispielsweise auf CARNEIRO [33] aus dem Jahre 1943 zurück, der diese Methode offensichtlich erstmals für die Bestimmung einer Zugfestigkeit für Betone angewandt hat. Ähnlich wie im statischen Bereich ist diese indirekte Methode zur Bestimmung der Zugfestigkeit äußerst umstritten. Entsprechend vielfältig sind die postulierten Bewertungsansätze.

Die nachfolgenden Ausführungen reduzieren sich daher zunächst auf die Bewertung nach einer klassischen Methoden nach HERTZ, wie sie bereits im statischen Fall diskutiert wurde. Ergänzend werden abweichende Ansätze nach DANILESKY oder KUNTISH aufgeführt und mögliche Abweichungen hieraus aufgezeigt. Die aufgezeigten Methoden basieren im Wesentlichen auf den Arbeiten von FAIRHUST [54] und CLAESSION [38]. Auf die unterschiedlichen Herleitungen des lokalen Spannungszustandes soll an dieser Stelle allerdings verzichtet werden, da diese bereits in den angegebenen Quellen ausführlich dargelegt wurden. Wesentlich ist, dass alle Ansätze den statischen Fall betrachten und letztlich die gleiche Annahme im dynamischen getroffen wird.

Neben den bereits geometrischen Bedingungen können zwei wesentliche Randbedingungen für den dynamischen Spaltversuch (SHBT) definiert werden. Analog zum SHB-Druckversuch ist eine Belastungshomogenität grundlegend für die Bestimmung der Randbedingungen an der Probe. Es konnte bisher auch festgestellt werden, dass bei kleineren Verhältnissen der Druck-Zugfestigkeiten die Validität der Methode abnimmt. Hier wird im Wesentlichen zwischen einem Ebenen Spannungszustand oder Ebenen Dehnungszustand unterschieden.

5.3.1 Versuchsprogramm

Das Versuchsprogramm zur Ermittlung der dynamischen Spaltzugfestigkeiten lässt sich aus Tabelle 5.27 entnehmen. Es dient hauptsächlich als Bindeglied zwischen den statischen und dynamischen Methoden zur Bestimmung einer Zugfestigkeit. Es sichert somit die Vergleichbarkeit zwischen beiden Methoden bei identischer Probengeometrie, was im Gegensatz hierzu beim Spallationsversuch nicht möglich wäre. Mögliche Abweichungen sind demzufolge allein der höheren Prüfgeschwindigkeit und den unterschiedlichen Versuchsaufbauten geschuldet.

Es stehen insgesamt 254 Proben zur Verfügung. Das Versuchsprogramm unterteilt sich dabei in zwei methodische Ansätze, für die in der Regel jeweils ca. 12 Proben getestet wurden.

1. Als Hauptversuche wurden Untersuchungen mit unterschiedlichen Ladedrücken durchgeführt. Hauptaugenmerk lag dabei auf einer möglichst großen Spanne der resultierenden Belastungsgeschwindigkeiten zur Beschreibung eines möglichen Geschwindigkeitseffektes.
2. Als Schädigungsversuche wurden Versuche auf einem möglichst gleichbleibendem Geschwindigkeitslevel analog zum eingeführten Abstufungsverfahren nach Abschnitt 5.2.10.2 durchgeführt. Das Level wurde derart gewählt, dass eine möglichst gleich bleibende Anzahl intakter wie geschädigter Proben resultierte. Mit Hilfe dieser Methode kann eine verbesserte Aussage zur definierten Zugfestigkeit getroffen werden können. Leider konnte für eine Vielzahl dieser Versuche keine lokale Dehnrate bestimmt werden weshalb diese aus der Bewertung herausfallen.

Tab. 5.27: Übersicht zu den Proben der Spaltzugversuche am SHB

Werkstoff	Serie	Prüfalter	Anzahl	Impaktor Längen (mm)	Proben Längen (mm)
C20	1	902	25	40-130	40
C40	2	937	29	40-130	40
C80	3	932	42	40-130	40
C160	4	888	30	40-130	40
C40 GK8 GRS	5	1647	32	40-130	40
C40 GK2	6	1892	29	40-130	40
C40 GK4	7	2148	25	40-130	40
C40 GK8	8	1775	6	40-130	40
C40 GK16	9	1014	25	40-130	40
Granit	10	-	11	40-130	40
	gesamt	254			

5.3.2 Versuchsaufbau und Methodik

Der Versuchsaufbau und die grundsätzlichen Bewertungsmethoden zum SHBT basieren auf den Methoden zum SHB-Druckversuch (vgl. Abbildung 5.126). Die Proben werden hierzu analog zu statischen Spaltzugversuchen positioniert und durch den Eingangsstab mit einer Kraft beaufschlagt. Die Kraftwirkung F_1 resultiert aus den gemessenen Dehnungen der Eingangswelle ϵ_e und reflektierten Welle ϵ_r des Eingangsstabes. Die Kraftwirkung F_2 analog aus den transmittierten Anteilen ϵ_t . Die Gleichungen hierzu wurden bereits in Abschnitt 3 dargelegt. Aus ihnen gehen in gleicher Weise die axialen Verschiebungsrandbedingungen u_1, v_1, a_1 und u_2, v_2, a_2 hervor.

Die Reaktion der Probe resultiert hierzu senkrecht in einer ebenen Querbewegung. Diese wird messtechnisch mit einem Messabstand von 20 mm mit Hilfe eines schnellen Videoextensionmeters mit einer maximalen Messrate von 300 kHz erfasst. Hieraus resultieren die Kenngrößen der Querverschiebungen u_3, v_3, a_3 und u_4, v_4, a_4 für die zwei Bruchstücke. Deren Oberflächen wurden nachträglich gescannt und die relevanten geometrischen Kenngrößen in die Bewertung integriert (vgl. Abschnitt 6.1). Mit Hilfe der jeweiligen Einzelmassen M_3, M_4 , der Schwerpunkte S_3, S_4 und der Trägheitsmomente I_3, I_4 lassen sich die zur Beschleunigung der Bruchstücke notwendigen Kräfte und Impulse, sowie die resultierenden kinetischen Energien der Bruchstücke, nach der Trennung bestimmen und einer entsprechenden Bilanzierung zuführen. Über die resultierenden Bruchflächen und deren Auflösungsabhängigkeit lassen sich die zur Rissöffnung notwendigen spezifischen Bruchenergien abschätzen.

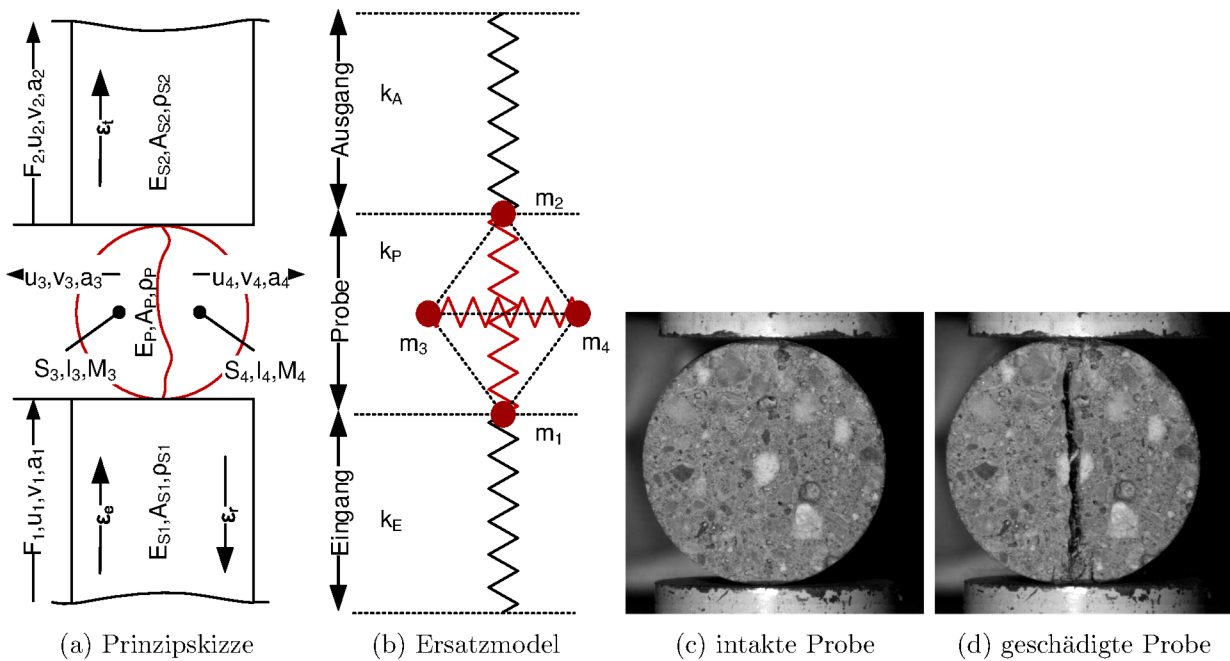


Abb. 5.126: Versuchsaufbau für SHBT-Spaltversuche

5.3.3 Detaillierte Betrachtung

Analog zu den bisherigen Betrachtungen erfolgt die Herleitung der Auswertemethode anhand einer detaillierteren exemplarischen Bewertung für Referenzprobe **SHBT-C40-P11**. Die Methode basiert auf den Betrachtungen zum SHB Druckversuch, sodass sich nachfolgend nur auf die im Spaltzugversuch abweichenden Parameter konzentriert wird.

Aus dem Ladedruck von im Beispiel 0,13 bar, resultiert am Aluminium Impaktor (A040) ein wirksamer Schubdruck von 0,03 bar. Dieser verursacht eine Beschleunigung auf die messtechnisch erfasste Geschwindigkeit von 12,35 mm/ms. Mit einer Länge von 40 mm und einer Masse von 0,21 kg resultiert hieraus eine Impaktorenergie von 16,25 J, ein Impuls von 2,63 kNms, die Kontaktzeit von ca. 16 μ s und eine Spannungsamplitude im Eingangsstab von ca. 86 MPa.

Die hieraus resultierenden Dehnungswellen im Ein- und Ausgangsstab sind in Abbildung 5.127 dargestellt. Aufgrund von Übergangs- und Querschwingungseffekten resultiert mit ca. 0,30 μ m/mm eine deutlich geringere Dehnungsamplitude als die theoretisch zu erwartende von 1,23 μ m/mm. Auf ähnliche Weise wirken sich diese Effekte auch auf die Länge und Energie der Eingangswelle aus. Mit einer Wellenlänge von ca. 100 μ s statt 16 μ s und einer inneren Energie von ca. 2,22 J zeigen diese Effekte eine deutliche Diskrepanz zur eindimensionalen Theorie. Diese Unterschiede können mit der geringen Energie des Impaktors im Vergleich zur Dimension der Stäbe begründet werden. Die geringe Masse, Länge und Energie war im vorliegenden Versuch notwendig um ein unteres Energielevel zu definieren, welches gerade noch zu einer Schädigung führt. Übertragungsverluste, Dispersion etc. wirken sich bei diesen geringen Energien viel deutlicher aus. Ist die Wirkung bekannt lässt sich dieser Effekt auch positiv ausnutzen. So ist es im Beispiel möglich, mit theoretisch deutlich unterdimensionierten Impaktorenlängen doch längere Eingangsimpulse zu erzeugen.

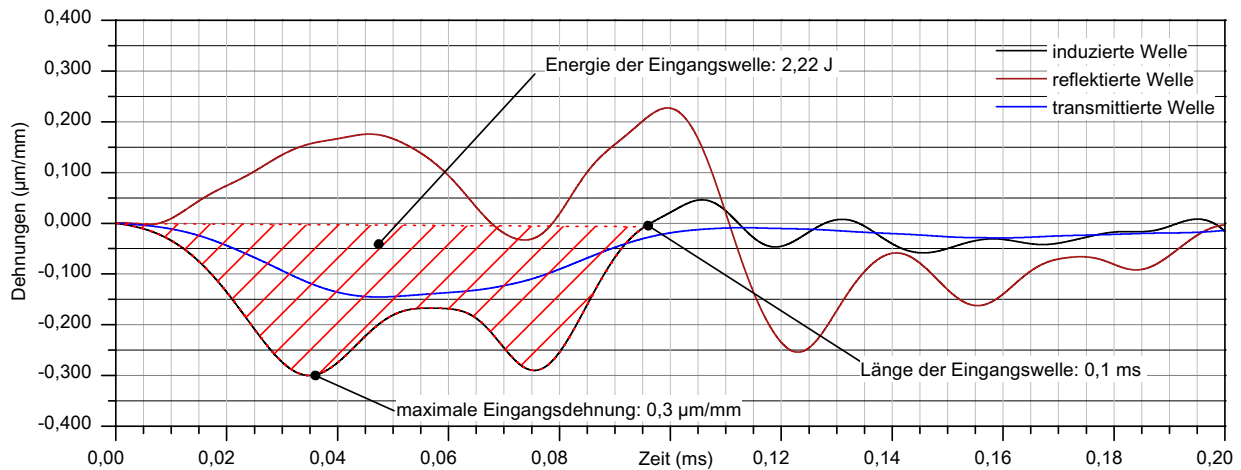


Abb. 5.127: Selektierte Dehnungen am SHB am Beispiel SHBT-C40-P11

5.3.3.1 Kenngrößen der Verschiebungen

Aus den Dehnungen am Ein- und Ausgangsstab resultieren die axialen Verschiebungsrandbedingungen. Die den axialen Verschiebungen zugrunde liegenden Gleichungen sind in Abschnitt 3.4 definiert. Sie ergeben sich aus den Dehnungen des SHB. Die hierzu quer wirkenden Verschiebungen der Bruchstücke wurden mit Hilfe eines schnellen Extensimeters messtechnisch erfasst.

Verschiebungen

Abbildung 5.128 stellt die vier Verschiebungskomponenten gegenüber. U_1 und U_2 beschreibt die axialen (globalen), U_3 und U_4 die quer wirkenden (lokalen) Verläufe. Die alternative Methode zur Bestimmung der reflektierten Welle über eine entsprechende Skalierung wird in U_1 skaliert gekennzeichnet. Der aus dieser Vereinfachung resultierende Fehler ist in der Regel vernachlässigbar.

Die Länge der Eingangswelle mit 0,10 ms ist nachfolgend zur besseren Orientierung dargestellt. Der relevante Auswertebereich zur Bestimmung von Spannungen und Dehnungen beschränkt sich je nach Grenzbedingung auf einen Zeitbereich von ca. 0,03 ms bis 0,05 ms. Auch dieser Bereich ist zur besseren Einordnung hervorgehoben.

Die resultierenden Verschiebungen des Eingangsstabes U_1 sind erwartungsgemäß mit ca. 0,12 mm deutlich größer als am Ausgangsstab mit $U_2 = 0,04$ mm. Ein Zeitversatz zwischen beiden ist an dieser Stelle nicht wirklich erkennbar, beträgt aber mit 13 μ s näherungsweise die Zeit für den Durchlauf der Welle durch die Probe. Ein ähnlicher Effekt ist für die Querverschiebungen erkennbar, deren Versatzzeit deutlich größer erscheint und nicht eindeutig bestimmt werden kann. Dieser Aspekt wird später noch wichtig und tiefer beleuchtet. Die lokalen Querverschiebungen liegen im Beispiel in einem Bereich von jeweils ca. 0,01 mm.

Deutlich übersichtlicher wird die Darstellung anhand der lokalen und globalen Relativverschiebungen, welche zur Ableitung der Rissöffnung bzw. der Dehnungen herangezogen werden. Die Bildung der Differenz ist für die lokalen Werte U_3 und U_4 unproblematisch, weil beide definitionsgemäß exakt zeitsynchron verlaufen müssen. U_1 und U_2 unterscheiden sich aufgrund der Durchlaufzeit durch die Probe. Inwieweit sich dieser Fehler auf das Gesamtergebnis auswirkt, soll an dieser Stelle nicht betrachtet werden, da diese Diskussion eine deutlich tiefere Betrachtung der lokalen Verformungen in der Probe bedingt.

Interessanterweise lassen sich die relativen Verschiebungen des Eingangsstabes dahingehend analysieren, dass die skalierte Variante aufgrund ihrer bleibenden Verschiebungen deutlich plausibler erscheint. Diese vereinfachte Methodik zur Bestimmung der reflektierten Welle hat deutliche Vorteile. Es ist unwahrscheinlich, dass die beiden Stäbe sich wieder aufeinander zubewegen. In der Regel bleiben diese zwischen den Impulsdurchgängen in Ruhe.

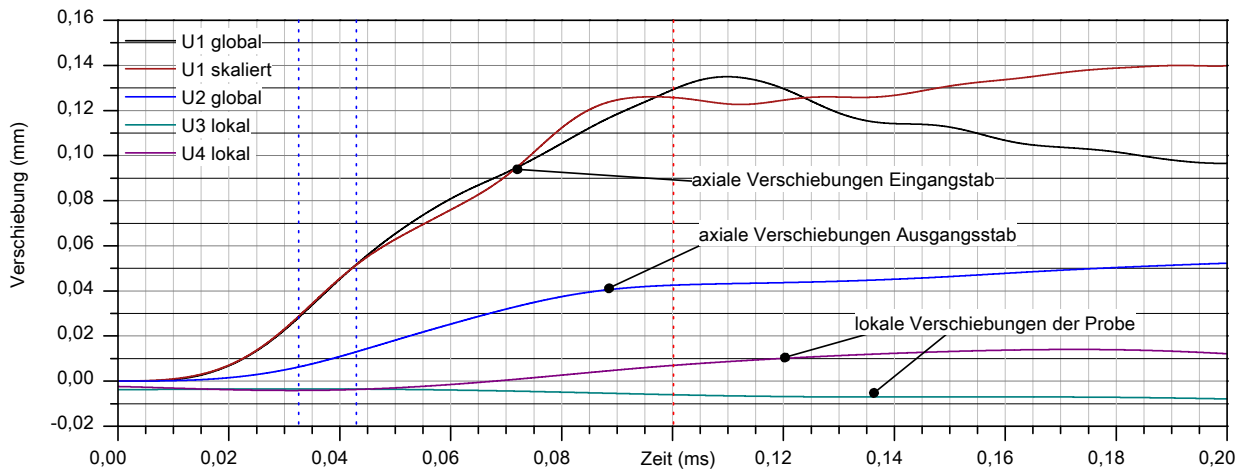


Abb. 5.128: Lokale und globale Verschiebungskomponenten

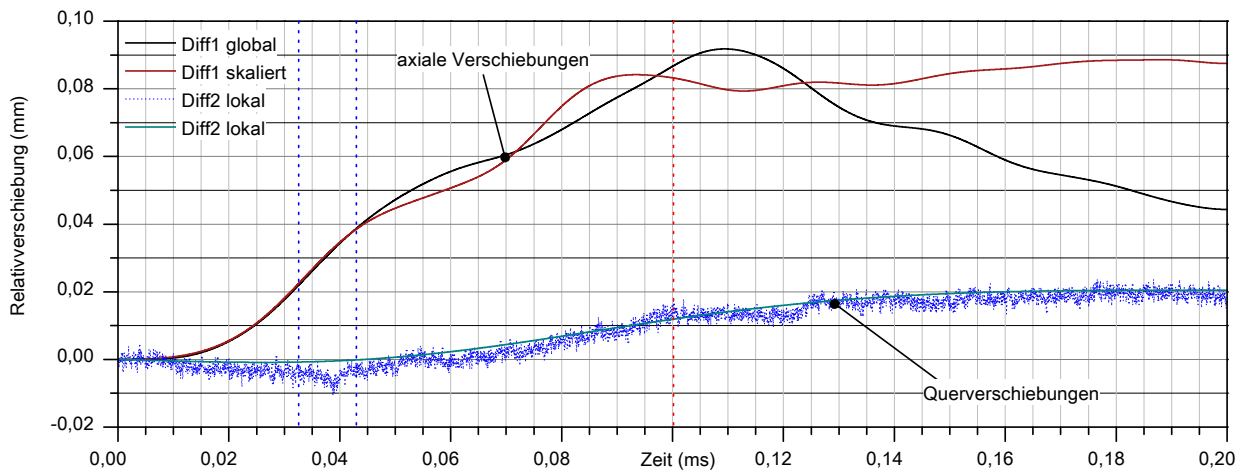


Abb. 5.129: Relative Verschiebungen an der Probe

Geschwindigkeiten

Die daraus resultierenden Geschwindigkeitskomponenten sind in Abbildung 5.130 gegenüber gestellt. Die globalen Anteile $V1$ und $V2$ gehen erwartungsgemäß nach dem Wellendurchgang auf null zurück. Mit ca. $2,20 \text{ mm/ms}$ und $0,75 \text{ mm/ms}$ liegen diese in einem zu erwartenden Bereich. Die Amplituden der Quergeschwindigkeiten liegen mit ca. $0,25 \text{ mm/ms}$ deutlich darunter. Außerdem ist in diesem Beispiel zu erkennen, dass die beiden Bruchstückhälften nach der ersten Trennung wieder zur Ruhe kommen, da diese noch zwischen den Stäben eingeklemmt sind.

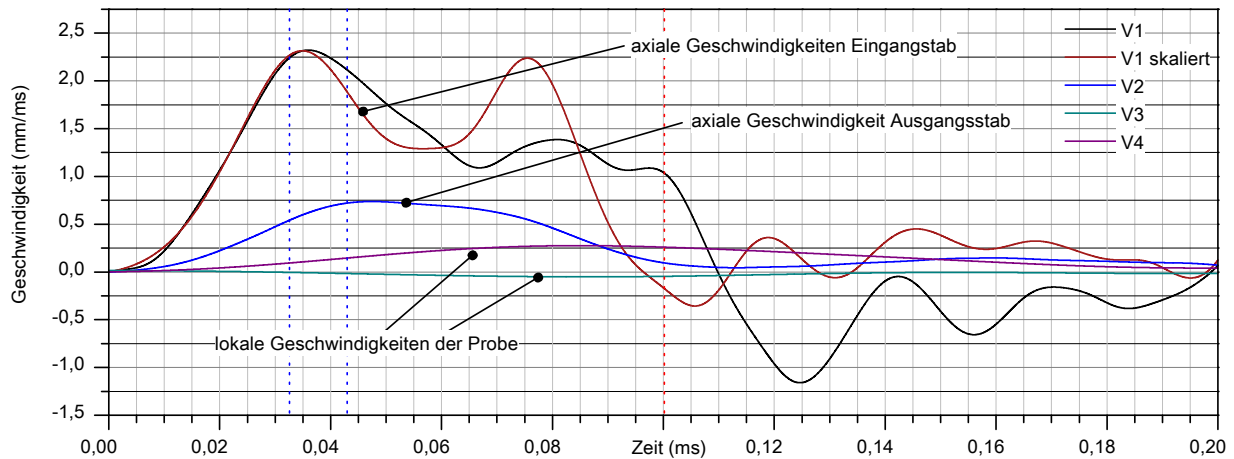


Abb. 5.130: Lokale und globale Geschwindigkeiten

Beschleunigungen

Analog lassen sich in Abbildung 5.131 die Beschleunigungen bewerten. Die Beschleunigungen des Eingangsstabes fließen an späterer Stelle in die Korrektur der Kräfte am Eingangsstab ein. Die Amplituden in Höhe von ca. 100 mm/ms^2 , das sind ca. 10000 g , sind durchaus plausibel und verdeutlichen eindrucksvoll die Relevanz einer Beschleunigungskorrektur, da die zu beschleunigende Masse an dieser Stelle natürlich 10000-fach schwerer erscheint. Die Beschleunigungen der Bruchstücke liegen in der Größenordnung von ca. 5 g , was ebenfalls in die Korrektur der lokalen Spaltzugspannungen einfließen kann.

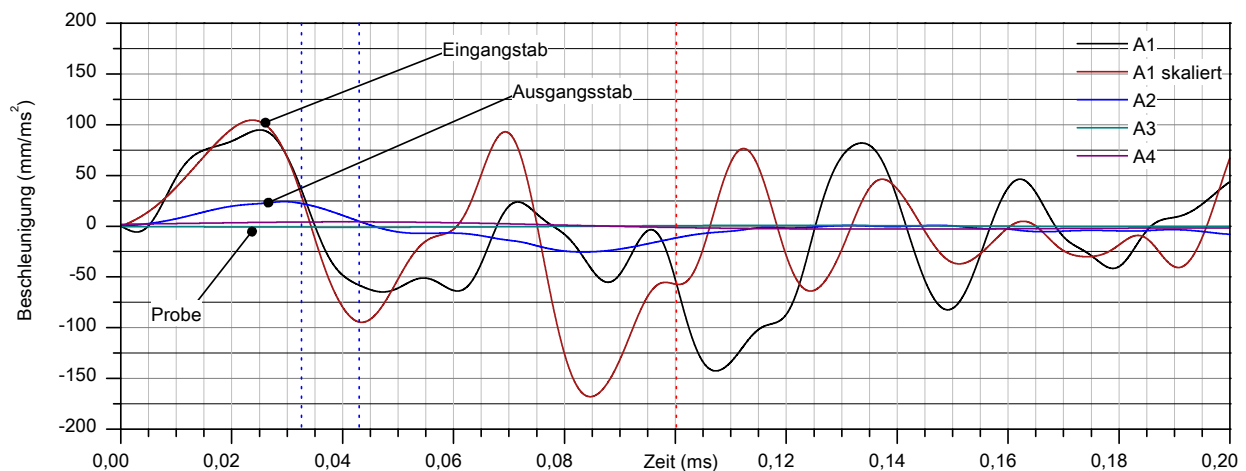


Abb. 5.131: Lokale und globale Beschleunigungen

Bestimmung der relativen Kenngrößen

Üblicherweise werden die Relativverschiebungen auf die Messlängen bezogen und als Dehnungen angegeben. Inwieweit diese Darstellung der Angabe einer Rissöffnung vorzuziehen ist, ist letztlich unerheblich. Die Angabe einer Dehnung impliziert das Vorhandensein eines Kontinuums, von dem an dieser Stelle allerdings nicht mehr ausgegangen werden kann. So lange die Information zur Bezugslänge nicht verloren geht, lassen sich beide Angaben allerdings jeder Zeit ineinander überführen. Von daher wird an dieser Stelle die wohl gebräuchlichere Form der Dehnungen dargestellt.

Die bezogene Messlänge des Extensometers beträgt einheitlich 20 mm für die Querdehnungen. Die axialen Dehnungen beziehen sich auf den Probendurchmesser von 50 mm . Hieraus resultieren die Verläufe der Dehnungen, Dehnraten und Dehnungsbeschleunigungen nach Abbildung 5.132. Die

5 Dynamische Kennwertermittlung

Angaben werden für die skalierte Variante der Wellenauswertung dargestellt, da sich gezeigt hat, dass diese Methode deutlich plausiblere Ergebnisse liefert.

Erneut ist ein deutlicher Zeitversatz zwischen den Werten der axial und der quer dazu wirkenden Beanspruchung zu erkennen. In Abschnitt 5.3.3.3 wird dieser Versatz gravierende Folgen für die Ableitung von plausiblen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen haben.

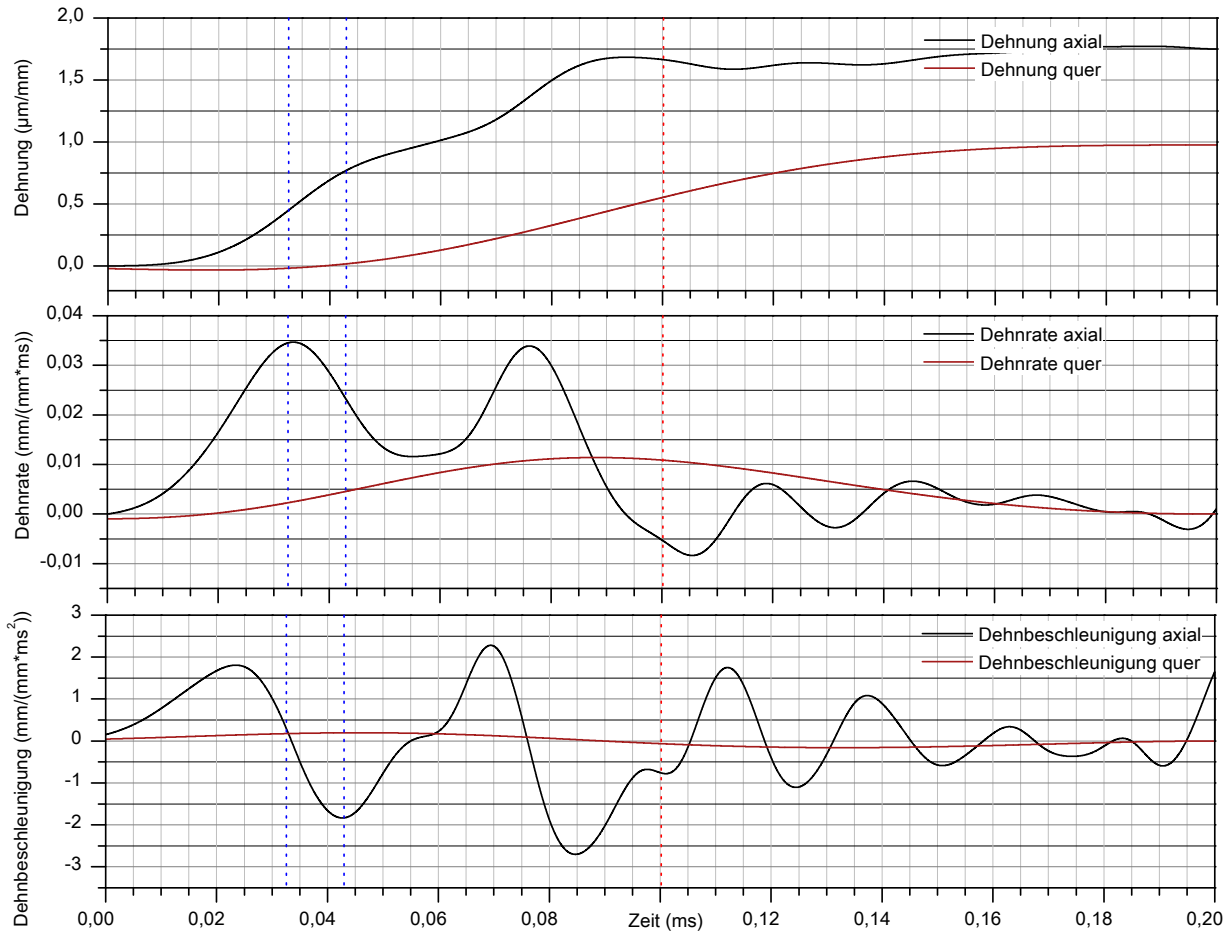


Abb. 5.132: Relative Kenngrößen der Verschiebungen

5.3.3.2 Belastungskenngrößen

Kräfte im Probenbereich

Analog zu den Verschiebungen lassen sich die axial wirkenden Schnittkräfte auf die Probe nach den Gleichungen aus Abschnitt 3.4 bestimmen. Die Ableitung von Spannungen ist an dieser Stelle nicht erforderlich. Abbildung 5.133 verdeutlicht die Randbedingungen erneut mit der Unterscheidung zwischen der skalierten Auswertemethode und der Standardvariante. Beide Varianten variieren nur geringfügig.

Unter Beibehaltung des Probenzeitversatzes resultieren die Kräfte am Probenauszug erwartungsgemäß verzögert. Im vorliegenden Fall ist dieser Versatz mit $13 \mu\text{s}$ nahezu identisch mit dem Erwartungswert. Die Amplituden der Eingangswellen und der Ausgangswellen liegen mit jeweils ca. 20 kN in einem plausiblen Bereich und zeigen ein entsprechendes Kräftegleichgewicht an. Hieraus lassen sich unter Berücksichtigung des Zeitversatzes die mittleren Kräfte skaliert und unskaliert angeben. Auch an dieser Stelle soll auf eine detailliertere Betrachtung der globalen Auswirkung dieser Mittlung verzichtet werden. Aufgrund der damit einhergehenden Amplitudenreduktion lässt sich allerdings für das aktuelle Beispiel bei recht niedrigen Dehnraten eine Reduktion der resultierenden Kräfte

von ca. 10 % erkennen. Es ist zu erwarten, dass sich für größere Belastungsgeschwindigkeiten deutlich größere Abweichungen aufgrund des zeitlichen und betragsmäßigen Kräfteungleichgewichtes ergeben.

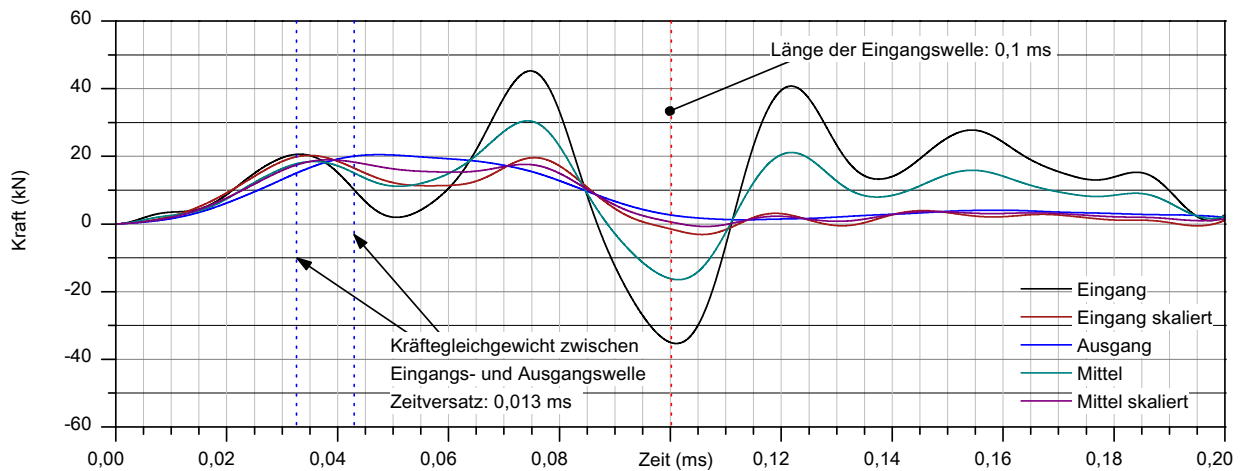


Abb. 5.133: Resultierende Kräfte am Ein- und Ausgang der Probe

Korrektur der Beschleunigungsanteile

Im Referenzbeispiel liegt ein nahezu perfektes Kräftegleichgewicht vor, sodass eine Trägheitskorrektur der Eingangskräfte in der Regel kaum Auswirkungen haben sollte. Eine Korrektur ist prinzipiell notwendig, um den jeweiligen Kraftanteil der Probenbeschleunigung zu eliminieren. In den Ausführungen zum Druckversuch in Abschnitt 5.2.8.2 wurden verschiedene Ansätze auf Basis der Dehnbeschleunigung vorgestellt, die erst nach der Mittlung wirksam werden. Diese Ansätze wären auch im SHBT denkbar, benötigen allerdings eine andere Betrachtung der geometrischen Bedingungen. Nachfolgend soll nur der Ansatz der Korrektur der Beschleunigung der aktiven Masse am Eingangsstab analog zu Abschnitt 5.2.3.5 betrachtet werden. Wesentlich dabei ist die korrekte Berücksichtigung des Zeitversatzes zwischen Eingangs- und Ausgangskraft.

Abbildung 5.134 veranschaulicht die Wirkung der Korrektur und beinhaltet neben den Kraftverläufen auch die zugrunde liegenden zeitlichen Verläufe der aktivierten Massen. Die Gleichungen hierzu sind in Abschnitt 3.5 dargelegt. Die Wirkung der Trägheitskorrektur wurde anhand von 4 verschiedenen Varianten wie folgt entwickelt:

1. Korrektur 1 erfolgt mit einem vereinfachten Ansatz zur Bestimmung der momentan beschleunigten Massen, anhand einer linearen Zunahme der aktivierten Masse bis hin zur Gesamtmasse. Die Anstiegszeit resultiert aus dem Probendurchmesser von 50 mm.
2. Korrektur 2 erfolgt anhand der Gesamtmasse der Probe in Form einer Starrkörperbeschleunigung und überschätzt dementsprechend die notwendigen Beschleunigungskräfte.
3. Korrektur 3 erfolgt mit einer detaillierten Abbildung der linienförmig aktivierten Masse des Zylinders analog der Herleitung in 5.134.
4. Korrektur 4 basiert auf der linearen Vereinfachung unter Berücksichtigung eines gewissen Zeitversatzes in der Probe.

Betrachtet man zunächst nur die Verläufe der aktivierten Massen in Abbildung 5.134 erkennt man einen ähnlichen Verlauf der ausführlichen Variante 3 und der linearen Vereinfachung 2. Die Auswirkungen auf die resultierenden Beschleunigungsanteile sind nahezu identisch, weshalb nachfolgend nur die deutlich einfacher zu formulierende lineare Vereinfachung 2 betrachtet wird.

Berücksichtigt man zunächst die Korrekturen 1,2,3 erkennt man die negative Kraftwirkung, welche besonders bei der Korrektur mit der Gesamtmasse deutlich wird. Die Ursachen hierfür liegen recht

klar auf der Hand, da die Beanspruchung der Probe nicht direkt mit der Kraftwirkung des Eingangsstabes korrespondiert, sondern erst deutlich später, offensichtlich erst mit der Aktivierung des Ausgangsstabes erfolgt. Der Versatz lässt sich an dieser Stelle mit ca. 0,02 ms beziffern und ergibt sich aus der Annahme, dass die Korrektur der Beschleunigung eher mit der maximalen Kraftwirkung korrespondieren sollte. Die hieraus resultierende Korrektur 4 ist daher deutlich plausibler. Allerdings sind die lokalen Gegebenheiten auch komplexer als beispielsweise im SHPB-Versuch. Am wahrscheinlichsten ist eine Lösung zwischen beiden Extremen, da die Probe möglicherweise deutlich träger reagiert, als rein elastisch angenommen. In diesem Falle würde die zeitliche Aktivierung der Massen deutlich langsamer verlaufen. Für eine nähere Betrachtung dieser Effekte ist an dieser Stelle allerdings kein weiterer Raum.

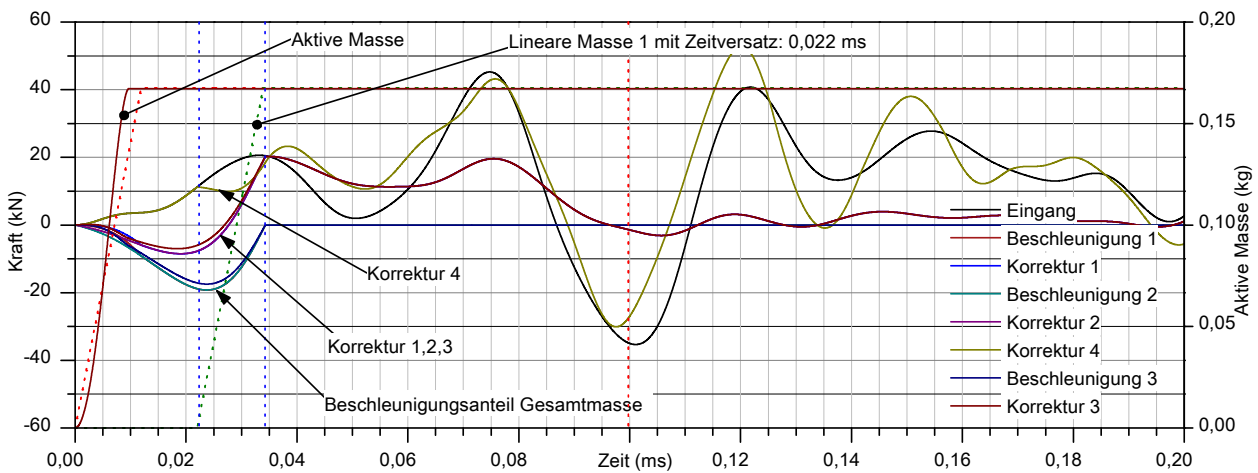


Abb. 5.134: Kräfte mit axialen Beschleunigungsanteilen und aktiven Massen

Korrektur der lokalen Beschleunigungsanteile

Die lokalen Beschleunigungen der resultierenden Bruchstücke betragen im Beispiel $1,89 \text{ mm/ms}^2$ und $5,11 \text{ mm/ms}^2$, die Massen der Bruchstücke jeweils $0,0832 \text{ kg}$ und $0,0798 \text{ kg}$. Die zur Beschleunigung notwendigen lokalen Kräfte resultieren mit $0,1589 \text{ kN}$ und $0,3352 \text{ kN}$. Die resultierenden Spannungen sind mit ca. $0,17 \text{ MPa}$ somit deutlich geringer im Vergleich zu den ca. $0,17 \text{ MPa}$ nach HERTZ. Sie liegen im Bereich von ca. 3%. Die Problematik bei einer Korrektur dieses Anteils liegt auch hierbei in der Berücksichtigung des korrekten Zeitversatzes zwischen den lokalen Verschiebungsreaktionen und der global wirkenden Kraft.

Bestimmung von Spaltzugspannungen

Für die Bestimmung lokaler Spaltzugspannungen aus der äußeren Beanspruchung gibt es eine Vielzahl unterschiedlichster Ansätze, auf die an dieser Stelle nicht näher eingegangen werden soll. Wesentlich bei den meisten Ansätzen ist, dass diese für statische Fälle konzipiert wurden und daher immer von einem Kräftegleichgewicht ausgegangen wird. Die Besonderheiten im dynamischen, inhomogenen Zustand werden in der Regel dadurch nicht abgedeckt. Diese Problematik ist immer wieder Gegenstand umfangreicher numerischer Betrachtungen, ohne dass hieraus verbesserte Ansätze abgeleitet werden können.

Die Umrechnung der axialen Beanspruchung in eine Spaltzugbeanspruchung erfolgt anhand von vier Beispielen (vgl. Abschnitt 3.5). Abbildung 5.135 beschreibt die daraus resultierenden Abweichungen. Betrachtet man die Variante nach HERTZ als Referenz analog zum statischen Fall, resultieren Abweichungen bei den maximalen Amplituden im Bereich von ca. 40%. Alle Ansätze basieren auf rein geometrischen Eingangsgrößen. Parameter wie Geschwindigkeiten, Beschleunigungen etc. gehen nicht in die Betrachtung ein. Demnach handelt es sich um eine reine lineare Skalierung der jeweiligen Spannungskenngrößen.

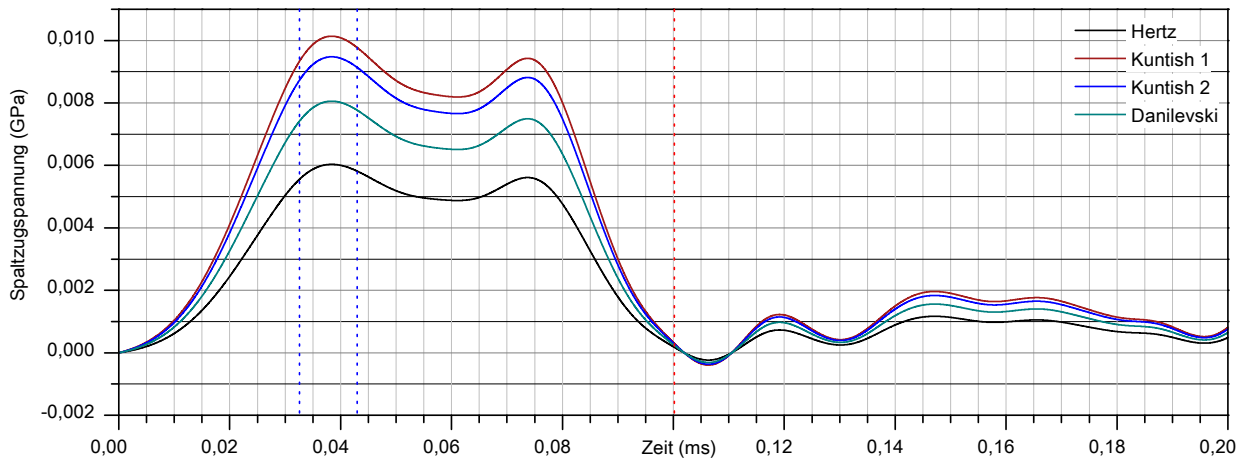


Abb. 5.135: Resultierende Spaltzugspannungen verschiedener Ansätze

Einfluss der Bruchflächenkorrektur

Deutlicher als im SHPB-Versuch wird die resultierende Werkstoff-Zugfestigkeit von der gebildeten Bruchfläche bestimmt. Die Ermittlung der Flächen erfolgte nach Abschnitt 6.1 unter Angabe einer Skalenabhängigkeit der Kennwerte. Die Referenzauflösung für alle Betrachtungen wurde einheitlich bei 0,30 mm definiert.

Für die Referenzprobe resultieren aus den beiden Bruchstücken die spezifischen Flächen von $A3 = 1,2896 \text{ mm}^2$ und $A4 = 1,2854 \text{ mm}^2$. Die Abweichung aus beiden beträgt weniger als 0,50 % und ist ein Maß dafür, dass beide Flächeninhalte nahezu identisch sind und sich nur eine deutliche Rissfläche ausgebildet hat. Proben die beispielsweise durch eine zu hohe Druckbelastung zusätzlich eine Vielzahl von kleinen Fragmenten ausgebildet haben, zeigen an dieser Stelle eine deutlich größere Abweichung und können separiert werden.

Die Anwendung der Flächenkorrektur resultiert letztlich in einer Art spezifischen Spannung, analog zur Definition einer spezifischen Bruchenergie. Die Auswirkungen hieraus beschreibt Abbildung 5.136 im Vergleich zu den unkorrigierten Daten. Die Korrekturen (K1) führen ausnahmslos zur Reduktion der maximalen Spannungen. Da es sich erneut um eine einfache lineare Skalierung handelt lassen sich diese Korrekturen auch nachträglich anhand der skalaren Kenngrößen durchführen. Die prozentualen Abweichungen liegen dabei in einem Bereich von 28,96 %.

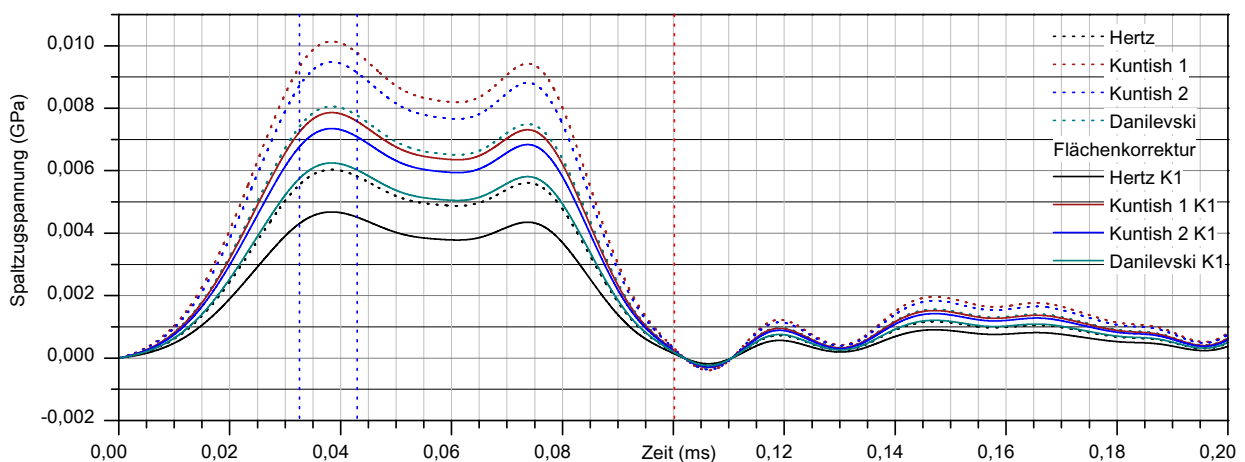


Abb. 5.136: Resultierende Spaltzugspannungen nach Bruchflächenkorrektur

5.3.3.3 Definition von Spannungs-Dehnungsbeziehungen

Zur Beschreibung von Werkstoffeigenschaften werden in der Regel die Spannungen den Dehnungen gegenüber gestellt. Für den statischen Spaltzugversuch ist dies unproblematisch. Für den Versuch am SHB ist dies allerdings ein nichttriviales Problem, da bereits eine geringfügige Abweichung in der zeitlichen Zuordnung der globalen zu den lokal ermittelten Daten, gravierende Auswirkungen hat. Abbildung 5.137 beschreibt die Auswirkungen einer geringfügigen Versatzzeit auf die lokalen Dehnungen. Zur besseren zeitlichen Einordnung wurden die global wirkenden Dehnungen ebenfalls dargestellt. Für die Variation wurde ein maximaler Zeitversatz in Höhe der Wellendurchlaufzeit durch die Probe (ca. $13 \mu\text{s}$) gewählt und einheitlich in vier Varianten aufgeteilt.

Ohne Beachtung des Zeitversatzes resultiert im relevanten Betrachtungszeitbereich eine negative mittlere Dehnung. In einen physikalisch sinnvollen Bereich gelangt man bei Betrachtung eines Versatzes für den Wellendurchgang durch die halbe Probe bis zum vollständigen Probendurchgang. Ohne belastbare Theorie im Hintergrund lässt sich eine Auswahl leider nur subjektiv vornehmen. Ein sinnvoller Ansatz scheint hier die vollständige Durchlaufzeit der Probe zu sein, da ab dieser Zeit von einer realen Dehnung ausgegangen werden kann.

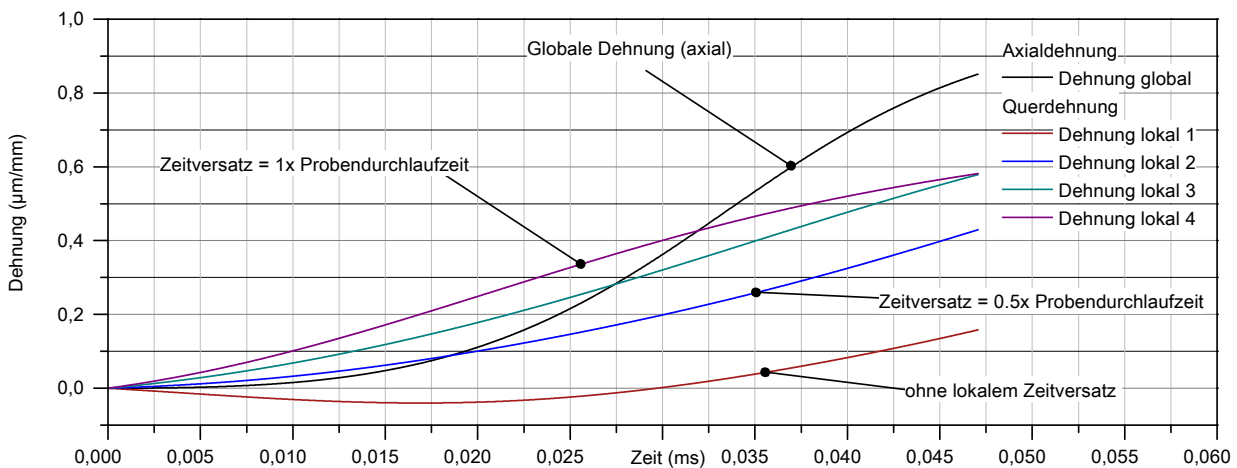


Abb. 5.137: Auswirkungen des Probenzeitversatzes auf die lokalen Dehnungen

Abbildung 5.138 stellt diese Auswirkungen im Spannungs-Dehnungsdiagramm dar. Der negative Verlauf der Dehnung resultiert in einer negativen Steifigkeit, was natürlich physikalisch betrachtet unsinnig ist. Aus dem zunehmenden Zeitversatz resultiert eine scheinbare Abnahme der Elastizität zwischen ca. 25 GPa bei 0,50 und 11 GPa bei vollständigem Durchlauf.

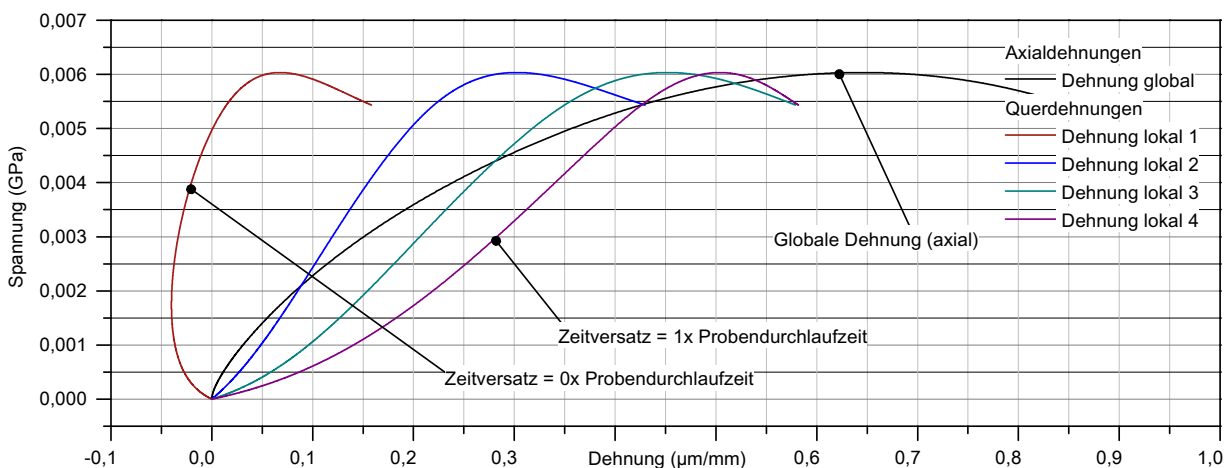


Abb. 5.138: Auswirkungen des Probenzeitversatzes auf Spannungs-Dehnungsbeziehungen

Die Grenzbedingung wurde im Zugbereich generell mit einem Spannungsabfall von 10 % definiert. Sie wirkt sich auf die Definition eines Nachbruchbereiches und der hierzu nötigen Energie aus. Grundsätzlich ist allerdings nur eine Betrachtung bis zum Spannungsmaximum zu empfehlen, da bereits die statischen Untersuchungen gezeigt haben, dass die Definition eines Nachbruchverhaltens fragwürdig ist.

Der Vollständigkeit halber beschreibt Abbildung 5.139 die Spannungsdarstellung über die messtechnisch erfasste Rissöffnung. Rissöffnung und Dehnung lassen sich einfach ineinander überführen. Für die vier verschiedenen Ansätze sind die resultierenden Spannungsverläufe dargestellt. Sie dienen als Grundlage für die Ableitung der resultierenden skalaren Kenngrößen. Als Referenz wird erneut für alle weiteren Ableitungen die Methode von HERTZ unter Berücksichtigung eines geringen Zeitversatzes betrachtet.

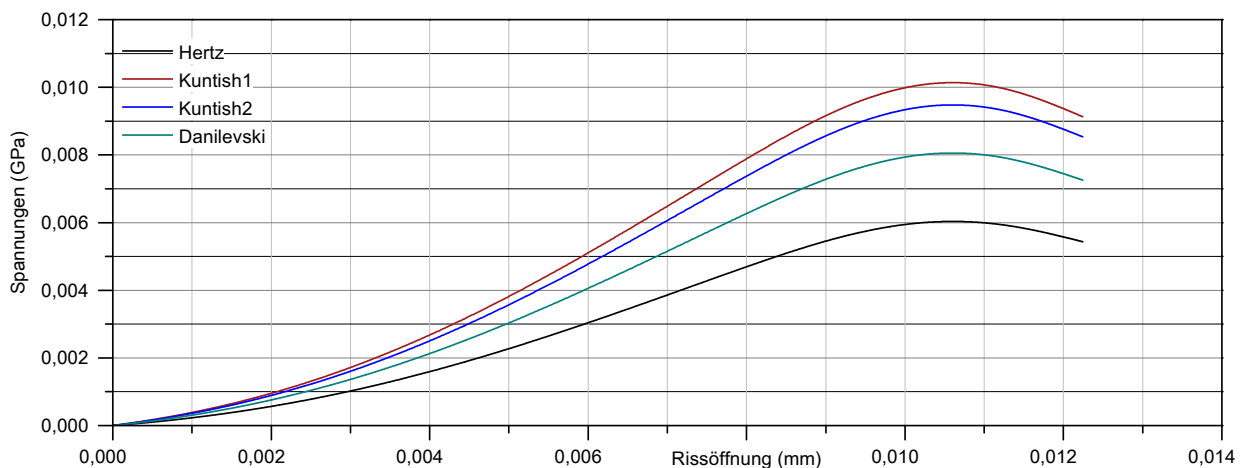


Abb. 5.139: Spannungs-Rissöffnungsbeziehung für unterschiedliche Ansätze

5.3.3.4 Parameter Fitting

Das Kurvefitting erfolgt auf Basis der in Abschnitt 4.3.2.8 beschriebenen Methode. Für eine Dehnrates von 0,0032 mm/ms resultiert hieraus der Parametersatz $E0 = 53 \text{ GPa}$, $gd = 5,00$ und $ed = 0,18 \cdot 10^{-3} \text{ mm/mm}$. Interessant sind diese Werte im Vergleich zu den dynamisch ermittelten Druckfestigkeiten, welche ähnliche Größenordnungen für $E0$ liefern und die Hypothese festigen, dass die Steifigkeit im ungeschädigten Zustand für Zug und Druck natürlich identisch sein muss. Ausführlicher lässt sich dies allerdings erst in einer gesamtheitlichen Betrachtung darstellen auf die an dieser Stelle verwiesen werden soll.

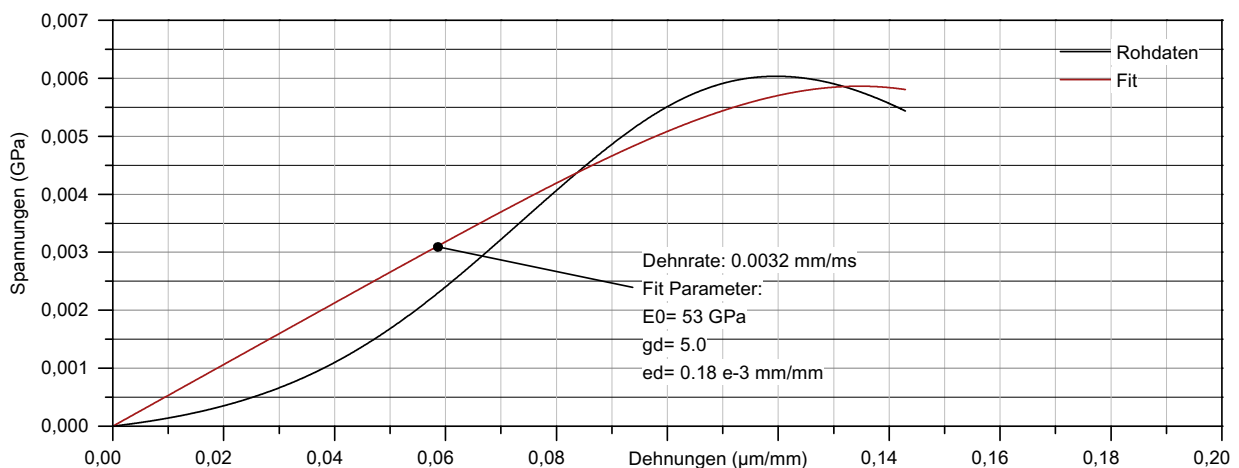


Abb. 5.140: Kenndaten des Parameter Fittings im SHBT

5.3.3.5 Einfluss der Dehngeschwindigkeit

Die Definition einer Dehnrates lässt sich im SHBT-Versuch auf zweierlei Weisen realisieren. Häufig wird eine Dehnrates aus den axial wirkenden globalen Randbedingungen des SHB abgeleitet. Wurden die lokalen Querverschiebungen der Bruchstücke messtechnisch erfasst, widerspiegeln diese natürlich eher die realen Verhältnisse an der Probe. Abbildung 5.141 beschreibt hierzu den Zusammenhang zwischen maximalen Spannungen und den mit beiden Methoden ermittelten Dehnrates. Neben den lokalen Spannungen nach HERTZ wurden die global im Ausgangsstab ermittelten Spannungen entsprechend der Einwellenmethode dargestellt.

Die lokal ermittelten Dehnrates weisen mit ca. dem Zehnfachen deutlich größere Werte auf als dies aus einer globalen Betrachtung zu vermuten wäre. Daran ändert sich auch durch die Berücksichtigung der unterschiedlichen Bezugslängen nichts. Der Verlauf der maximalen Spannungen zeigt einen geringfügigen Dehnrateseinfluss in der Größenordnung von ca. $8,57 \text{ GPa} \cdot \mu\text{s}$. Eine mögliche Trägheitskorrektur wurde an dieser Stelle noch nicht berücksichtigt. Interessant ist die gute Korrelation der Spannungen des Ausgangsstabes mit den lokalen Werten. Letztere wurden mit Hilfe der Zweiwellenmethode ermittelt und beinhalten in der Regel deutlich mehr Effekte aus einem möglichen Kräfteungleichgewicht. Die vorliegenden Daten zeigen allerdings die Möglichkeit einer linearen Skalierung zwischen den Werten auf. Vergleicht man dies mit den Ansätzen von KUNTISH oder DANILEVSKI wäre hier eine direkte Ableitung der lokalen Spannungen denkbar, auch wenn diesem kein geometrischer Ansatz zugrunde läge. Bemerkenswert ist das völlig konträre Verhalten der global ermittelten Dehnrates, die offensichtlich nicht dazu in der Lage sind die lokalen Effekte abzubilden.

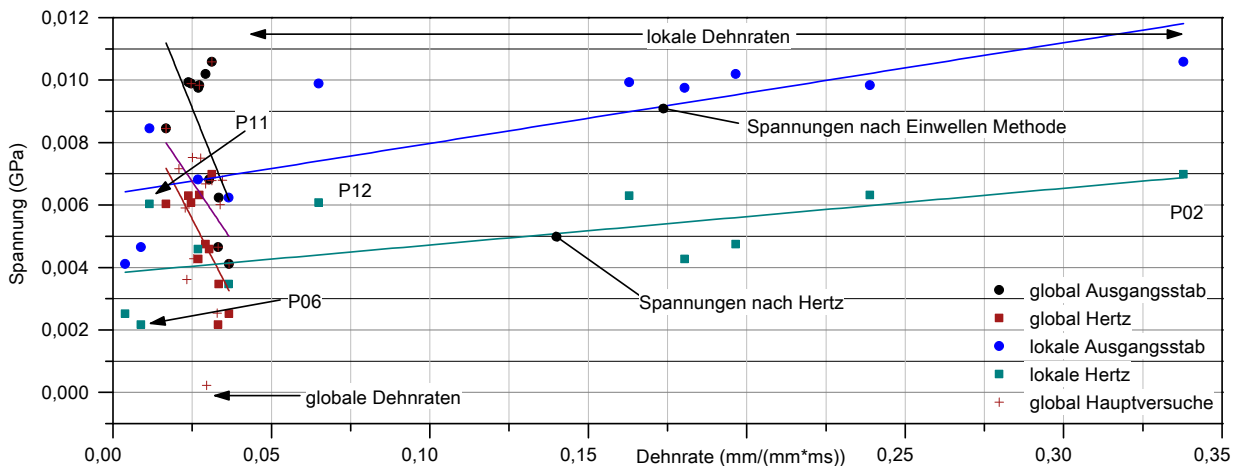


Abb. 5.141: Dehnratesabhängigkeit verschiedener Spannungen

Inwieweit sich aus Abbildung 5.141 eine Korrelation zwischen den lokal gemessenen und den global bestimmten Randbedingungen ergibt verdeutlicht Abbildung 5.142. Für eine einheitliche Wichtung werden die Rissöffnungsgeschwindigkeiten für die vier Hauptwerkstoffe separat und anschließend gemeinsam betrachtet. Beide Betrachtungen führen zu der Erkenntnis, dass zwischen beiden Parametern keine Korrelation zulässig ist. Das ist insofern wichtig, da bei einer rein linearen elastischen Betrachtung des Problems eine Korrelation vorliegen muss und häufig aus den globalen Randbedingungen auf die lokalen Werte geschlossen wird.

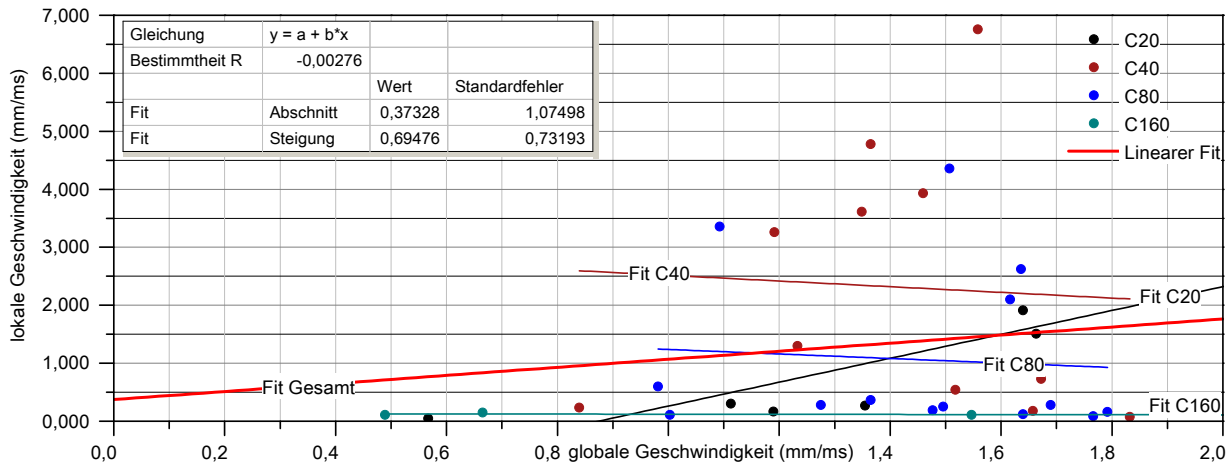


Abb. 5.142: Korrelation lokaler und globaler Geschwindigkeiten

Aufgrund des geringen Stichprobenumfanges besteht nicht die Möglichkeit einer Klassifizierung nach unterschiedlichen Dehnratenbereichen, analog dem Vorgehen bei der Bewertung der SHPB-Versuche in Abschnitt 5.2.4.1. Damit besteht auch keine Möglichkeit zur Mittlung und Darstellung von Spannungs-Dehnungsbeziehungen. Für Abbildung 5.143 wurden daher Stichproben unterschiedlicher Dehnraten manuell selektiert. Die jeweilige Probenzuordnung zum Dehnratenbereich wurde in Abbildung 5.141 gekennzeichnet. Die unterschiedlichen Steigungen im elastischen Bereich sind deutlich zu erkennen. Probe P02 weist eine deutlich höhere Dehnrate als der Rest auf. Die Proben P06, P12 und P11 liegen in einem vergleichbaren Dehnratenbereich, zeigen allerdings deutlich unterschiedliches Verhalten bezüglich der maximalen Spannungen und der resultierenden Energien.

Inwieweit sich hieraus eine Systematik ableiten lässt ist fraglich und zeigt erneut, dass die losgelöste Betrachtung eines einzigen Parameters zu gravierenden Fehlinterpretationen führen kann. Im vorliegenden Fall lässt sich zwar eine Korrelation zwischen Dehnrate und maximaler Spannung vermuten. Völlig konträr hierzu verhält sich allerdings die Beziehung zwischen Dehnrate und Energie.

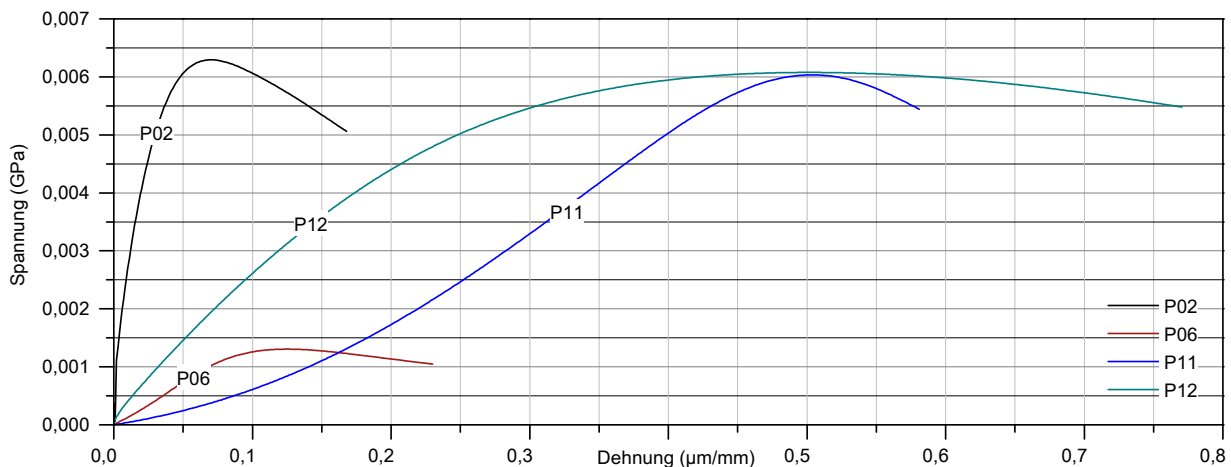


Abb. 5.143: Spannungs-Dehnungsbeziehung unterschiedlicher Dehnraten

Eine Alternative hierzu ist die Darstellung mit Hilfe der eingeführten Schädigungsfunktion. Abbildung 5.144 ergänzt die Messwerte mit den aus dem Gesamtstichprobenumfang ermittelten Modellvorstellungen für den betrachteten Dehnratenbereich. Aus den Daten ergeben sich mittlere Kenngrößen mit $EM = 25,02 \text{ GPa}$, $ED = 0,52 \mu\text{m}/\text{mm}$ und $GD = 2,07$. Deutlich zu erkennen ist der bereits bei den SHPB-Versuchen erkennbare negative Trend für EM, was ein recht unphysikalisches Verhalten darstellt. Es zeigte sich allerdings bereits bei den SHPB-Versuche, dass sowohl EM als

5 Dynamische Kennwertermittlung

auch GD als dehnratenunabhängig betrachtet werden können. Auf die rekursive Anpassung dieser Parameter soll an dieser Stelle allerdings aufgrund des Aufwandes verzichtet werden.

Mit Hilfe des Schädigungsmodells lässt sich ein gewisser Einfluss der Geschwindigkeit auf die maximalen Spannungen darstellen. Der Effekt ist in dieser Form wesentlich deutlicher und lässt sich rein hypothetisch für den ansteigenden Bereich mit ca. $500 \text{ MPa} \cdot \text{ms}$ beziffern. Fairerweise muss allerdings gesagt werden, dass der Stichprobenumfang für eine derartige Annahme recht gering ist und der Effekt im Vergleich zu den experimentell ermittelten Daten deutlich zu groß erscheint.

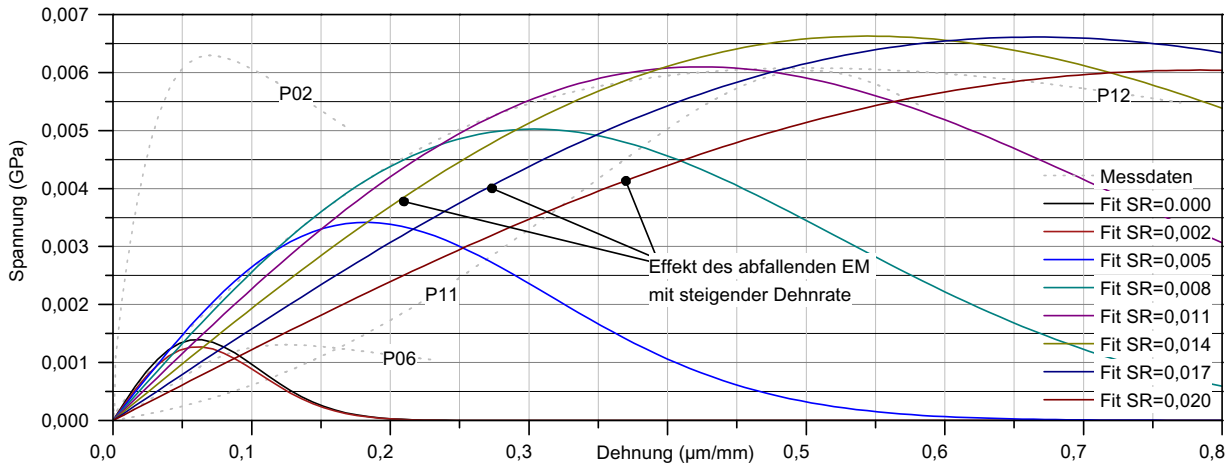


Abb. 5.144: Spannungs-Dehnungsbeziehung unterschiedlicher Dehnraten

5.3.4 Globale Bewertung der skalaren Kenngrößen

Die Darstellung von Spannungs-Dehnungsverläufen wird schnell recht unübersichtlich, weshalb nachfolgend die Wesentlichen daraus abgeleiteten Kenngrößen betrachtet werden. Als Bezugsgröße wird die Dehnrates definiert, da dies der häufigsten Darstellungsform entspricht. Inwieweit andere Größen wie Eingangsimpuls, Spannungsrate, Energie etc. sinnvoller wären, kann an dieser Stelle nicht betrachtet werden.

5.3.4.1 Maximale Spannungen der Hauptwerkstoffe

Die maximalen Spannungen der vier Hauptwerkstoffe werden in Abbildung 5.145 für unterschiedliche Dehnrates gegenüber gestellt. Die Dehnrates wurde aus den lokalen Reaktionen der Bruchstückgeschwindigkeiten abgeleitet und bezieht sich auf einen Messabstand von 20 mm. Aus einer Dehnrates von bspw. $0,20 \text{ mm}/(\text{mm} \cdot \text{ms})$ resultiert dementsprechend eine Rissöffnungsrate von $4 \text{ mm}/\text{ms}$.

Abbildung 5.145 verdeutlicht recht gut die recht hohen Streuungen im betrachteten Dehnratesbereich. Die Ausgleichsgeraden widerspiegeln eine eher schlechtere Korrelation zwischen den beiden Parametern. Für den C40 und C80 lässt sich erwartungsgemäß ein gewisser positiver Trend in Höhe von ca. $8,57 \text{ MPa} \cdot \text{ms}$ erkennen. C20 und C160 zeigen allerdings ein hiervon stark abweichendes Verhalten. Der Effekt ist generell gesehen nicht zu hoch einzustufen. Auf Basis der Daten lässt sich für die doch recht hohen, lokalen Dehnrates ein Zuwachs von maximal dem Zweifachen erkennen.

Interessant an den Daten ist allerdings erneut, dass sich die lokalen Dehnrates nicht durch eine global steuerbare Kenngröße, wie bspw. der Energie vorgeben lassen und immer aus der Wechselwirkung zwischen Anlage und Probe resultieren. Im Beispiel zeigt sich dies anhand der sich einstellenden unterschiedlichen Dehnratesbereiche, bei gleicher globaler Beanspruchung.

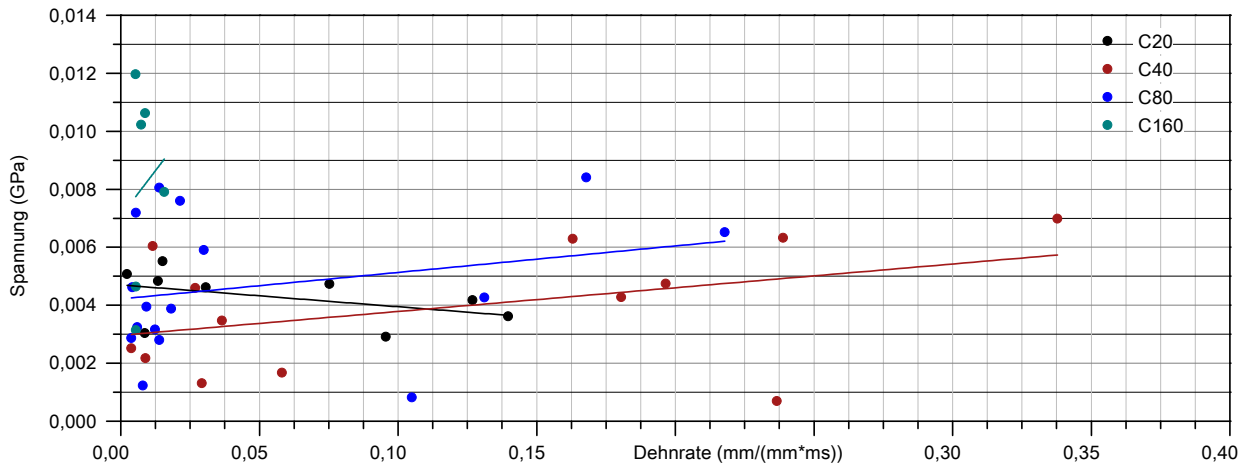


Abb. 5.145: Spannungs-Dehnungsbeziehung unterschiedlicher Dehnraten

5.3.4.2 Maximale Spannungen zum Korngrößeneinfluss

Einen ähnlichen Trend zeigen die Daten der Untersuchungen zum Korngrößeneinfluss. Als Referenz dient der C40 mit einem Größtkorn von 8 mm, bei dem ein gewisser Anstieg der maximalen Spannung mit zunehmender Geschwindigkeit zu erkennen ist. Unter Einbeziehung aller weiteren Daten und der recht gut erfassbaren Streubreiten lässt sich allerdings auch damit argumentieren, dass keine Korrelation zwischen Dehnrate und maximaler Spannung vorliegt. Eine Trägheits- oder Bruchflächenkorrektur erfolgte bisher nicht.

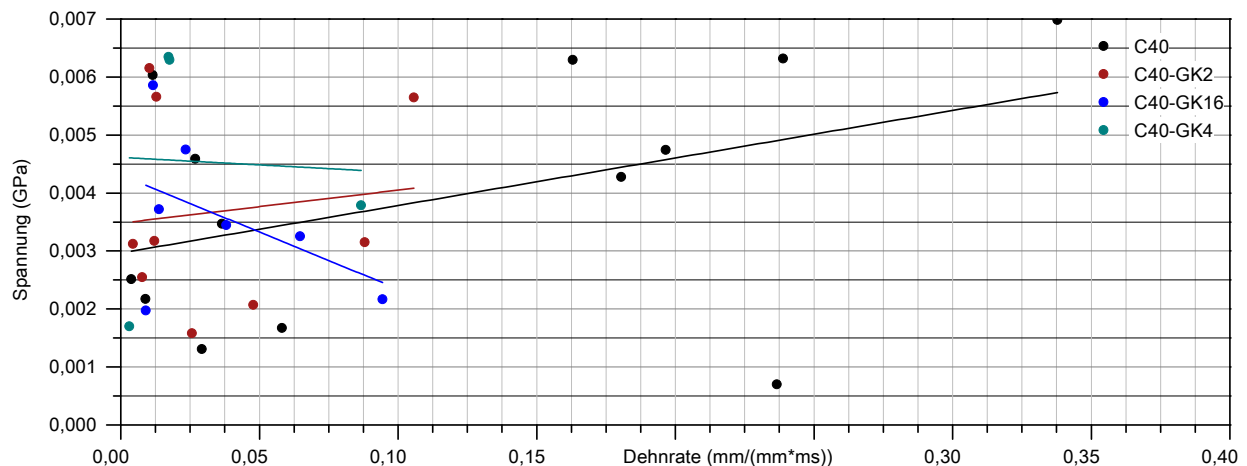


Abb. 5.146: Spannungs-Dehnungsbeziehung unterschiedlicher Dehnraten

5.3.4.3 Einfluss der Trägheitskorrektur

Abbildung 5.147 zeigt den Einfluss einer möglichen Trägheitskorrektur auf die Datenbasis. Die korrigierten Daten wurden auf die Rohdaten bezogen und repräsentieren damit entsprechende geschwindigkeitsabhängige Korrekturfaktoren. Ein freier linearer Fit und ein Kurvefitting mit der Randbedingung, dass keine Geschwindigkeitseffekte vorliegen, beschreiben die Wirkung der Faktoren. Es zeigt sich recht gut, dass die Korrekturmethode nicht nur zur Reduktion der maximalen Spannungen führen kann, sondern auch einen scheinbar ansteigenden Trend verursacht. Besonders deutlich wird dies für den C160 und C40-GK4.

Für den Referenzfall C40 ist nur eine geringfügige Auswirkung der Korrektur zu erkennen. Wenn man aufgrund der Streubreite der Daten überhaupt eine sichere Aussage hierzu treffen sollte, ist

5 Dynamische Kennwertermittlung

in diesem Fall zu erkennen, dass die Korrektur keine Auswirkung auf einen Geschwindigkeitseffekt hat, sondern lediglich eine Skalierung der Daten um den Faktor von ca. 0,90 bewirkt. Vernachlässigt man die Geschwindigkeitseffekte für alle Betone, resultieren daraus Abweichungen von ca. $\pm 35\%$.

An dieser Stelle sei darauf verwiesen, dass eine Trägheitskorrektur nur im Zusammenwirken mit der korrekten zeitlichen Zuordnung der lokalen und der globalen Daten möglich ist. Die zugrunde liegende Annahme hierzu konnte bisher nicht näher betrachtet werden und kann zu einer entsprechenden Fehlinterpretation führen. Hier ist detaillierterer Forschungsbedarf notwendig, weshalb nachfolgend auf die Anwendung der Korrektur verzichtet wurde.

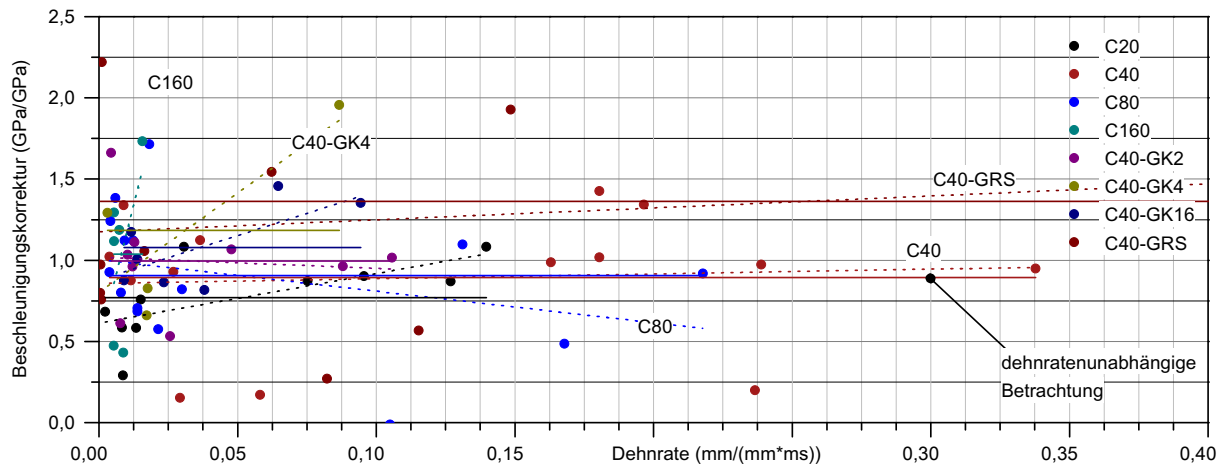


Abb. 5.147: Dehnratenabhängigkeit der Beschleunigungskorrekturfaktoren

5.3.4.4 Einfluss der spezifischen Bruchflächen

Spannungen werden in der Regel auf einen Idealquerschnitt der Proben bezogen. Im vorliegenden Fall resultiert dieser aus dem Probendurchmesser 50 mm und der Probenlänge von 40 mm. Abbildung 5.148 hingegen beschreibt die Entwicklung der realen Bruchflächen bei einer gewissen Referenzaufösung des Scanners. Die Flächen wurden als spezifische Flächen auf die idealen Flächen bezogen und stellen einen entsprechenden Skalierfaktor für die maximalen Spannungen dar.

Die Werte schwanken in einem Bereich von ca. $1,15 \text{ mm}^2/\text{mm}^2$ bis ca. $1,37 \text{ mm}^2/\text{mm}^2$. Ein ausgeprägter Geschwindigkeitseinfluss ist für die meisten Betone nicht zu erkennen. Eine Ausnahme bildet hierzu die C40 Serie mit markant unterschiedlicher Korngröße, die einen scheinbar doch recht markanten Abfall bewirken. Aufgrund der geringen Stichprobenumfänge sind diese allerdings kritisch zu bewerten. Die Streubreiten bei der Bestimmung der spezifischen Flächen sind recht gering, sodass möglicherweise vereinfacht auch von einer mittleren spezifischen Fläche ausgegangen werden kann.

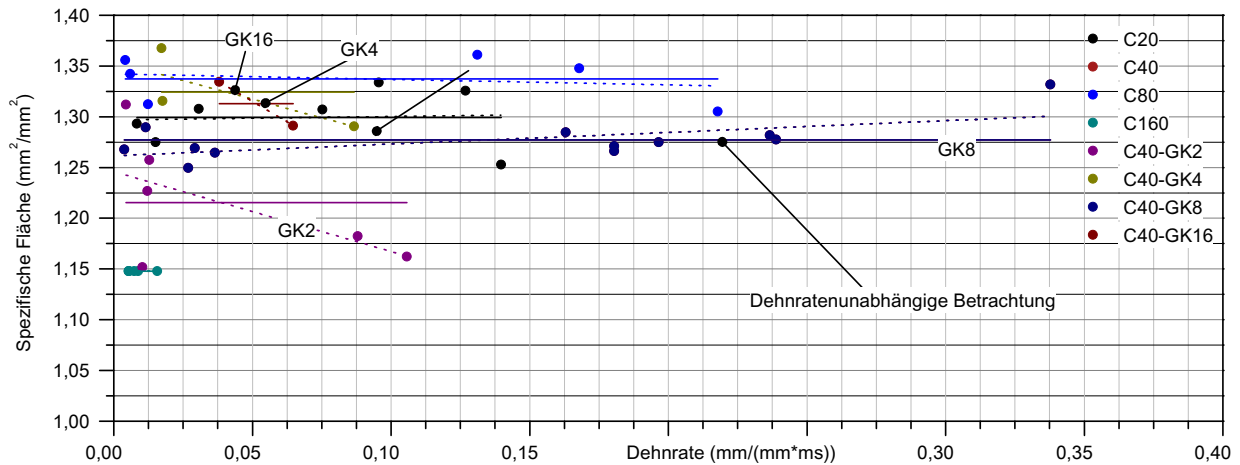


Abb. 5.148: Dehnratenabhängigkeit der spezifischen Flächen

Die Auswirkungen dieser Flächenkorrektur auf die maximalen Spannungen verdeutlicht Abbildung 5.149 anhand der Hauptwerkstoffe. Außer für den C40 ist kein Geschwindigkeitseinfluss dieser Korrektur erkennbar. Es handelt sich in einer ersten Vereinfachung also um eine reine Skalierung der Daten. Für den C40 ist eine Verringerung des Einflusses von $8,80 \text{ GPa} \cdot \mu\text{s}$ auf $5,37 \text{ GPa} \cdot \mu\text{s}$ zu erkennen, was eine mittlere Abweichung der Spannungen von ca. 20 % verursacht. Gesamtheitlich betrachtet lassen sich die Abweichungen für alle Werkstoffe in einem Bereich von ca. 10 % und 35 % angeben. Die hieraus resultierenden Festigkeiten werden entsprechend überschätzt.

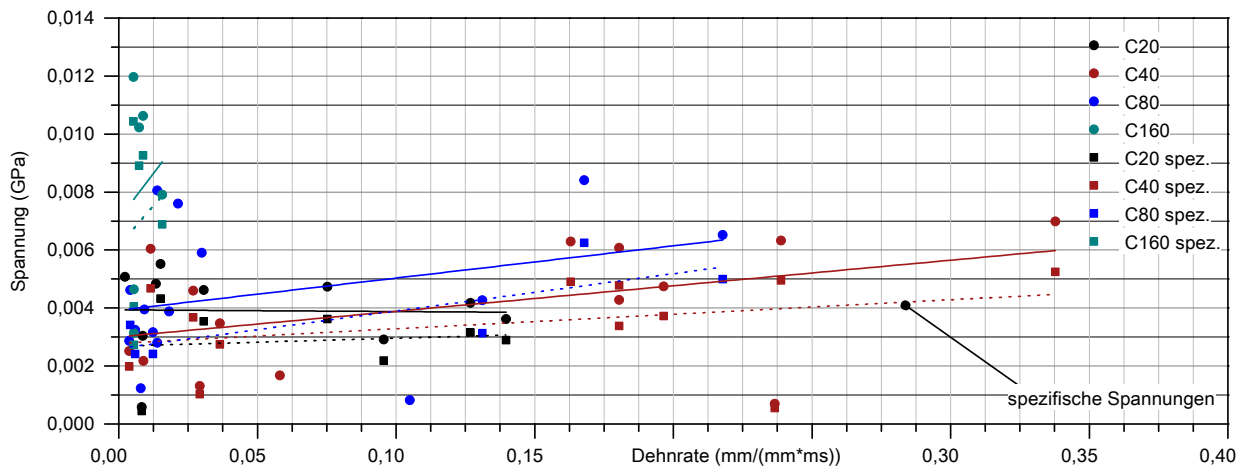


Abb. 5.149: Spezifische Spannungen der Hauptwerkstoffe

Tabelle 5.28 beinhaltet Spannungen mit Angabe der Achsenabschnitte n und Steigungen m . Die Zuordnung der Kennwerte resultiert wie folgt.

1. SPLT1 Standarddaten der statischen Spaltzugfestigkeit
2. SPLT2 Spaltzugdaten mit Bruchflächenkorrektur
3. SHBT1 dynamische Spaltzugspannungen ohne Korrekturen
4. SHBT2 dynamische Spaltzugspannungen mit Flächenkorrektur
5. SHBT3 dynamische Spaltzugspannungen mit Trägheitskorrektur

Jeweils die Varianten 1 und 2 lassen sich direkt vergleichen. Anhand der Achsenabschnitte lässt sich jeweils ein statischer Erwartungswert ableiten. Dieser liegt teilweise unterhalb, teilweise oberhalb

der statischen Vergleichsbasis. Prinzipiell resultieren allerdings sowohl für den flächenkorrigierten, als auch für den unkorrigierten Wert ähnliche Größenordnungen.

Tab. 5.28: Übersicht zu den relativen Spannungen

Werkstoff	SPLT1	SPLT2	SHBT1	SHBT1	SHBT2	SHBT2	SHBT3	SHBT3
	<i>MPa</i>	<i>MPa</i>	<i>Mpa/ms</i>	<i>MPa</i>	<i>Mpa/ms</i>	<i>MPa</i>	<i>Mpa/ms</i>	<i>MPa</i>
	n	n	m	n	m	n	m	n
C20	2,83	2,20	-0,58	3,94	2,72	2,69	10,39	2,81
C40	4,09	3,18	8,81	3,01	5,00	2,78	1,57	0,88
C80	4,06	3,14	11,11	3,92	12,87	2,61	2,55	3,86
C160	9,55	8,45	125,56	7,07	109,39	6,16	766,73	1,43
C40 GK2	3,38	2,79	5,69	3,48	3,32	3,59	16,68	2,60
C40 GK4	2,79	2,28	-9,20	2,79	-3,67	2,43	-1,15	0,76
C40 GRS	2,91	2,18	-12,99	4,92	-22,66	4,94	45,81	3,40
C40 GK16	3,96	3,07	20,38	2,83	-0,82	2,59	35,49	2,51

5.3.4.5 Geschwindigkeitseinfluss der relativen Spannungen

Eine weitere übliche Darstellungsform stellen die relativen Spannungen mit Bezug zu den statisch ermittelten Kenngrößen dar. Sie repräsentieren dehnratenabhängige Skalierfaktoren und werden in der Regel als Dynamic Increase Factor (DIF) bezeichnet. Es handelt sich bei der Darstellungsform letztendlich um eine lineare Skalierung der Daten.

Abbildung 5.150 stellt den Verlauf für die vier Hauptwerkstoffe gegenüber. Die Werte schwanken erwartungsgemäß um 1 und zeigen bis auf den C20 einen leichten Anstieg. Das heißt für den C20 ist anhand der relativen Darstellung kein Geschwindigkeitseffekt zu erkennen. Ähnlich wie im SHPB-Versuch gibt es prinzipiell zwei Möglichkeiten der Skalierung.

1. Variante 1 skaliert die dynamischen Kenngrößen auf Basis der im statischen Versuch ermittelten Kennwerte.
2. Variante 2 skaliert die gesamte Datenbasis anhand der Achsenabschnitte der resultierenden Ausgleichsgeraden.

Beide Varianten sind in Abbildung 5.150 gegenüber gestellt. Variante 2 resultiert im identischen Ursprung der Geraden. Ursache für die Diskrepanz zwischen beiden Varianten ist die bereits häufig festgestellte Unterschätzung der statischen Kennwerte durch Extrapolation in diesem Bereich. Zu beachten ist hier natürlich, dass statische und dynamische Kennwerte mit völlig unterschiedlichen Methoden ermittelt werden.

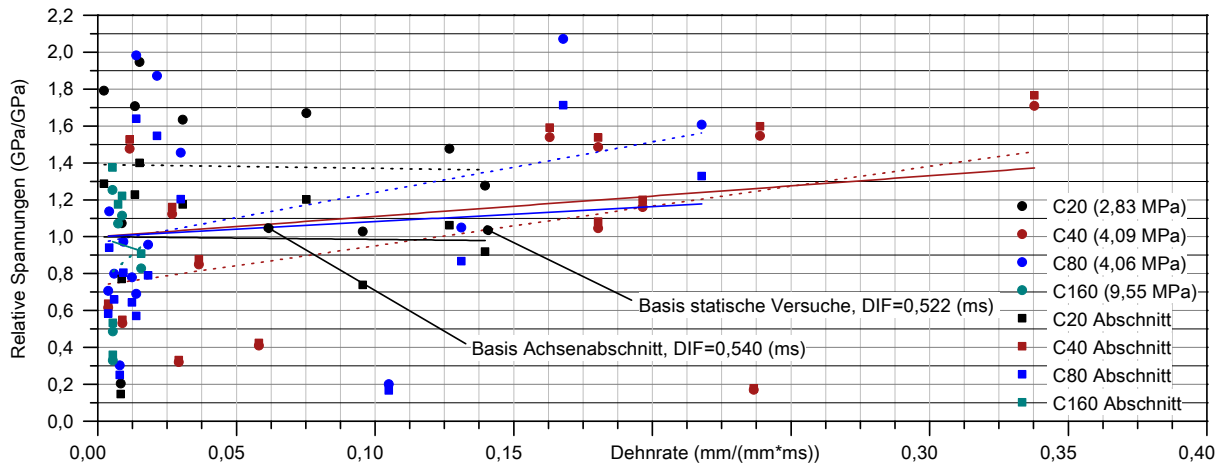


Abb. 5.150: Spannungs-Dehnungsbeziehung unterschiedlicher Dehnraten

Tabelle 5.29 beinhaltet die resultierenden relativen Spannungen mit Angabe der Achsenabschnitte n und Steigungen m zur Beschreibung des Geschwindigkeitseinflusses. Auf die Angabe der Standardabweichungen wurde aus Gründen der Übersichtlichkeit verzichtet. Die teilweise recht großen Streuungen lassen sich in Abbildung 5.150 erkennen. Die Tabelle enthält neben den klassisch ermittelten Werten für statische SPLT1 und dynamische DIF1 Versuche auch die korrigierten Werte hierfür. Sie lassen sich wie folgt zuordnen.

1. SPLT1 enthält die Standarddaten der statischen Spaltzugfestigkeit
2. SPLT2 statische Spaltzugdaten mit Bruchflächenkorrektur
3. DIF1 Standarddaten der dynamischen relativen Spaltzugfestigkeiten
4. DIF2 relative Spaltzugfestigkeiten nach der Achsenabschnittmethode
5. DIF3 relative Spaltzugfestigkeiten mit Flächenkorrektur

Tab. 5.29: Übersicht zu den relativen Spannungen

Werkstoff	SPLT1	SPLT2	DIF1		DIF2		DIF3	
	MPa	MPa	1/ms	–	1/ms	–	1/ms	–
	n	n	m	n	m	n	m	n
C20	2,83	2,20	–0,21	1,39	–0,15	1	1,24	1,22
C40	4,09	3,18	2,15	0,74	2,93	1	1,57	0,88
C80	4,06	3,14	2,74	0,97	2,83	1	4,10	0,83
C160	9,55	8,45	13,15	0,74	17,75	1	12,95	0,73
C40 GK2	3,38	2,79	2,01	1,23	1,64	1	1,51	1,63
C40 GK4	2,79	2,28	–2,25	0,68	–3,29	1	–1,15	0,76
C40 GRS	2,91	2,18	–3,20	1,21	–2,64	1	–7,22	1,57
C40 GK16	3,96	3,07	2,13	0,30	7,20	1	–0,10	0,31

5.3.4.6 Energetische Bilanzierung

Einen Überblick über die an der Probe wirksamen Energien liefert Abbildung 5.151 für den Referenzwerkstoff in Abhängigkeit von der Dehnrate. Von der im Durchschnitt ca. 20J kinetischen Impaktorenergie resultieren hieraus ca. 2,50J innere Energie in der Eingangswelle und nur ca. 0,40J in der Ausgangswelle. Die an der Probe wirksamen Energien resultieren unter Berücksichtigung der

5 Dynamische Kennwertermittlung

reflektierten Anteile mit ca. 1,60 J. Dieser wird zur Deformation und Beschleunigung der resultierenden Bruchstücke wirksam. Aus den messtechnisch erfassten kinetischen Energien der Bruchstücke von insgesamt ca. 0,12 J lässt sich die zur Schädigung der Probe notwendige Bruchenergie in Höhe von ca. 1,40 J abschätzen.

Abbildung 5.151 beschreibt diese Energieformen für unterschiedliche Dehnraten. Es wird daraus ersichtlich, dass die Werte recht großen Streuungen unterliegen und daher klare Aussagen zu den recht geringen resultierenden Energieanteilen schwierig werden. Analog zu den Betrachtungen bei den dynamischen Druckversuchen steigen die globalen Energien auch mit zunehmender lokaler Dehnrates. Aufgrund des recht konstanten Energieverlaufes der Welle im Ausgangsstab kann man davon ausgehen, dass der Geschwindigkeitseffekt hier direkt in der Probe eine Änderungen bewirkt. Interessanterweise steigt mit zunehmender Dehnrates die lokale kinetische Energie der Bruchstücke, deren Anteile in der Regel vernachlässigt werden.

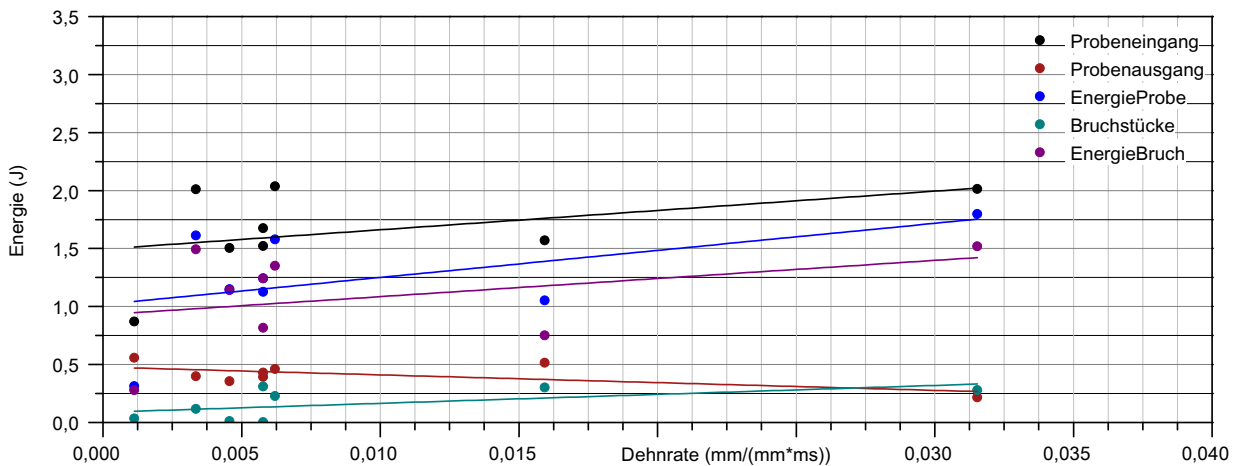


Abb. 5.151: wirksame Energien im Bereich der Probe

Vergleicht man die resultierenden Bruchenergien der unterschiedlichen Betone ist auf dem ersten Blick kein klarer Trend erkennbar. Inwieweit ein Geschwindigkeitseffekt vorliegt ist fraglich, da einerseits die Streubereiche recht groß sind und andererseits auch zwischen den unterschiedlichen Betonen keine Systematik erkennbar ist. Man kann daher auch von einem konstanten horizontalen Verlauf ohne Geschwindigkeitseinfluss ausgehen. Generell liegen die Werte doch recht hoch. Vergleicht man die für eine Druckschädigung notwendigen Energien liegen diese nur um das ca. 2 bis 3-fache höher als im Zugbereich. Von daher sollten die vorliegenden Angaben nur als grobe Richtwerte betrachtet werden.

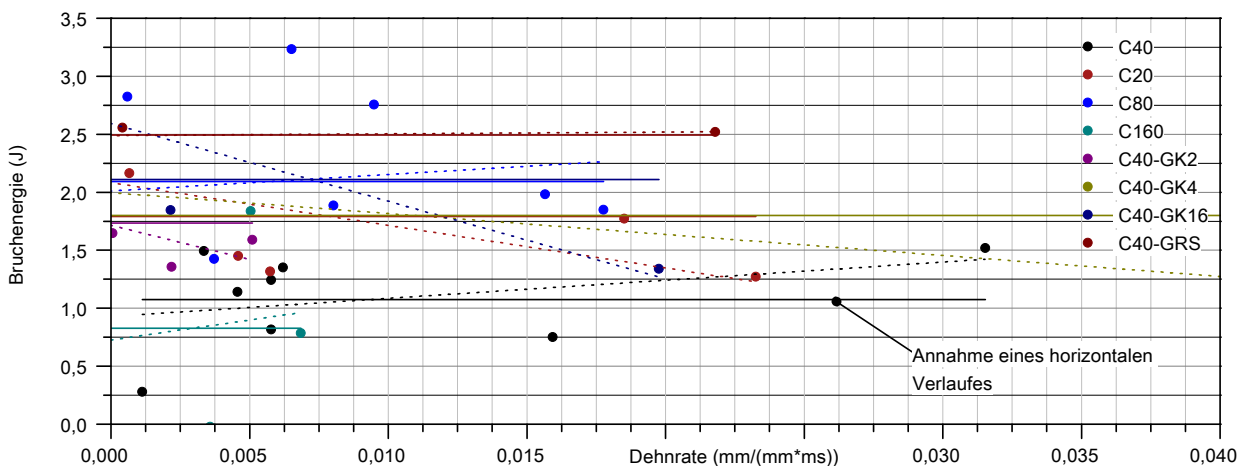


Abb. 5.152: Vergleich der resultierenden Bruchenergien

Abbildung 5.153 relativiert diese Verläufe indem die vom Volumen der Probe abhängige Bruchenergie auf die reale Bruchfläche bezogen wird. Hierzu dienen erneut die Daten der individuell durchgeführten Flächenbestimmung. Die Verläufe unterscheiden sich nicht wesentlich von denen der Bruchenergien, sodass die Aussagen hierfür analog zutreffen und ein Geschwindigkeitseffekt auch hierin nicht wirklich zu erkennen ist.

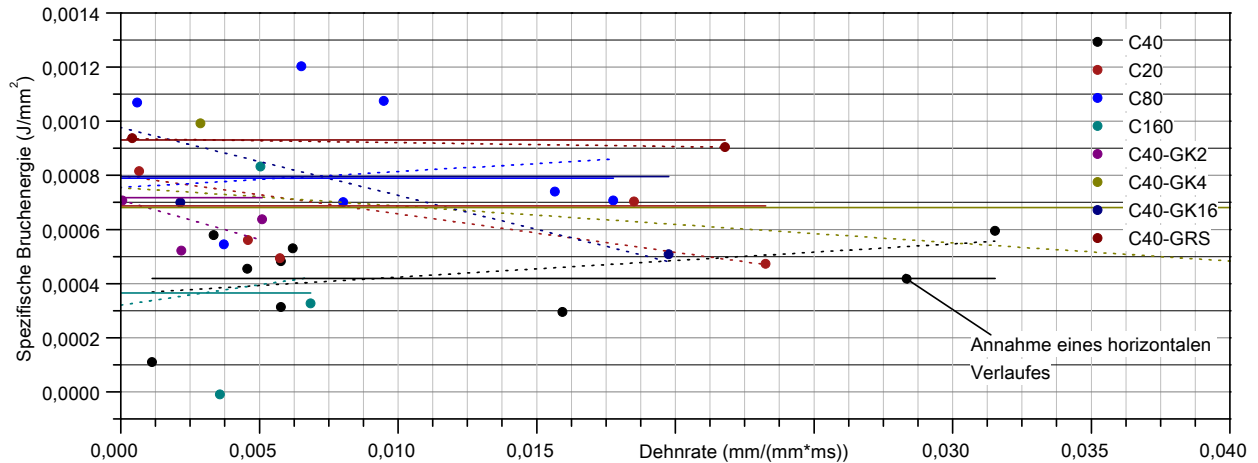


Abb. 5.153: spezifische Bruchenergie verschiedener Betone

Interessant ist die offensichtliche Korrelation zwischen den maximale Spannungen und den spezifischen Bruchenergien, welche aus Abbildung 5.154 deutlich werden. Erwartungsgemäß weicht der C160 mit seinen recht hohen Spannungen deutlich ab. Es resultierenden aus der recht hohen Sprödigkeit offensichtlich auch geringere spezifische Energien. Das Absorptionsvermögen ist deutlich geringer im Vergleich zu einem duktilen C20. Es zeigt sich zwischen den Größen ein recht deutlicher Trend, dass mit Zunahme der maximalen Spannungen die Energien abnehmen, wobei alle untersuchten Werkstoffe in einem ähnlichen Bereich einzuordnen sind. Die Betrachtung zeigt erneut, dass die Dehnrade als alleinige Bezugsgröße für eine solche Analyse ungeeignet ist, vielmehr besteht erheblicher Forschungsbedarf in der Klärung der Zusammenhänge zwischen den jeweiligen Parametern und der Analyse der Signifikanz jedes einzelnen. An dieser Stelle kann darauf leider nicht näher eingegangen werden.

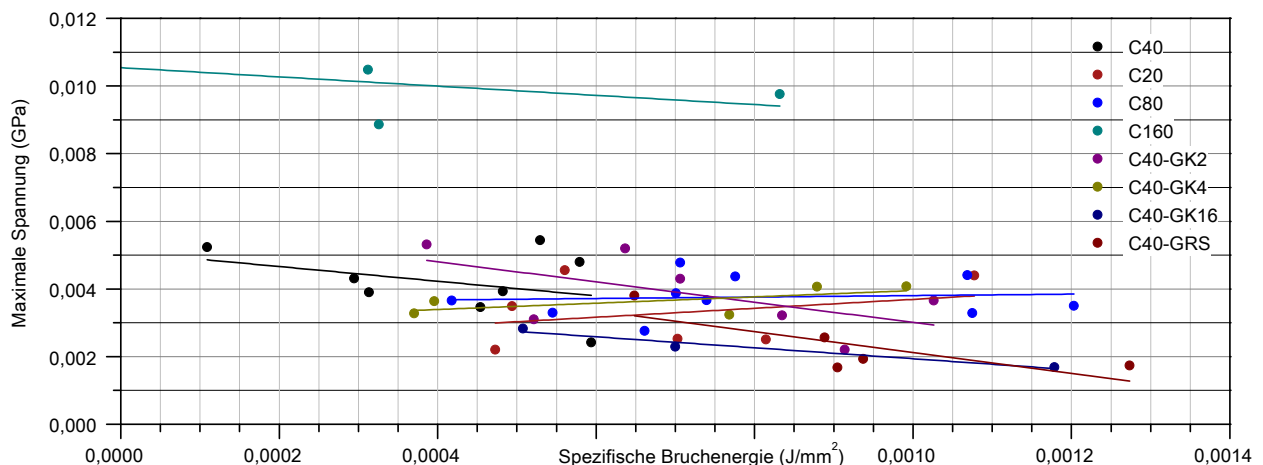


Abb. 5.154: spezifische Bruchenergie vs maximale Spannung

Tabelle 5.30 fasst die skalaren Kenngrößen der resultierenden Energien zusammen. Auf die Angabe der Standardabweichung wird an dieser Stelle der Übersichtlichkeit halber verzichtet. Die Abweichungen hieraus liegen in der Regel bei ca. 10%. Als Bezugsgröße wurde die Dehnrade als mittlere

Dehnraten im betrachteten Bereich definiert. Da der Geschwindigkeitseffekt nicht so stark ausgeprägt ist, erscheint diese Annahme legitim zu sein. Für die volumenbezogene Bruchenergie und die auf die realen Flächen bezogene spezifische Bruchenergie wurde der Mittelwert (mw), die Steigung (m) und der Achsenabschnitt (n) angegeben.

Mögliche Geschwindigkeitseffekte lassen sich leicht aus den entsprechenden Steigungen erkennen. Es liegen negative als auch positive Trends vor. Aus dem Vergleich von Achsenabschnitt und Mittelwert lässt sich eine gewisse Güte der Annahme dehnratenunabhängigen Verhaltens ableiten. Je geringer der Unterschied zwischen den Werten, desto kleiner ist der Geschwindigkeitseinfluss. Die Abweichungen liegen hier in einem Bereich von 5 % bis 20 %.

Tab. 5.30: Übersicht zu Wesentlichen energetischen Kenngrößen

	Dehnraten	Bruchenergie			spez. Bruchenergie		
	mw	mw	m	n	mw	m	n
	$1/ms$	J	$J \cdot ms$	J	J/mm^2	$J \cdot ms/mm^2$	J/mm^2
C20	$7,92 \cdot 10^{-3}$	1,79	-36,70	2,08	$6,87 \cdot 10^{-4}$	$-0,14 \cdot 10^{-3}$	$7,99 \cdot 10^{-4}$
C40	$9,28 \cdot 10^{-3}$	1,07	15,60	0,93	$4,20 \cdot 10^{-4}$	$6,15 \cdot 10^{-3}$	$3,62 \cdot 10^{-4}$
C80	$4,81 \cdot 10^{-3}$	2,19	20,30	2,09	$8,26 \cdot 10^{-4}$	$8,63 \cdot 10^{-3}$	$7,85 \cdot 10^{-4}$
C160	$2,97 \cdot 10^{-3}$	0,83	34,40	0,73	$3,65 \cdot 10^{-4}$	$0,15 \cdot 10^{-3}$	$3,21 \cdot 10^{-4}$
C40-GK2	$2,45 \cdot 10^{-3}$	1,73	-5,83	1,54	$8,67 \cdot 10^{-4}$	$-2,91 \cdot 10^{-3}$	$7,72 \cdot 10^{-4}$
C40-GK4	$0,14 \cdot 10^{-3}$	1,80	-18,20	2,01	$9,00 \cdot 10^{-4}$	$-9,12 \cdot 10^{-3}$	$10,00 \cdot 10^{-4}$
C40-GRS	$3,54 \cdot 10^{-3}$	2,49	1,50	2,49	$9,30 \cdot 10^{-4}$	$-1,44 \cdot 10^{-3}$	$9,35 \cdot 10^{-4}$
C40-GK16	$7,23 \cdot 10^{-3}$	2,11	-67,10	2,59	$7,95 \cdot 10^{-4}$	$-0,25 \cdot 10^{-3}$	$9,76 \cdot 10^{-4}$

5.3.5 Zusammenfassung zu den Geschwindigkeitseffekten

Für die Betrachtungen zum Geschwindigkeitseinfluss resultieren letztlich zwei Parameter, wobei die maximalen Spannungen nachfolgend zusätzlich durch die Varianten der spezifischen Spannungen und der trägheitskorrigierten Spannungen ergänzt wurden. Die resultierende Bruchenergie wurde zusätzlich auf die spezifische Bruchenergie bezogen. Normiert man den jeweiligen Dehnrateneinfluss (Steigung) auf den resultierenden quasi-statischen Anteil (Achsenabschnitt) lässt sich der Geschwindigkeitseinfluss vergleichend quantifizieren. Abbildung 5.155 stellt den mit dieser Methode ermittelten relativen Dehnrateneinfluss für die untersuchten Betonen gegenüber. Eine Systematik zwischen den Parametern und den Betonen ist nicht wirklich erkennbar, sodass man davon ausgehen muss, dass den möglichen Effekten recht große Streuungen gegenüber stehen. Vielmehr zeugt das positive und negative Verhalten davon, dass es vernünftiger ist von einer Unabhängigkeit auszugehen.

Die normierte Darstellung zeigt auch, dass die Energieeffekte im Vergleich zu den Spannungen einen signifikanteren Anstieg aufweisen, ein Dehnrateneffekt eher hierfür postuliert werden kann. Hinter all diesen Vergleichen steht allerdings immer noch die Frage nach der korrekten Bestimmung einer Dehnraten, welche so bisher nicht beantwortet werden kann und was die Datenbasis hierzu grundsätzlich in Frage stellt.

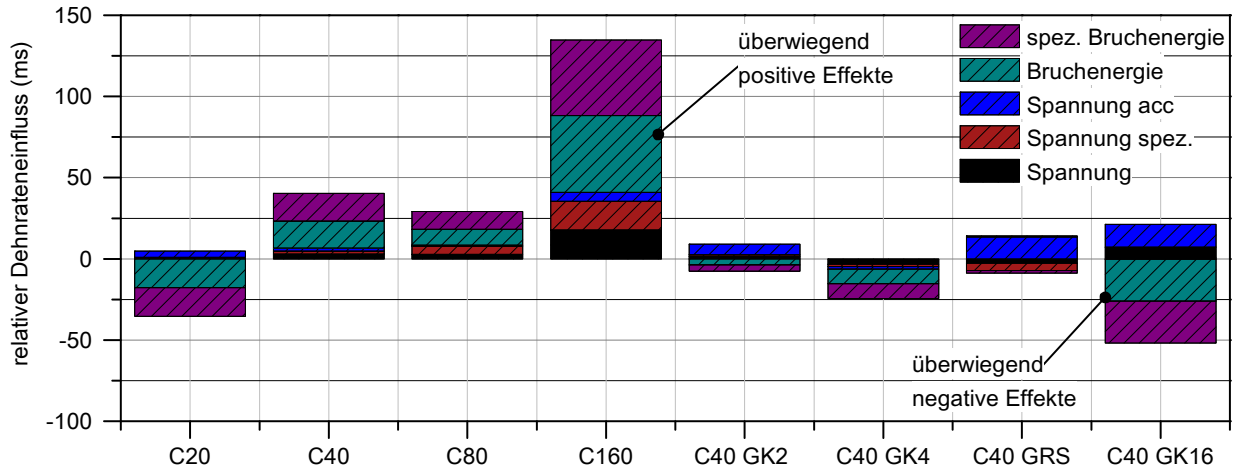


Abb. 5.155: Relativer Dehnrateneinfluss auf die Wesentlichen Parameter des SHBT-Versuchs

6 Ermittlung sonstiger Kennwerte

6.1 Bestimmung von Oberflächenkennwerten

Je nach Betrachtungsebene spielt die durch einen Bruch frei werdende Oberfläche eine wichtige Rolle bei der Bestimmung und Beurteilung von Werkstoffparametern wie beispielsweise der Bruchenergie. Betrachtet man Betone auf einer äußerst groben makroskopischen Ebene lässt sich ein homogener Werkstoff vermuten. Die Bruchflächen lassen sich dann beispielweise nach **MECHTCHERINE** [121] mit ausreichender Näherung aus den geometrischen Querschnittsflächen ableiten und Messgrößen wie Kräfte etc. darauf beziehen.

Mit der Reduzierung der Betrachtungsebene auf die mesoskopische Zwischenebene werden Inhomogenitäten relevanter. Sie beeinflussen das Bruchverhalten und die Ausbildung von Rissen und Bruchflächen. Eine Vielzahl von Untersuchungen liegen hierzu vor (vgl. [34], [37], [82]), wobei die meisten Autoren das Problem der Abhängigkeit der Ergebnisse von der Betrachtungsebene bzw. von der Messauflösung durch die Einführung fraktaler Zusammenhänge berücksichtigen. In den Untersuchungen dieser Arbeit zeigte sich allerdings, dass die Ergebnisse im betrachteten Messbereich nicht wirklich diesen mathematischen idealisierten Zusammenhängen gehorchen, sondern anzunehmen ist, dass keine unendlich skalierbare Selbstähnlichkeit vorliegt.

In der vorliegenden Arbeit wurden frei werdende Bruchflächen von Probekörpern nach der Beanspruchung vermessen, um Aussagen zu Bruchfläche und zur Bruchenergie zu ermöglichen. Hierzu wurde ein Messsystem auf Basis eines robotergeführten Linienlaserscanners entwickelt. Die Messgenauigkeit des Linienscanners und die Genauigkeit des Roboters beträgt 0,10 mm. Mit einer maximalen Auflösung in dieser Größenordnung sollten die Wesentlichen Größen erfassbar sein. In Abschnitt 6.5.3 wurde zusätzlich eine Methode zur indirekten Oberflächenbestimmung auf Basis des Kurzzeitdiffusionsvermögens diskutiert.

6.1.1 Methodik direkte Vermessung

Das Messsystem besteht aus einem Linienprofilscanner LPS 36HI/EN.10 der Firma Leuze electronics in Kombination mit einem KUKA KRC15 Industrieroboter. Die Kommunikation zu beiden erfolgt via MATLAB über Ethernet. Die vertikale und horizontale Auflösung beträgt 0,10 mm, die Scangeschwindigkeit beträgt 200 Hz. Auf die näheren Details zu der entwickelten Kommunikationsschnittstelle und die Steuerung soll an dieser Stelle nicht eingegangen werden.

Abbildung 6.1 zeigt das Messprinzip auf Basis einer Triangulation.

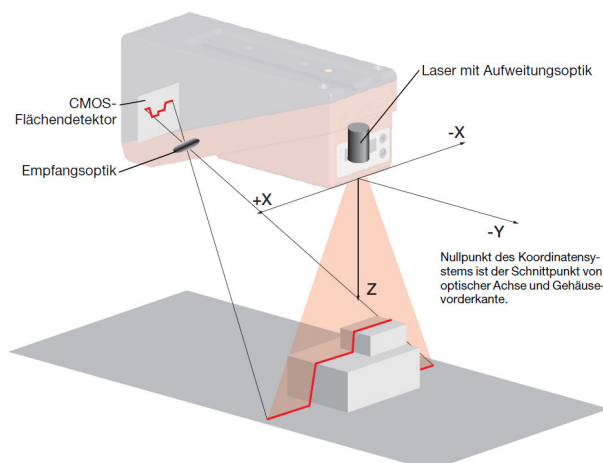


Abb. 6.1: Messprinzip des Linienscanners (Fa. Leuze)

6.1.2 Datenaufbereitung

Der Laserscanner wird über das Messobjekt geführt und liefert Daten in Form von Abstandswerten zum Objekt. Die Analyse dieser Daten beinhaltet eine Vielzahl von Filterungen und Korrekturen bevor Parameter wie Rauigkeiten etc. aus diesen extrahiert werden können. Die Methoden hierfür sind im Wesentlichen in ISO 11562 [5] beschrieben, an der sich orientiert wurde.

In der Vorauswertung werden die Daten signaltechnisch aufgearbeitet, wobei in der Regel als erster Schritt mit Hilfe eines sogenannten F-Operators die Form des Objektes entfernt wird. Die zugrunde liegenden Methoden sind von Objekt zu Objekt unterschiedlich. Das damit erzeugte hochfrequente Messsignal wird anschließend meist mit Hilfe eines Tiefpassfilters (S-Filter) geglättet, wodurch nur noch Informationen zur reinen Oberflächenbeschaffenheit enthalten sind, aus denen Kennwerte wie Rauigkeiten, Welligkeiten etc. abgeleitet werden können. Um beispielsweise aus diesem Signal eine Rauigkeit zu extrahieren, wird meist ein Hochpassfilter, ein sog. L-Filter verwendet.

Die umgesetzten Methoden zur Datenaufbereitung weichen von diesem starren Schema ab, um zusätzliche Informationen, beispielsweise zur Fraktalen Dimension, oder zur Formgebung zu erhalten. Letztlich wurde das folgende Schema als Standard die weiteren Auswertungen definiert.

- In einem ersten Schritt erfolgt die Vektorisierung der als Z und Y Werte vorliegenden Daten unter Berücksichtigung des zeitlichen Versatzes der Roboterachse (Abb. 6.2-a).
- Nullmessungen und fehlerhafte Messungen werden im zweiten Schritt korrigiert (Abb. 6.2-b).
- Der Offset zur Messebene wird in Schritt 3 berücksichtigt (Abb. 6.2-c).
- Das Entfernen fehlerhafter Daten bezüglich der Probenhöhe erfolgt in Schritt 4 (Abb. 6.2-d).
- Schritt 5 beinhaltet eine Fehlerkorrektur auf Basis einer statistischen Bewertung der Daten (Abb. 6.2-e).
- Schritt 6 beinhaltet geometrische Offsets zur Bestimmung der korrekten Ausrichtung (Abb. 6.2-f).

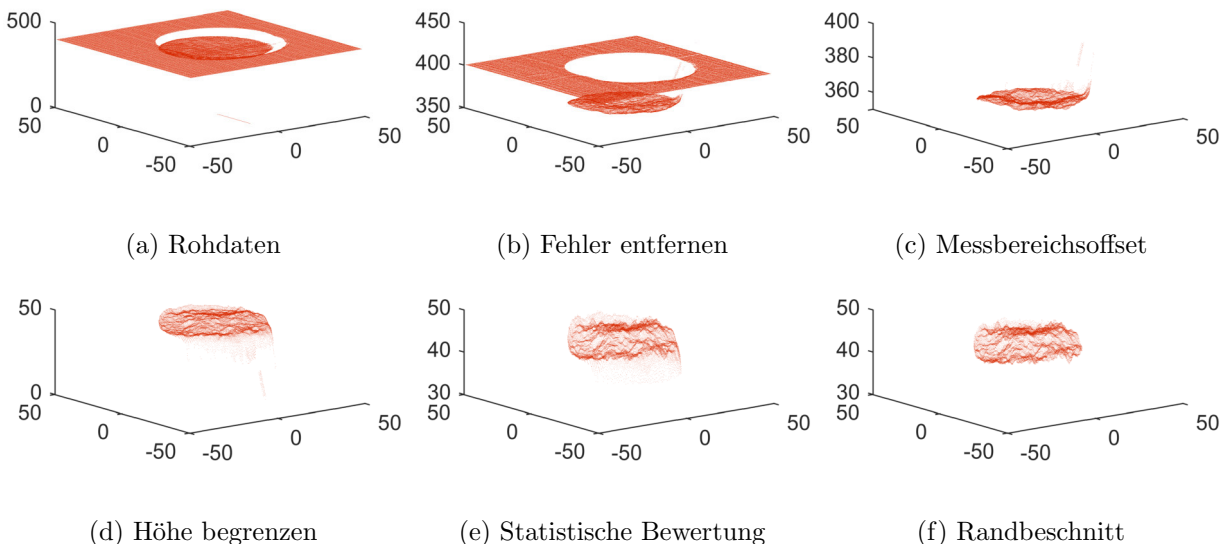
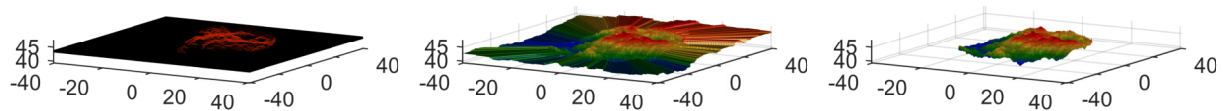


Abb. 6.2: Rohdatenaufbereitung am Beispiel einer gescannten Zugprobe (TENS-S02-P09)

6.1.3 Data Gridding

Die korrigierten Rohdaten liegen in einer inkonsistenten Vektorform vor. Aufgrund von Fehlmessungen enthalten diese beispielsweise Leerstellen. Das Gridding der Daten ermöglicht die Darstellung in einer effizienten Matrixform. Die Methode folgt folgendem Schema:

- Auf Basis der geometrischen Randbedingungen und einer Auflösung von 0,10 mm wird je eine Ortsmatrix in X und Y generiert (Abb. 6.3-a).
- Schritt 2 beinhaltet die 2D Interpolation der Rohdaten an der Ortsmatrix (Abb. 6.3-b). Die Triangulation hierfür basiert auf einer Nearest Neighbor Interpolation, welche auch nicht diskontinuierliche Datenvektoren zulässt (`griddata.m`).
- Schritt 3 beinhaltet die Maskierung der Daten auf Basis der geometrischen Randbedingungen (Abb. 6.3-c).



(a) Rohdaten mit regulärem Netz (b) Matrixform der Rohdaten (c) Maskierung der Rohdaten

Abb. 6.3: Methode des Gridding der Rohdaten

6.1.4 Bestimmung von Oberflächenkennwerten

Methoden und Kennwerte zur Beschreibung der Eigenschaften von Oberflächen sind in [ISO 4288](#) [8], [ISO 13565-2](#) [6] definiert. Speziell für moderne 3D Vermessungsmethoden ist hierbei eine einheitliche und korrekte Begriffsdefinition wichtig. Hierfür werden unter anderem in [ISO 4287](#) [7] klare Vorgaben gemacht, welche auch als Birmingham 143D Rauigkeitskenngrößen bekannt sind. Im Folgenden soll nur auf die Ermittlung der für die vorliegende Arbeit wichtigsten Kennwerte wie Welligkeit und Rauheiten eingegangen werden.

6.1.4.1 Bestimmung der Primärfläche

Zur Begrenzung des Messrauschens wird in einem ersten Schritt ein Tiefpassfilter angewandt. Im vorliegenden Fall hat sich ein 2-dimensionales Wiener Filter als am effektivsten herausgestellt. Das Filter zeigt ein adaptives Verhalten, was für geringe Varianzen zu größeren Glättungen und bei größeren Varianzen zu geringeren Glättungen führt. Die in [MATLAB](#) implementierte Funktion (`wiener2.m`) schätzt den Mittelwert:

$$\mu = \frac{1}{NM} \cdot \sum_{n_1, n_2} A(n_1, n_2) \quad (6.1)$$

und die Varianz eines jeden Pixels der NM Matrix in seiner Umgebung nach:

$$\sigma^2 = \frac{1}{NM} \cdot \sum_{n_1, n_2} A^2(n_1, n_2) - \mu^2. \quad (6.2)$$

Anschließend erfolgt für jeden Pixel die Korrektur nach:

$$S(n_1, n_2) = \mu + \frac{\sigma^2 - v^2}{\sigma^2} \cdot (A(n_1, n_2) - \mu). \quad (6.3)$$

Die Auswirkungen des S-Filters auf die Oberfläche zeigt Abbildung 6.4. Der Filterkern beschreibt hierbei die Suchumgebung in px.

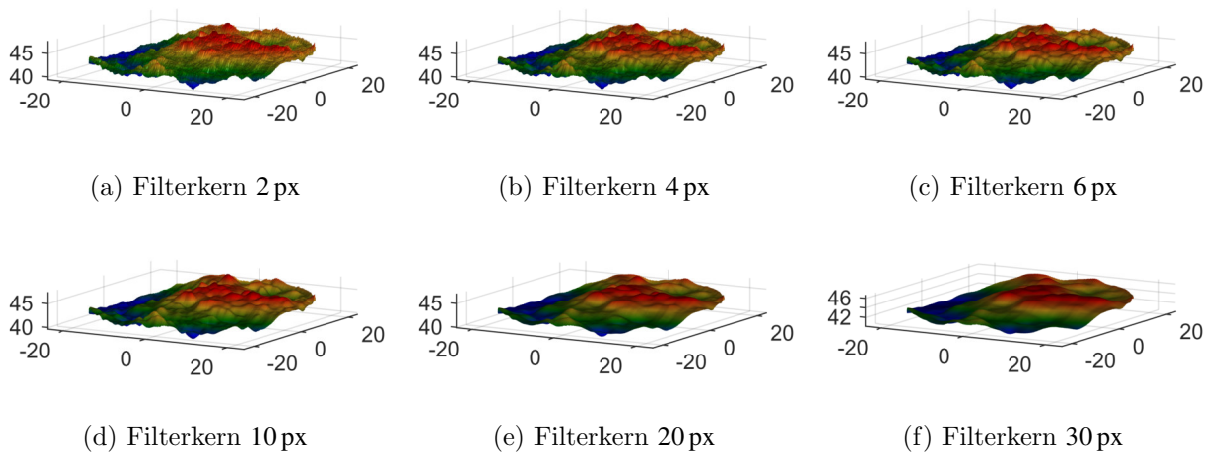


Abb. 6.4: Auswirkungen des **WIENER** Filter auf die Rohdatenbasis

Tabelle 6.1 fasst statistische Kenngrößen für verschiedene Filterkerne zusammen. Hierbei wird deutlich, dass kein stetiger Zusammenhang vorliegt, sondern vielmehr eine Umkehr im Trend ab einem Kern von ca. 10 px stattfindet. Die Ursachen hierin liegen unter anderem im Randeinfluss, dem die Filtermethode ebenfalls unterlegen ist. Nachfolgend werden alle Rohdaten einheitlich mit einem Filterkern von 3 px, dh. einem Suchradius von 0,30 mm korrigiert (vgl. auch 6.5).

Tab. 6.1: Übersicht Auswirkung des Filterkerns auf die Rohdaten

Filterkern <i>px</i>	Minimum <i>mm</i>	Maximum <i>mm</i>	Mittelwert <i>mm</i>	Standardabweichung <i>mm</i>
2	39,40	47,55	43,35	0,25
4	39,50	47,53	43,35	0,25
6	39,56	47,51	43,35	0,25
20	39,61	47,02	43,32	0,25
30	39,24	46,71	43,29	0,25

6.1.4.2 Bestimmung der Welligkeit

Die Definition des F-Filters erfolgt in ähnlicher Weise und basiert ebenfalls auf einer Glättung mit Hilfe eines **GAUSS**-Filters. Mit ihm lässt sich die Form der Oberfläche durch deren Welligkeit definieren. Der adaptive Charakter des **WIENER**-Filters ist in diesem Falle ungeeignet, da er für verschiedene Rauheiten unterschiedliche Welligkeiten erzeugen würde. Als **GAUSS**-Filter fungiert die Funktion (**fspecial.m**) mit der Option 'average', das heißt er reagiert als einfacher gleitender Mittelwertfilter im 2D. Der F-Filter wurde einheitlich mit einer Grenzwellenlänge von 16 px festgelegt, mit dem Hintergrund, dass sich mit diesem Wert nur geringfügige Änderungen der Oberflächenrauheiten abzeichnen (vgl. Abb. 6.5).

6.1.4.3 Bestimmung der Rauheit

Die Rauheit R der Oberfläche resultiert letztlich aus der Subtraktion der korrigierten Ausgangsdaten S von den geometrischen Daten F des Objektes nach:

$$R(n_1, n_2) = F(n_1, n_2) - S(n_1, n_2). \quad (6.4)$$

Abbildung 6.5 stellt die Rohdaten, Welligkeiten und Rauheiten gegenüber. Die Wahl des Filterkerns der Welligkeit bestimmt im Wesentlichen die Ebenheit des Rauheitenprofils. Die geometrische Korrektur war erfolgreich, wenn sich eine ebene Fläche darstellt und die Rauheitswerte nicht mehr signifikant ändern.

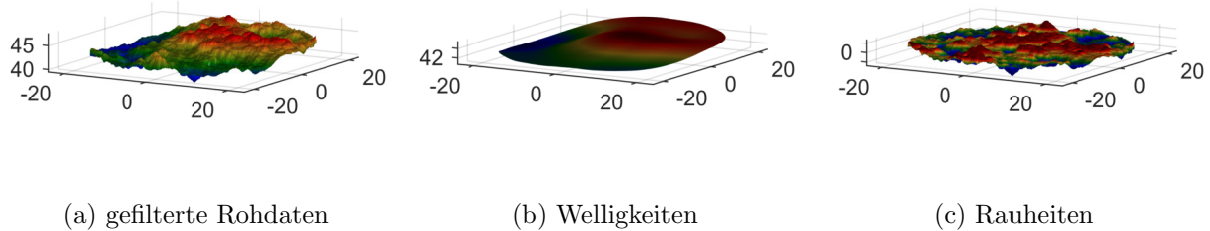


Abb. 6.5: Standardkenngrößen zur Oberflächenbewertung

6.1.5 Statistische Bewertungen

Die Substitution der Oberflächeninformationen zu einem skalaren Wert ermöglicht den vereinfachten Vergleich zwischen unterschiedlichen Profilen. Wie bei jeder Vereinfachung gehen dabei Informationen verloren, sodass nur die korrekte Auswahl der richtigen Vergleichskennwerte entsprechende Analysen ermöglicht. Im Folgendem bezieht sie die Ableitung der statistischen Kenngrößen auf die Rauheit R der Oberfläche. Sie lassen sich analog auf alle anderen Profile, wie Welligkeit W oder die Verteilung der Flächeninhalte A anwenden.

6.1.5.1 Mittelwert

Der Mittelwert R_m der Fläche definiert eine mittlere Ebene bei der die positiven und negativen Abweichungen gegen Null gehen. Der Mittelwert im 2D ist wie folgt definiert.

$$R_m = \frac{1}{NM} \cdot \sum_{n=1}^N \sum_{m=1}^M R(x_n, y_m) \quad (6.5)$$

6.1.5.2 Arithmetische Mittenrauwert

Die mittlere Rauheit bzw. der arithmetische Mittenrauwert R_a gibt einen Abstand zwischen der mittleren Fläche und einem Punkt an der Oberfläche an. Die Summe dieser Abstände sind minimal. Sie bestimmen sich im 2D mit Hilfe von R_m aus Gl. 6.5 nach:

$$R_a = \frac{1}{NM} \cdot \sum_{n=1}^N \sum_{m=1}^M |R(x_n, y_m) - R_m| \quad (6.6)$$

Mit ihm lässt sich nicht zwischen Kerben und Spitzen im Profil unterscheiden, die Werte streuen nur gering und lassen sich daher gut reproduzieren.

6.1.5.3 Quadratischer Mittenrauwert

Die quadratische Rauheit bzw. der quadratische Mittenrauwert R_q beschreibt die Wurzel aus den mittleren quadratischen Abweichungen der Höhen. Er reagiert allerdings empfindlicher auf Ausreißer.

$$R_q = \sqrt{\frac{1}{NM} \cdot \sum_{n=1}^N \sum_{m=1}^M (R(x_n, y_m) - R_m)^2} \quad (6.7)$$

6.1.5.4 Gemittelte Rauhtiefe

Die gemittelte Rauhtiefe bzw. der Spitzenwert der Rauhgigkeit R_z ist als Summe der höchsten Spitzen und der tiefsten Kerbe definiert. Im 2D ergibt sie sich aus 5 Einzelmesswerten, weshalb ihre Anwendbarkeit von der Betrachtungsebene abhängt und entsprechend empfindlich auf Ausreißer reagiert. Im 3D und im Normentwurf besteht die Problematik der sinnvollen Auswahl der Einzelmessflächen. Daher wird R_z nachfolgend als Spitzenwert, bezogen auf die gesamte Messfläche betrachtet.

$$R_z = |\max(R(x_n, y_m))| + |\min(R(x_n, y_m))| \quad (6.8)$$

6.1.5.5 Rauhtiefe

Die Rauhtiefe R_t beschreibt in ähnlicher Weise die Differenz zwischen Minimum und Maximum des Rauhgigkeitsprofils bezogen auf die Gesamtfläche.

$$R_t = \max(R(x_n, y_m)) - \min(R(x_n, y_m)) \quad (6.9)$$

6.1.5.6 Maximale Peakhöhe

Die Peakhöhe R_p definiert das Maximum bezogen auf die mittlere Ebene des Profils.

$$R_p = \max(R(x_n, y_m) - R_m) \quad (6.10)$$

6.1.5.7 Minimale Peakhöhe

Die minimale Peakhöhe R_v definiert entsprechend die maximale Tiefe einer Kerbe.

$$R_v = \min(R(x_n, y_m) - R_m) \quad (6.11)$$

6.1.5.8 Standardabweichung

Als rein statistische Größe hilft die Standardabweichung R_{std} bei der Bewertung der Varianz im Profil. Sie ist im 2D wie folgt definiert:

$$R_{std} = \sqrt{\frac{1}{NM} \cdot \sum_{n=1}^N \sum_{m=1}^M |(R(x_n, y_m) - R_m)|^2} \quad (6.12)$$

6.1.5.9 Schiefe der Verteilung

Die Schiefe R_{sk} als statistische Kenngröße definiert die Asymmetrie der Profildaten vom Mittelwert. Sie kann auch als eine Art Abweichung von der Normalverteilung betrachtet werden und definiert in welche Richtung die Daten vom Mittelwert abweichen.

$$R_{sk} = \frac{\frac{1}{NM} \sum_{n=1}^N \sum_{m=1}^M (R(x_n, y_m) - R_m)^3}{R_{std}^3} \quad (6.13)$$

6.1.5.10 Kurtosis der Verteilung

Die Kurtosis R_{ku} des Profils ist ein Maß dafür, wie anfällig die Verteilung für Ausreißer ist. Bezogen auf eine Normalverteilung beträgt sie 3 und je geringer ihre Anfälligkeit ist, desto kleiner fällt dieser Wert aus. Bezogen auf ein Oberflächenprofil verdeutlicht dieser Wert vereinzelt auftretende Tiefen und Höhen.

$$R_{ku} = \frac{1}{NM} \frac{\sum_{n=1}^N \sum_{m=1}^M (R(x_n, y_m) - R_m)^4}{R_{std}^4} \quad (6.14)$$

Entsprechend der Regularien zum GPS gibt es eine Vielzahl weiterer Kennwerte zur Charakterisierung einer Oberfläche. Entscheidender ist allerdings die Auswahl geeigneter Werte zur Charakterisierung von Unterschieden für den jeweiligen Einsatzfall. Aus diesem Grunde wurden die hier definierten Werte für die Charakterisierung der Höhenprofile, der Welligkeit und der Rauigkeit gleichermaßen erfasst und gegenüber gestellt.

Tabelle 6.2 vergleicht die Kennwerte für das aktuelle Beispiel. Sie enthält die Werte der Bruchfläche aus einem statischen Zugversuch des Referenzbetons.

Tab. 6.2: Übersicht zu den statistischen Basiskennwerten der Flächenprofile

Benennung		Einheit	Höhenprofil H	Welligkeit W	Rauheit R
Mittelwert	R_m	mm	1,39	1,18	0,56
Arithmetischer Mittenrauwert	R_a	mm	1,39	1,18	0,56
Quadratischer Mittenrauwert	R_q	mm	1,65	1,32	0,70
Gemittelte Rauhtiefe	R_z	mm	8,07	4,70	5,36
Rauhtiefe	R_t	mm	8,07	4,70	5,36
Maximale Peakhöhe	R_p	mm	4,07	1,92	2,70
Minimale Peakhöhe	R_v	mm	3,99	2,79	2,66
Standardabweichung	R_{std}	mm	1,65	1,32	0,70
Schiefe	R_{sk}	mm	-0,15	-0,35	0,22
Kurtosis	R_{ku}	mm	2,15	1,79	2,95

6.1.6 Bestimmung geometrischer Kennwerte

Neben den Standardkennwerten zur Beschreibung der Oberfläche lassen sich mit Hilfe des Verfahrens weitere geometrische Kennwerte der Proben ableiten. Mit Hilfe der realen Volumen der einzelnen Bruchstücke lassen sich beispielsweise Massen und Trägheitsmomente bestimmen, die während der Versuche zu resultierenden Beschleunigungskräften führen. Die einzelnen Methoden unterscheiden sich für die jeweilige Versuchskonfiguration. Die Bestimmung der Volumen von Spaltzugproben mit meist zwei Bruchstücken unterscheidet sich entsprechend von der Volumenbestimmung bei Spallationsproben mit unterschiedlichen Bruchflächen. Das Beispiel bezieht sich auf die bekannten Zugproben mit einer ausgeprägten Bruchfläche.

6.1.6.1 Volumen und spezifische Volumen der Bruchstücke

Die Verteilung des Volumen erhält man durch Multiplikation der Höheninformationen H mit der bereits aus dem Gridding bekannten projizierten Fläche A_{spez} . H bezeichnet hierbei das Höhenprofil der Rohdaten.

$$V(x_n, y_m) = H(x_n, y_m) \cdot A_{spez} \quad (6.15)$$

6 Ermittlung sonstiger Kennwerte

Aufgrund des regulären Gitters mit einer Auflösung von 0,10 mm ergibt sich diese mit 0,01 mm². Das Gesamtvolumen der zugrunde liegenden Bruchstücke ergibt sich durch Summierung wie folgt (vgl. Abb. 6.6).

$$V_{ges} = \sum_{n=1}^N \sum_{m=1}^M V(x_n, y_m) \quad (6.16)$$

6.1.6.2 Gradienten der Oberfläche

Unterschiedliche Höhenänderungen im Profil werden durch ihre Gradienten beschrieben. Sie können sich insbesondere als ein Maß für Abhängigkeit der Oberflächenbeschaffenheit auf Reibungsverhältnisse auswirken. Die Gradienten der Oberfläche ergeben sich wie folgt (vgl. Abb. 6.6).

$$\nabla H(x_n, y_m) = \frac{\partial H}{\partial x_n} \hat{i} + \frac{\partial H}{\partial y_m} \hat{j} \quad (6.17)$$

6.1.6.3 Flächeninhalt der Oberfläche

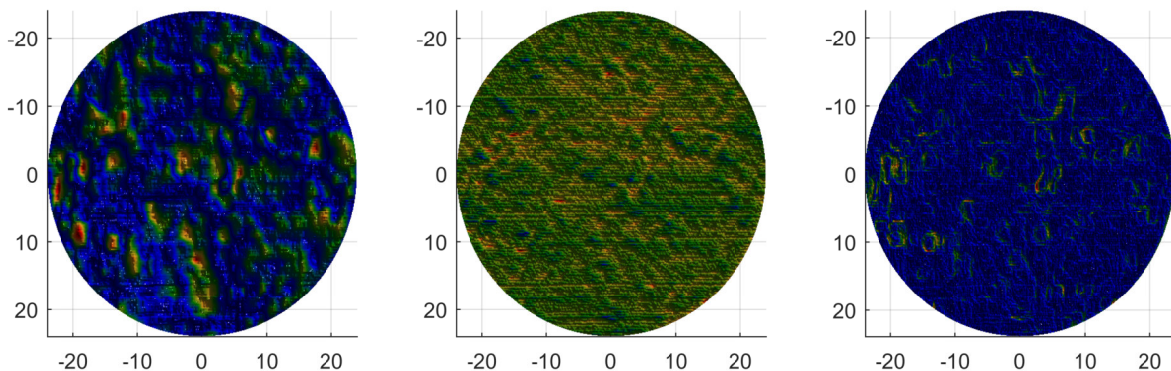
Die Bestimmung einer realen Oberfläche ist ein Kernanliegen des aktuellen Abschnittes. Der Flächeninhalt einer Oberfläche ist allerdings stark von der Betrachtungsebene abhängig. Wie dies berücksichtigt werden kann, zeigt Abschnitt 6.1.10.

Für die Bestimmung der Verteilung der spezifischen Oberflächen im euklidischen Raum wird das reguläre quadratische Netz vorerst in jeweils zwei Dreiecke zerlegt. Für jedes dieser Dreiecke lässt sich der Flächeninhalt mit Hilfe des Kreuzproduktes aus den beiden Hauptvektoren wie folgt bestimmen (vgl. Abb. 6.6):

$$A_n = \frac{1}{2} |\vec{x} \times \vec{y}| = \frac{1}{2} \sqrt{(x_2 y_3 - x_3 y_2)^2 + (x_3 y_1 - x_1 y_3)^2 + (x_1 y_2 - x_2 y_1)^2} \quad (6.18)$$

Die Summe beider Flächeninhalte $A_1 + A_2$ bildet den spezifischen Flächeninhalt des gekrümmten Parallelogramms ab. Der Flächeninhalt der Gesamtoberfläche ergibt sich entsprechend aus der Summe der spezifischen Flächeninhalte

$$A_{ges} = \sum_{n=1}^N \sum_{m=1}^M A_1(x_n, y_m) + A_2(x_n, y_m) \quad (6.19)$$



(a) Verteilung der Volumen

(b) Verteilung der Gradienten

(c) Verteilung der Flächeninhalte

Abb. 6.6: Verteilung unterschiedlicher geometrischer Kennwerte der Bruchstücke

Tabelle 6.3 stellt die geometrischen Kennwerte für diese Profile für das Beispiel eines statischen Zugversuches (TENS-C40-M1-VA-HB-PL80-P09) gegenüber.

Tab. 6.3: Übersicht zu den geometrischen Kennwerten der Oberflächen

Benennung		Volumen V	Gradienten G	Flächeninhalt A
Mittelwert	R_m	$1,39 \cdot 10^{-2}$	$3,59 \cdot 10^{-2}$	$2,39 \cdot 10^{-3}$
Arithmetischer Mittenrauwert	R_a	$1,39 \cdot 10^{-2}$	$3,59 \cdot 10^{-2}$	$2,39 \cdot 10^{-3}$
Quadratischer Mittenrauwert	R_q	$1,65 \cdot 10^{-2}$	$5,14 \cdot 10^{-2}$	$3,33 \cdot 10^{-3}$
Gemittelte Rauhtiefe	R_z	$8,07 \cdot 10^{-2}$	$7,28 \cdot 10^{-1}$	$3,18 \cdot 10^{-2}$
Rauhtiefe	R_t	$8,07 \cdot 10^{-2}$	$7,28 \cdot 10^{-1}$	$3,18 \cdot 10^{-2}$
Maximale Peakhöhe	R_p	$4,07 \cdot 10^{-2}$	$3,90 \cdot 10^{-1}$	$2,89 \cdot 10^{-2}$
Minimale Peakhöhe	R_v	$3,99 \cdot 10^{-2}$	$3,38 \cdot 10^{-1}$	$2,86 \cdot 10^{-3}$
Standardabweichung	R_{std}	$1,65 \cdot 10^{-2}$	$5,14 \cdot 10^{-2}$	$3,33 \cdot 10^{-3}$
Schiefe	R_{sk}	$-1,54 \cdot 10^{-1}$	$1,09 \cdot 10^{-1}$	2,22
Kurtosis	R_{ku}	2,15	6,03	9,61

6.1.7 Dynamische Kennwerte der Oberflächen

Eine weitere Methode zur Beschreibung des Verhaltens von Spitzen und Kerben einer Oberfläche besteht in einer dynamischen Betrachtung des Profils. Hierzu werden die Daten üblicherweise durch eine **FOURIER**-Zerlegung in den Frequenzbereich transformiert. Die schnelle Fouriertransformation im 2D (**fft2.m**) basiert auf der nacheinander Ausführung zweier eindimensionaler Transformation und lässt sich wie folgt realisieren:

$$F_y(k) = \sum_{j=1}^N X(j) W_n^{(j-1)(k-1)}, \quad (6.20)$$

$$F_x(j) = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^M Y(k) W_n^{-(j-1)(k-1)}, \quad (6.21)$$

mit der Länge n der einzelnen Vektoren und $W_n = e^{(-2\pi i)/n}$ als Einheitsbasis. Die resultierende Matrix komplexer Zahlen lässt sich nur schwer interpretieren. Eine Methode hierfür ist die frequenzabhängige Bewertung der maximalen Höhen anhand der Amplituden (Abb. 6.7-a). Aufgrund der Häufung im niedrigen Frequenzbereich ist der lokale Peak an dieser Stelle nicht erkennbar.

$$AMP(x_n, y_m) = |F(x_n, y_m)| \quad (6.22)$$

In der Akustik hat sich die Ableitung der spektralen Leistungsdichte durchgesetzt. Sie gibt die Leistung des Signales innerhalb eines kleinen Frequenzbandes an, ist also ein Maß dafür wie oft kleiner Schwankungen und größere Schwankungen im Höhenprofil auftreten. Die spektrale Leistungsdichte ergibt sich aus dem 20-fachen des dekadischen Logarithmus des Betrages des reellen Signalanteils (Abb. 6.7-b).

$$POW(x_n, y_m) = 20 \log_{10}(|F(x_n, y_m)|) \quad (6.23)$$

In ähnlicher Weise verfährt auch die Autokorrelation im 2D (Abb. 6.7-c). Die Korrelation mit dem eigenem Signal dient in der Fotografie zum Auffinden sich wiederholender Strukturen und kann vor allem bei der Bewertung der Welligkeit der Oberfläche wichtige Informationen liefern. Die Autokorrelation im 2D (**autocorr2d.m**) basiert auf dem **WIENER-KHINTCHINE** Theorem [175]

6 Ermittlung sonstiger Kennwerte

und stellt letztlich eine Kreuzkorrelation mit sich selbst dar. Sie ist in der diskreten Form nach ZWILLINGER [184] wie folgt definiert:

$$AUC(i,j) = \sum_{n=1}^N \sum_{m=1}^M F(n,m) \bar{F}(n+i,m+j) \quad (6.24)$$

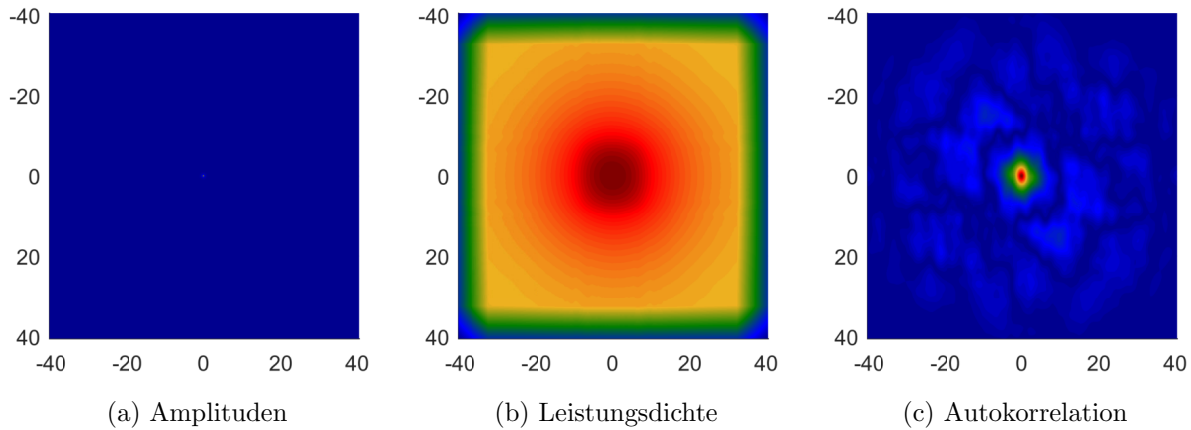


Abb. 6.7: Beispiele zur Beschreibung der Bilddynamik anhand der Rauheitenverteilung

Tabelle 6.4 stellt die dynamischen Kennwerte für die Rauheiten der Beispieloberflächen (TENS-C40-M1-VA-HB-PL80-P09) gegenüber.

Tab. 6.4: Übersicht zu den dynamischen Kennwerten der Oberflächen

Benennung		Amplituden AMP	Leistungsdichte POW	Autokorrelation AUC
Minimum	R_m	$4,90 \cdot 10^{-1}$	$6,34 \cdot 10^{-1}$	0,00
Maximum	R_p	$7,87 \cdot 10^6$	3,79	$1,36 \cdot 10^{-1}$
Mittelwert	R_m	$1,36 \cdot 10^3$	2,53	$4,89 \cdot 10^{-3}$
Standardabweichung	R_{std}	$1,81 \cdot 10^4$	$1,17 \cdot 10^{-1}$	$4,70 \cdot 10^{-3}$
Schiefe	R_{sk}	5,64	$5,76 \cdot 10^{-1}$	$8,99 \cdot 10^{-1}$
Kurtosis	R_{ku}	$1,44 \cdot 10^2$	1,62	8,37

6.1.8 Parameter Signifikanzanalyse

Zusammenfassend stellt sich die Frage, welcher Parameter am geeignetsten erscheint die Charakteristik des Werkstoffes bzw. die des Versuches wiederzugeben. Als Datenbasis dienen hierzu wieder die Oberflächen des statischen Zugversuches. Sie sollten frei von Geschwindigkeitseffekten etc. sein und den jeweiligen Werkstoff widerspiegeln.

Als normierten Vergleichsmaßstab wurde der Variationskoeffizient für alle 98 aus der Beispieloberfläche abgeleiteten Parameter über den Umfang von 174 Proben ermittelt. Der Variationskoeffizient beinhaltet eine Art Normierung auf den Erwartungswert des Stichprobenumfanges und ist mit Hilfe der Standardabweichung STD und des Erwartungswertes E wie folgt definiert.

$$VARK = \frac{STD}{E} \quad (6.25)$$

mit der Standardabweichung STD :

$$STD = \sqrt{\frac{1}{N-1} \sum_{i=1}^N (X_i - \bar{X})^2} \tag{6.26}$$

und dem Erwartungswert E nach:

$$E = \frac{1}{N-1} \sum_{i=1}^N X \tag{6.27}$$

Die Normierung auf den Mittelwert bewirkt eine gewisse Vergleichbarkeit der Varianzen für unterschiedliche Parametergrößen. In der Regel sollten die Werte kleiner als 1 sein. Sind diese größer, ist die Standardabweichung der Stichprobe größer als der Mittelwert und ein Kennzeichen für eine nicht sinnvolle Auswahl der Stichprobe, die beispielsweise negative und positive Werte beinhaltet.

Für den Vergleich wurden die Koeffizienten sowohl für die Gesamtstichproben über alle Werkstoffe, sowie getrennt für jeden Werkstoff bestimmt. Abbildung 6.8 stellt die Ergebnisse gegenüber. Zur besseren Identifizierbarkeit wurden die Ergebnisse nach der Größe der Variationskoeffizienten sortiert. Die Sortierung erfolgte anhand des Referenzwerkstoffes C40 und ist nur für diesen stetig abfallend.

Es zeigt sich, dass sich relevante Parameter trotz dieser objektiven Methodik nur schwer identifizieren lassen. Signifikant ist der Unterschied zum Beispiel zwischen dem arithmetischen Flächeninhalt, mit einem Wert von ca. $A_a = 0,19$ und dem quadratischen Flächeninhalt mit ca. $A_q = 1,95$ (vgl. Tabelle 6.5). Aus diesem Grunde werden nachfolgend die Parameter spezifischer Flächeninhalt A_{spec} und die mittlere Rauheit R_a als Größen identifiziert, welche die Wesentlichen Oberflächeneigenschaften beschreiben sollten. Eine Vertiefung der Thematik wäre sicherlich sinnvoll, ist allerdings im Rahmen dieser Arbeit nicht weiter umsetzbar.

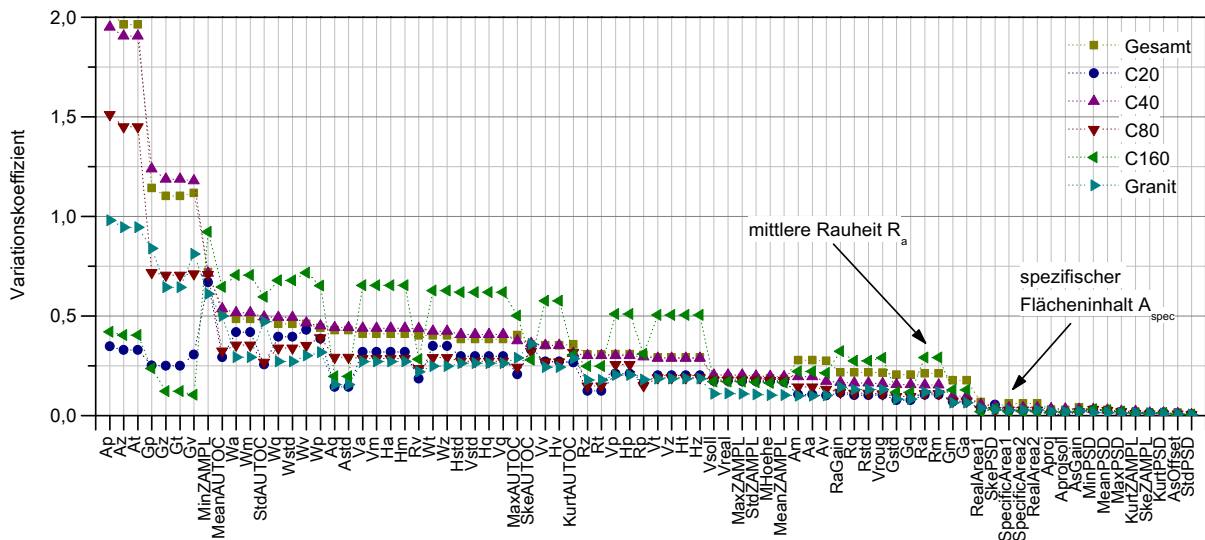


Abb. 6.8: Verteilung der Variationskoeffizienten verschiedener Oberflächenparameter

Tab. 6.5: Überblick zu den Variationskoeffizienten ausgewählter Parameter

Benennung		Gesamt	C20	C40	C80	C160	Granit
Welligkeit	<i>Wm</i>	0,4846	0,4182	0,5172	0,3549	0,7056	0,2926
	<i>Wa</i>	0,4846	0,4182	0,5172	0,3549	0,7056	0,2926
	<i>Wq</i>	0,4608	0,3961	0,4929	0,3395	0,6785	0,2709
	<i>Wz</i>	0,4030	0,3499	0,4235	0,2910	0,6268	0,2479
	<i>Wt</i>	0,4030	0,3499	0,4235	0,2910	0,6268	0,2479
	<i>Wp</i>	0,4398	0,3866	0,4499	0,3904	0,6525	0,3173
	<i>Wv</i>	0,4603	0,4305	0,4660	0,3527	0,7167	0,3013
	<i>Wstd</i>	0,4608	0,3961	0,4929	0,3395	0,6785	0,2709
Rauheit	<i>Rm</i>	0,2123	0,1040	0,1538	0,1108	0,2908	0,1172
	<i>Ra</i>	0,2123	0,1040	0,1538	0,1108	0,2908	0,1172
	<i>Rq</i>	0,2161	0,1022	0,1640	0,1134	0,2747	0,1308
	<i>Rz</i>	0,3056	0,1238	0,3012	0,1496	0,2475	0,1793
	<i>Rt</i>	0,3056	0,1238	0,3012	0,1496	0,2475	0,1793
	<i>Rp</i>	0,3040	0,1621	0,2944	0,1499	0,3102	0,1802
	<i>Rv</i>	0,4031	0,1846	0,4363	0,2373	0,2830	0,2206
	<i>Rstd</i>	0,2161	0,1022	0,1640	0,1134	0,2747	0,1308
Gradient	<i>Gm</i>	0,1773	0,0696	0,0973	0,0728	0,1294	0,0651
	<i>Ga</i>	0,1773	0,0696	0,0973	0,0728	0,1294	0,0651
	<i>Gq</i>	0,2050	0,0783	0,1550	0,0967	0,1171	0,0833
	<i>Gz</i>	1,1025	0,2507	1,1876	0,7060	0,1228	0,6437
	<i>Gt</i>	1,1025	0,2507	1,1876	0,7060	0,1228	0,6437
	<i>Gp</i>	1,1422	0,2517	1,2383	0,7180	0,2363	0,8392
	<i>Gv</i>	1,1172	0,3067	1,1785	0,7127	0,1040	0,8107
	<i>Gstd</i>	0,2050	0,0783	0,1550	0,0966	0,1171	0,0833
Flächeninhalt	<i>Am</i>	0,2782	0,1067	0,1948	0,1438	0,2224	0,1001
	<i>Aa</i>	0,2782	0,1067	0,1948	0,1438	0,2224	0,1001
	<i>Aq</i>	0,4296	0,1443	0,4423	0,2924	0,1975	0,1555
	<i>Az</i>	1,9641	0,3287	1,9062	1,4506	0,4047	0,9458
	<i>At</i>	1,9641	0,3287	1,9062	1,4506	0,4047	0,9458
	<i>Ap</i>	2,0250	0,3475	1,9498	1,5116	0,4207	0,9805
	<i>Av</i>	0,2749	0,1004	0,1725	0,1328	0,2134	0,1015
	<i>Astd</i>	0,4296	0,1443	0,4423	0,2924	0,1975	0,1555
	<i>Areal</i>	0,0679	0,0243	0,0567	0,0298	0,0205	0,0383
	<i>Aspec</i>	0,0606	0,0238	0,0394	0,0287	0,0197	0,0286

6.1.9 Varianzanalyse anhand ausgewählter Parameter

Als wichtigste Parameter für die Analyse des Oberflächeneinflusses auf die statischen und dynamischen Werkstoffkennwerte wurden die spezifische Oberfläche und die mittlere Rauheit definiert. Prinzipiell liegen alle Parameter für eine tiefere Analyse zugrunde, allerdings sind diese zugunsten einer gewissen Übersichtlichkeit hier nicht aufgeführt. Die Analyse hat das Ziel eine gewisse Korrelation zwischen Oberflächenkennwert und Werkstoff zu validieren. Insofern festigkeitsbestimmende Eigenschaften zur Veränderung von Bruchflächen führen, sollten diese mit Hilfe der identifizierten Parameter abbildbar sein.

Der Analyse liegt erneut der Stichprobenumfang von 174 gescannter Oberflächen aus statischen Zugversuchen zugrunde, die auch als Referenz für dynamische Versuche dienen. Der Einfluss einer erhöhten Dehnrate auf die Bruchfläche lässt sich so später differenzieren. Abbildung 6.9 stellt die

Histogramme für die spezifische Fläche A_{spec} und die mittlere Rauheit R_a gegenüber. Besonders deutlich weichen die Flächeninhalte des C160 und von Granit von den anderen ab. Beide Werkstoffe weisen eine annähernd gleich hohe Festigkeit auf. Markant ist allerdings, dass offensichtlich mehr die Heterogenität der Werkstoffe das Bruchverhalten prägt. Die spezifischen Flächen schwanken in einem Bereich von ca. 20% allein aufgrund der unterschiedlichen Werkstoffeigenschaften. Die absoluten Abweichungen zu den projizierten Fläche A_{proj} liegen im Bereich von 30%. Werden diese Größen wie allgemein üblich nicht berücksichtigt, werden Festigkeiten deutlich überschätzt.

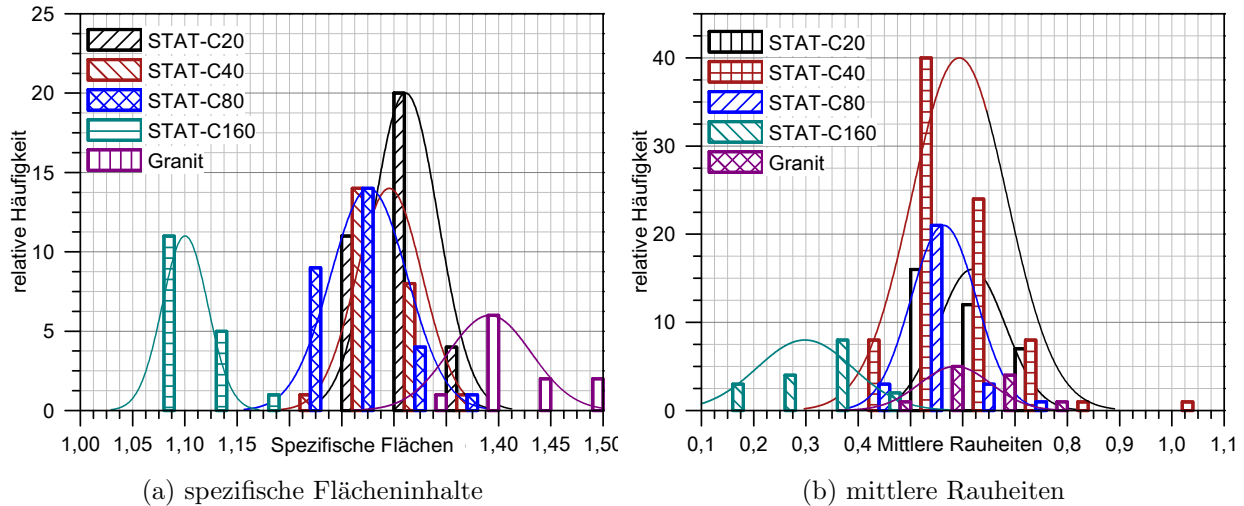


Abb. 6.9: Varianz ausgewählter Kennwerte für unterschiedliche Festigkeitsbereiche

Die Tabellen 6.6 und 6.7 stellen die statistischen Kennwerte für die mittleren Rauheiten und die spezifischen Flächen der Beispieloberflächen für unterschiedliche Betonklassen gegenüber. Sowohl aus Abb. 6.9 als auch den Mittelwerten der Kennwerte wird ersichtlich, dass sich recht deutliche Unterschiede für unterschiedliche Betone einstellen können, die beispielsweise bei der Definition von Bruchenergien im Versuch relevant werden.

Tab. 6.6: Zusammenfassung zur Analyse der spezifischen Flächeninhalte

Benennung		C20	C40	C80	C160	Granit
Stichproben	N	35	82	28	17	11
Minimum	R_v	1,2549	1,1660	1,2292	1,0708	1,3475
Maximum	R_p	1,3910	1,4823	1,3904	1,1522	1,4570
Mittelwert	R_m	1,3110	1,2955	1,2760	1,1002	1,3916
Standardabweichung	R_{std}	0,0312	0,0510	0,0367	0,0218	0,0398
Schiefe	R_{sk}	0,1787	0,3213	1,1448	1,0946	0,7757
Kurtosis	R_{ku}	-0,0032	2,2099	2,0395	0,9562	-0,9835

Tab. 6.7: Zusammenfassung zur Analyse der mittleren Rauheiten

Benennung		C20	C40	C80	C160	Granit
Stichproben	N	35	82	28	17	11
Minimum	R_v	0,5101	0,4199	0,4539	0,1577	0,4914
Maximum	R_p	0,7335	1,0139	0,7798	0,4548	0,7088
Mittelwert	R_m	0,6172	0,5934	0,5636	0,2979	0,5858
Standardabweichung	R_{std}	0,0642	0,0913	0,0624	0,0916	0,0687
Schiefe	R_{sk}	0,4040	1,3345	1,4431	0,0296	0,5308
Kurtosis	R_{ku}	-0,9585	4,8629	4,4424	-0,9062	-0,4893

6.1.10 Auflösungsabhängigkeit vs fraktales Verhalten

Wie bereits einleitend in Abschnitt 6.1 erwähnt wurde, sind die vorliegenden Ergebnisse abhängig von der Betrachtungsebene. Im vorliegenden Fall stellt die begrenzte Auflösung von 0,10 mm die untere Grenze des Messbereiches dar. Der stark heterogene Werkstoff Beton lässt sich entsprechend nur bis dieser Feinheit untersuchen. Feine Poren, Risse oder die einzelne Bestandteile des Werkstoffes auf der Micro-Ebene lassen sich damit natürlich nicht untersuchen. Für die Bestimmung von charakteristischen Eigenschaften auf der Makro-Ebene sollte diese Auflösung allerdings durchaus ausreichend sein.

Die Auswirkungen einer reduzierten Betrachtungstiefe können durch fraktale Kennwerte wie der fraktalen Dimension beschrieben werden (vgl. MECHTCHERINE [121]). Voraussetzung für diese rein mathematische Betrachtung von Fraktalen ist allerdings eine unbegrenzte Skalierbarkeit, die sogenannte Selbstähnlichkeit der Struktur. Für Beton ist diese nicht wirklich gegeben, weshalb eher von einem natürlichem Fraktal auszugehen ist. Nachfolgend wird die fraktale Betrachtung verworfen, da im relevanten Messbereich der Makro-Ebene keine derartigen Aussagen getroffen werden können. Der Zusammenhang zwischen Messauflösung und Messwert wird vielmehr durch eine geeignete Formulierung im angegebenen Bereich definiert.

Zur Untersuchung des Skalierungseinflusses wird die Messauflösung der vorliegenden Ausgangsdaten künstlich reduziert. Dies erfolgt systematisch von 0,10 mm bis zur definierten maximalen Korngröße von 16 mm. Die Rohdaten werden hierfür einer Glättung mit Hilfe des bekannten WIENER-Filters nach Gl. 6.3 mit variablem Filterkern unterzogen. Im Folgenden sollen die Abhängigkeiten der Übersichtlichkeit halber für die zwei wesentlichen Parameter Flächeninhalt und Rauheit erläutert werden.

Abbildung 6.10 zeigt die Abhängigkeit des Flächeninhaltes von der Messauflösung. Der spezifische Flächeninhalt A_{spec} stellt dabei den Bezug des Flächeninhaltes der profilierten Oberfläche A_{real} zum Flächeninhalt der projektierten Grundfläche A_{proj} her und ist damit unabhängig vom Durchmesser der jeweiligen Probe. Im oberen Diagramm erkennt man ein deutlich nichtlineares Verhalten, welches im Vergleich zur logarithmischen Darstellung nur bedingt durch eine logarithmische Beziehung beschreibbar ist.

Der logarithmische Fit auf Basis der Beziehung $\log(y) = n + m \cdot \log(x)$ liefert für das Beispiel die Werte $m = -0,05$ und $n = 0,14$. Die fraktale Dimension D des natürlichen Fraktals ergibt sich aus der Beziehung $D = 1 + m$. Unter der Angabe des Skalierfaktors M entsprechend der Beziehung $M = e^n$ lässt sich der Trend ebenfalls in der Form $y = M \cdot x^{(1-D)}$ beschreiben. Für das Beispiel ergibt sich die fraktale Dimension mit $D = 1,05$ bei einer Skalierung von $M = 0,58$.

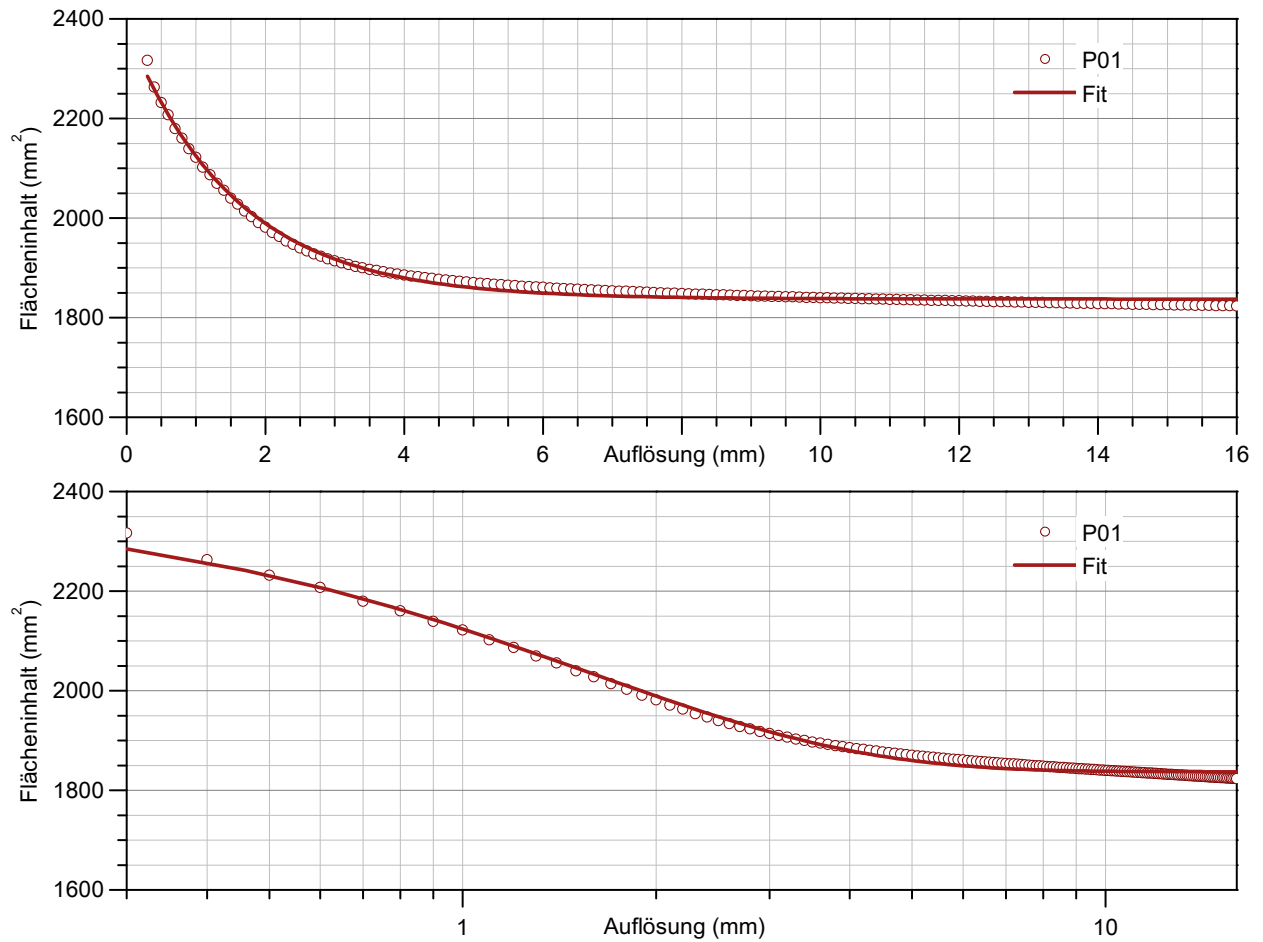


Abb. 6.10: Verteilung des Flächeninhaltes in linearer und logarithmischer Skalierung

Als Rauheit wird an dieser Stelle die mittlere Rauheit R_a definiert. Ihre Abhängigkeiten sind in Abbildung 6.11 erkennbar. Im Gegensatz zum Flächeninhalt lässt sich im betrachteten Messbereich ein deutlich lineares Verhalten erkennen. Die Definition der Welligkeit mit 16 mm stellt hierbei die obere Schranke mit einer Rauheit von 0 mm dar. Der lineare Fit auf Basis der Beziehung $y = n + m \cdot x$ liefert für das Beispiel eine Steigung der Geraden von $m = -0,04$ bei einem Offset von $n = 0,58$ mm.

6 Ermittlung sonstiger Kennwerte

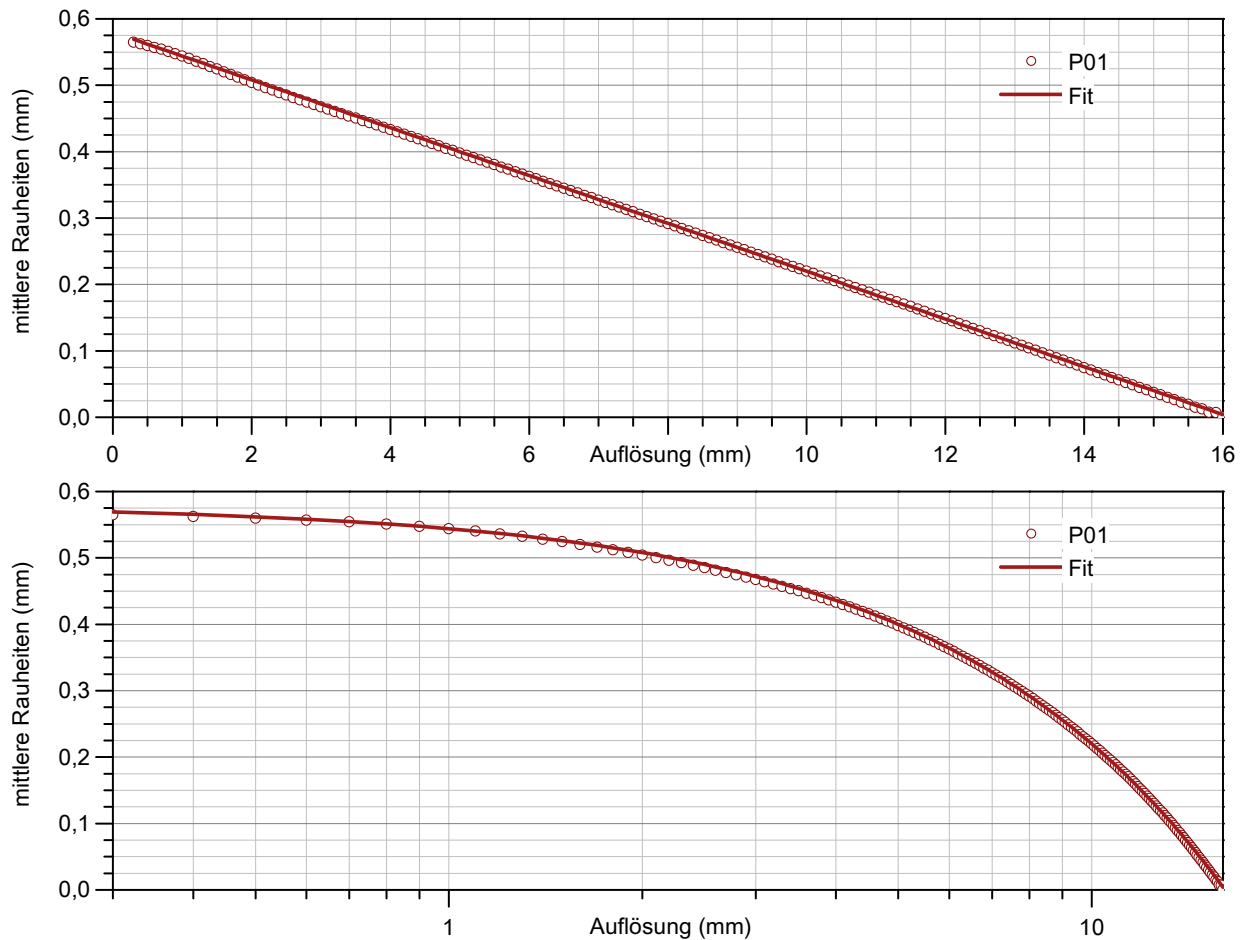


Abb. 6.11: Verteilung der mittleren Rauheit R_a in linearer und logarithmischer Skalierung

Tabelle 6.8 enthält die Skalierfaktoren D und M für die spezifischen Flächeninhalte und N und M für die mittlere Rauheit als Mittelwerte mit Standardabweichungen für unterschiedliche Werkstoffe. Die Parameter liegen für alle Bruchflächen vor, allerdings ist eine weitere Vertiefung dieser Thematik an dieser Stelle nicht zweckhaft.

Tab. 6.8: Zusammenfassung von mittleren Skalierungskennwerten für ausgewählte Werkstoffe

Benennung		Gesamt	C20	C40	C80	C160	Granit
Flächeninhalt	A_{spec}	1,2825	1,3110	1,2958	1,2760	1,1002	1,3916
	$A_{specstd}$	0,0777	0,0308	0,0507	0,0360	0,0211	0,0379
Dimension	D	1,0512	1,0580	1,0538	1,0520	1,0129	1,0684
	$Dstd$	0,0159	0,0061	0,0106	0,0081	0,0029	0,0082
Skalierung	M	1,1567	1,1741	1,1672	1,1543	1,0462	1,2002
	$Mstd$	0,0488	0,0233	0,0374	0,0230	0,0207	0,0270
Rauheit	R_a	0,5639	0,6172	0,5934	0,5635	0,2979	0,5858
	R_astd	0,1197	0,0633	0,0907	0,0613	0,0889	0,0655
Offset	N	-0,0363	-0,0399	-0,0383	-0,0363	-0,0196	-0,0360
	$Nstd$	0,0079	0,0044	0,0062	0,0042	0,0062	0,0047
Steigung	M	0,5739	0,6292	0,6066	0,5704	0,3199	0,5562
	$Mstd$	0,1247	0,0712	0,1012	0,0662	0,1061	0,0759

6.1.10.1 Definition der charakteristischen Auflösung für den Referenzwerkstoff

Die Entscheidung welche Messauflösung richtig ist, ist nicht eindeutig zu treffen. Die Angabe der bezogenen Auflösung und der beiden Skalierfaktoren hilft an dieser Stelle eine gewisse Vergleichbarkeit der Daten zu gewährleisten. Für die nachfolgenden Untersuchungen ist allerdings die Festlegung einer einheitlichen Auflösung sinnvoll, mit denen beispielsweise Flächeninhalte zur Bestimmung von Brucharbeiten qualitativ und eindeutig bestimmt werden können.

Die Auswahl der richtigen Auflösung erfolgt auf Basis eines stochastischen Vergleiches aller Flächen. Der Einfachheit halber wird dies wieder anhand der beiden wesentlichen Parameter spezifischer Flächeninhalt und Rauheit demonstriert. Als Vergleichsbasis dienen wieder die Bruchflächen des statischen Zugversuches eines C40 Betons bei geringer Geschwindigkeit und im normalen Feuchtigkeitszustand. Hierfür stehen 9 Stichproben zur Verfügung.

Unter der Annahme, dass die Bruchflächen ähnliche Eigenschaften aufweisen sollten ist die Auflösung zu wählen, welche die größten Merkmalsunterschiedungen aufweisen. Abbildung 6.12 und 6.13 stellt für alle Stichproben (P01-P09) die Zusammenhänge jeweils für beide Parameter in Abhängigkeit von der Auflösung dar.

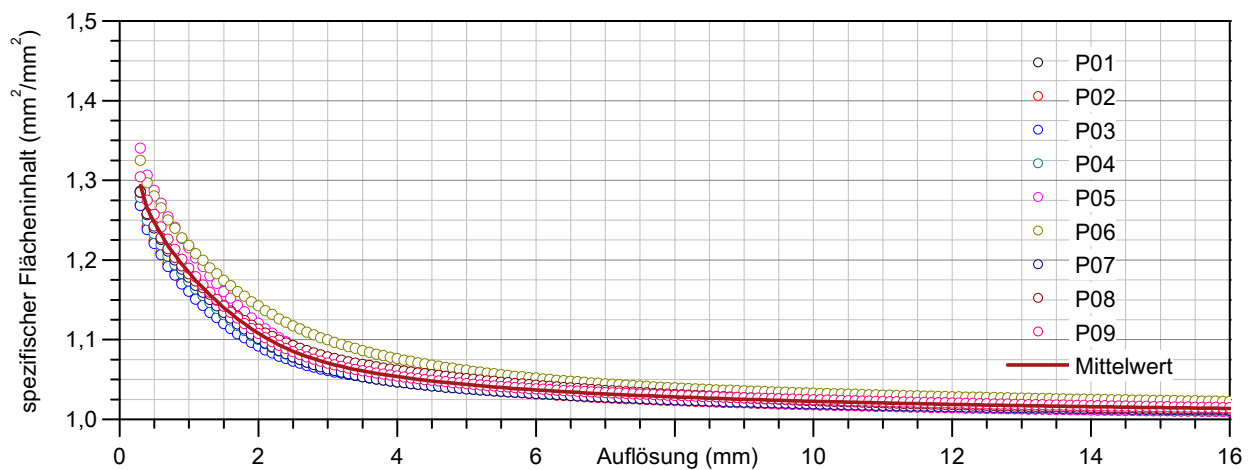


Abb. 6.12: Verteilung des spezifischen Flächeninhaltes

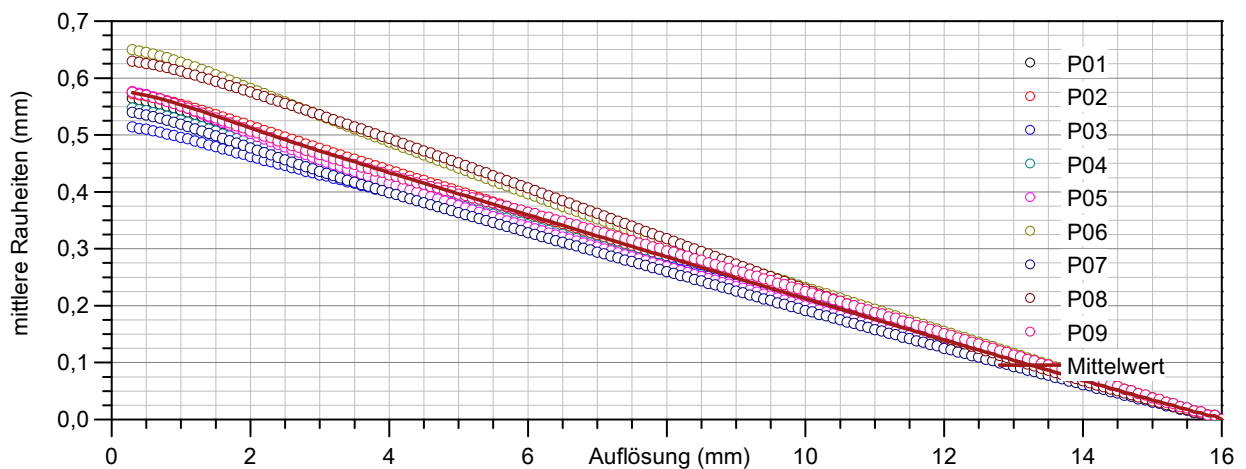


Abb. 6.13: Verteilung der mittleren Rauheiten

Betrachtet man das Mittel dieser einzelnen Kurven als repräsentative Mittelwertkurve für die spezifische Betonsorte definieren die Abweichungen der Einzelkurven davon die skalenabhängige Varianz

für diesen Werkstoff. Je größer diese ist, desto größer ist der Unterschied zu bewerten. Abbildung 6.14 und 6.15 verdeutlicht diese Abweichungen. Die Mittelwertkurven hierzu vereinfachen die Interpretation und Definition eines entsprechenden Bereiches und eines entsprechenden Fehlers, der bei der Anwendung dieser Methode zu berücksichtigen ist. Für den spezifischen Flächeninhalt ist eine deutliche Abhängigkeit von der Auflösung zu erkennen. Je kleiner die Auflösung wird desto größer erscheint der bestimmte Flächeninhalt. In diesem Fall lässt sich eine Auflösung nicht wirklich definieren. Anders sieht dies bei der Definition der Rauheiten aus. In einem Bereich bis zu ca. 3 mm erscheint die Abhängigkeit von der Auflösung weniger bedeutend zu sein. Der zu erwartende Fehler liegt hier im Bereich von ca. 10 %. Ein ähnliches Verhalten wird für andere Betone vermutet, sodass für alle weiteren Untersuchungen eine Auflösung von 0,30 mm zugrunde gelegt wird.

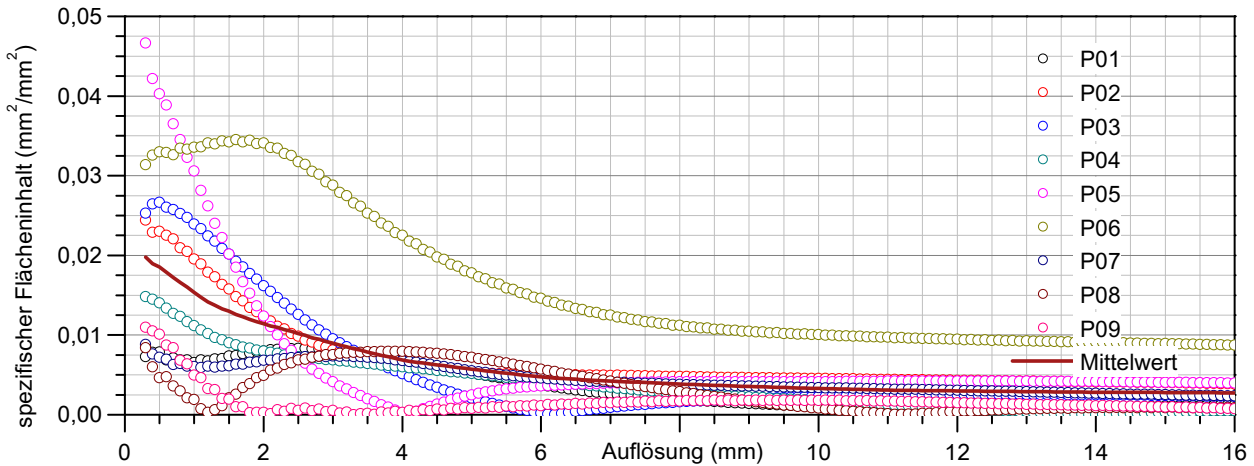


Abb. 6.14: Verteilung der Varianz des spezifischen Flächeninhaltes

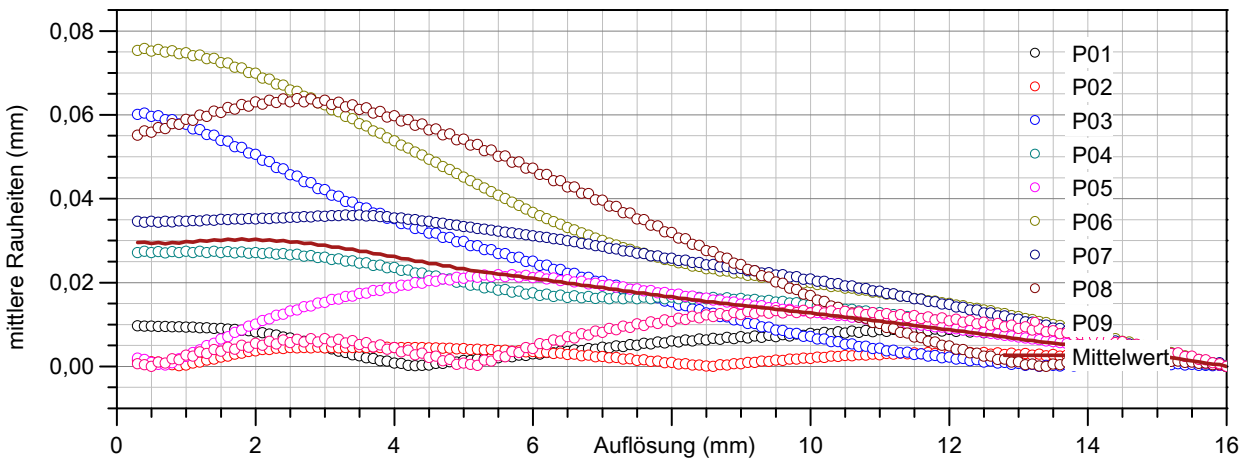


Abb. 6.15: Verteilung der Varianz der mittleren Rauheiten

6.1.11 Geometrische Rekonstruktion

Neben der Ableitung von Oberflächeneigenschaften lassen sich aus den Kenndaten die realen Bruchstückgeometrien ableiten. Sie ermöglichen auf einfache Weise die Bestimmung von Massen oder Trägheitsmomente, die wichtige Faktoren zur Korrektur der Messdaten bezüglich ihrer Beschleunigungen darstellen. Abbildung 6.16 zeigt am Beispiel eine Zugprobe im statischen Zugversuch kurz vor und nach der Rissbildung. Für das eigentliche Scannen der Oberfläche werden die Proben nachträglich zusammengesetzt und schrittweise gescannt. Dies ermöglicht die Rekonstruktion sowohl der Ausgangszustände, als auch die Rekonstruktion offener Makrobruchflächen. Parameter wie

Probenhöhe, Geradheit, Probendurchmesser, Einzelbruchstückhöhen etc. lassen sich auf diese Weise einfach dokumentieren. Wesentlich komplexer ist die Rekonstruktion von Proben mit multiplen Rissen, wie beispielsweise im Spallationsversuch und Spaltversuche. Die speziellen Auswertungen hierfür werden in den nachfolgenden Abschnitten jeweils getrennt für jede Versuchsart behandelt.

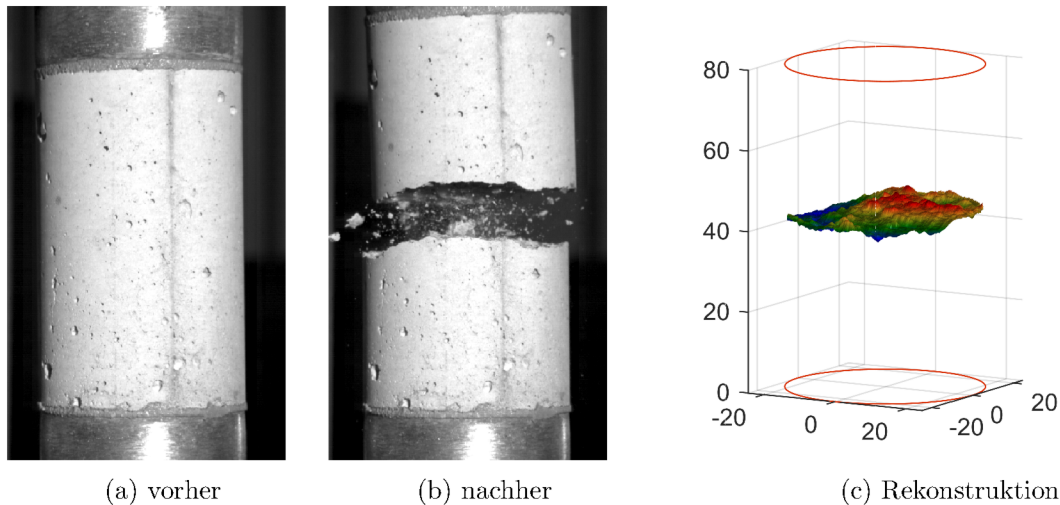


Abb. 6.16: Probe im statischen Zugversuch mit Rekonstruktion der Bruchfläche (TENS-C40-M1-VA-HB-PL80-P09)

6.1.11.1 Körpermittelpunkt bzw. Schwerpunkt

Der Massenmittelpunkt eines resultierende Bruchstückes ist von großer Bedeutung bei der Betrachtung resultierender Kräfte und Bewegungen die dieser Körper aufgrund der einwirkenden Kräfte im Versuch erfährt. Der Massenmittelpunkt eines Körpers ergibt sich als Mittel der Koordinaten seiner Massenpunkte. Für die Annahme eines homogenen Körpers mit einheitlicher Dichte stimmt der geometrische Schwerpunkt mit dem Massenmittelpunkt bzw. dem Volumenschwerpunkt überein. Unter dieser Annahme ergibt sich der Schwerpunkt bezogen auf das Volumenelement in allgemeiner Form wie folgt:

$$x_s = \frac{1}{V} \int_{n=1}^N x dV \quad (6.28)$$

6.1.11.2 Körperträgheitsmomente

Das Trägheitsmoment eines Körpers beschreibt die Kapazität des Körper bezüglich eines eingetragenen Impulses. Es entspricht in der Translationsmechanik einer trägen Masse. Das Trägheitsmoment hängt von der Form des Körpers und seiner Massenverteilung ab. Für die Bewertung und nachträgliche Korrektur des Einflusses der Massenbeschleunigung im hochdynamischen Versuch ist die genaue Kenntnis der Trägheitsmomente der resultierenden Bruchstücke evident. Unter der Annahme einer homogenen Massenverteilung vereinfacht sich die Bewertung deutlich. Das Körperträgheitsmoment um eine der Schwerpunktsachsen setzt sich zusammen aus der Summe aller Massenelemente δM_i multipliziert mit ihrem Abstand R_i bezüglich der Achse.

$$I = \int_{n=1}^N \rho R^2 dV = \sum_{n=1}^N R_i^2 \Delta M_i \quad (6.29)$$

6.1.11.3 Kennwerte des Ersatzzylinders

Auf Basis der lokalen Geometriedaten lässt sich weiterhin für jedes Bruchstück ein vereinfachter Ersatzkörper definieren. Insbesondere bei der Bewertung der Reaktion des Körpers auf äußere Einflüsse ist dies äußerst zweckmäßig. Vereinfacht ergibt sich für das Beispiel der Ersatzzylinder für jedes Bruchstück aus seiner mittleren Höhe. Die Radien und Maße seiner Querschnittsfläche sind identisch. Für den Ersatzzylinder lassen sich Volumen, Massen etc. vereinfacht bestimmen. Die Trägheitsmomente für den Vollzylinder ergeben sich für die Rotationsachse dann direkt aus dem Quadrat seines Radius R und seiner Masse M , bzw $M = \rho \cdot V$ nach:

$$I_Z = \frac{1}{2} M \cdot R^2 \quad (6.30)$$

und für die Rotation um seine Querachse X bzw. Y vereinfacht mit H als Höhe nach:

$$I_X = \frac{1}{4} M \cdot R^2 + \frac{1}{12} M \cdot H^2 \quad (6.31)$$

Tabelle 6.9 vergleicht die ermittelten Kennwerte für die 2 Bruchstücke des Probekörpers.

Tab. 6.9: Zusammenfassung ausgewählter geometrischer Kennwerte für den direkten Zugversuch (TENS-C40-M1-VA-HB-PL80-P09)

Benennung		Einheit	Bruchstück U	Bruchstück O	Ersatz U	Ersatz O
Höhe	H	mm	43,46	36,54	43,46	36,54
Volumen	V	mm^3	78625	66109	78625	66109
Schwerpunkt	SX	mm	0,25	-0,30	0,00	0,00
Schwerpunkt	SY	mm	0,16	-0,19	0,00	0,00
Schwerpunkt	SZ	mm	21,76	21,69	21,73	18,27
Trägheitsmoment	IXX	mm^4	24350958	20478449	24660011	17685377
Trägheitsmoment	IYY	mm^4	24301392	20432163	24660011	17685377
Trägheitsmoment	IZZ	mm^4	22415364	19243611	24570286	20658964

6.1.12 Methodik Flächenanalyse für Spallationsversuche

Die Spallationsproben aus dynamischen Untersuchungen unterscheiden sich im Wesentlichen durch ihre unterschiedlichen Probenlängen und durch das Auftreten multipler Risse. Anhand der einzelnen Bruchstückvolumen und Massen lassen sich Impuls- und Energiebilanzen für den jeweiligen Versuch aufstellen und analysieren. Die Bruchenergie als integraler Wert lässt sich mit der Kenntnis der genauen Bruchflächen auf spezifische Bruchenergien umrechnen und somit eine geometrieunabhängige Definition angeben.

Die Methodik der Flächenanalyse basiert prinzipiell auf der in Abschnitt 6.1 beschriebenen Vorgehensweise. Wesentlicher Unterschied ist die Bewertung mehrerer Bruchflächen und die Extraktion von Kennwerten der ersten 5 Einzelfragmente. Die Proben wurden für den Scanvorgang zusammengesetzt und je Durchlauf schrittweise reduziert. Die Aufarbeitung der Rohdaten erfolgt nach folgendem groben Ablauf.

1. Vektorisierung der vorliegenden Rohdaten (Abb. 6.17-a).
2. Fehlerhafte- und Nullmessungen werden korrigiert (Abb. 6.17-b).
3. Daten außerhalb des Messbereiches werden entfernt (Abb. 6.17-c).
4. Randfehler werden korrigiert (Abb. 6.17-d).

5. Statistische Fehlerkorrektur (Abb. 6.17-e).
6. Generieren der Datenmatrix (Abb. 6.17-f).

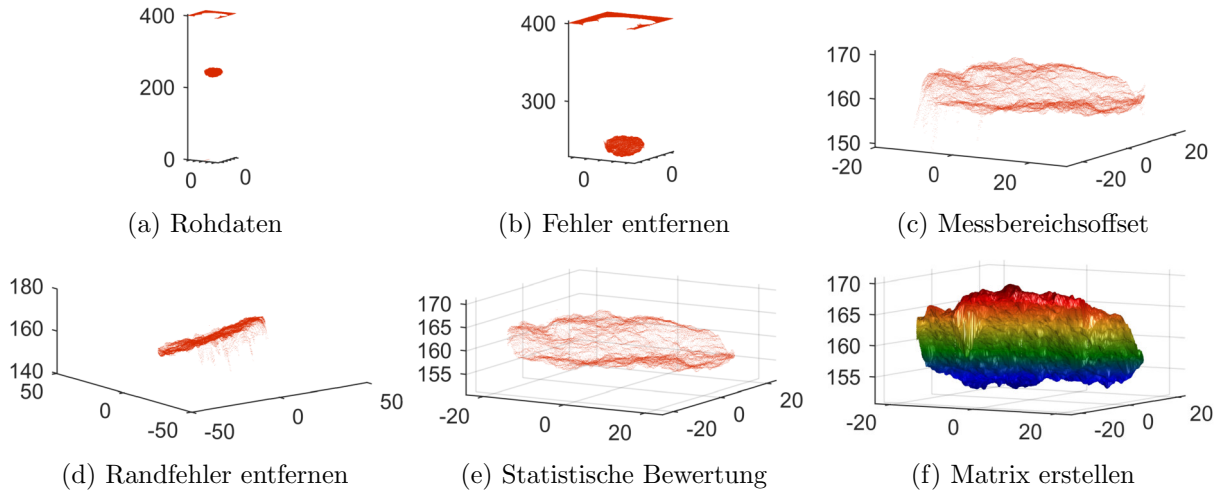


Abb. 6.17: Rohdatenaufbereitung am Beispiel einer Bruchfläche der Spallationsprobe

Auf die Darstellung von Welligkeiten, Rauheiten, Volumen etc. soll an dieser Stelle verzichtet werden. Die Daten liegen für jede Bruchfläche einzeln vor und können bei Bedarf bewertet werden. Die Rekonstruktion der Probe mit bis zu 5 Bruchflächen wird in Abbildung 6.18 demonstriert. Die Abbildungen 6.18-a und 6.18-b zeigen dabei die Probe während des Versuches kurz vor und kurz nach der Ausbildung der ersten Bruchflächen. Der Scan der Gesamtprobe liefert die korrekte Höheninformation H aus dem Mittel der einzelnen Profildaten (Abb. 6.18-c). Die beiden nachfolgenden Scans ermöglichen die Bewertung der ersten beiden Bruchflächen. Abbildungen 6.18-c zeigt die rekonstruierte Probe mit den Schwerpunkten der jeweiligen Einzelstücke.

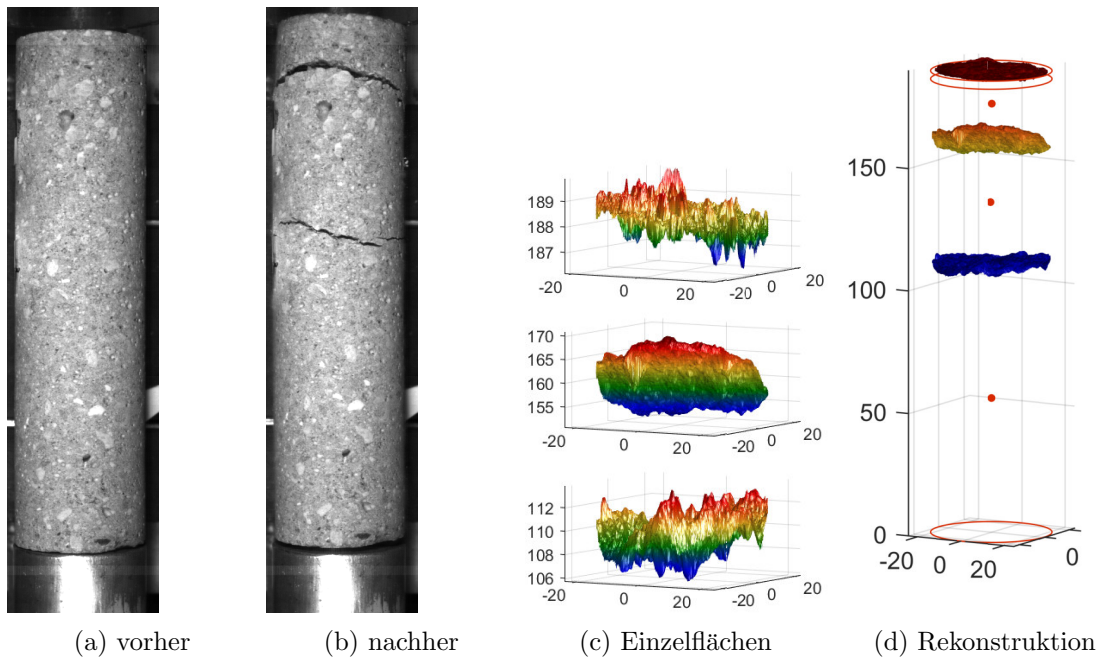


Abb. 6.18: Probe im statischen Zugversuch mit Rekonstruktion der Bruchfläche

Tabelle 6.10 fasst die Wesentlichen Ergebnisse für diesen Probenkörper zusammen. Als Höhe H sind die Mittelwerte der jeweiligen Profile definiert. Das Volumen V ergibt sich aus den realen Volumen

unter Berücksichtigung des veränderlichen Durchmessers D . Die Trägheitsmomente I und Schwerpunktkoordinaten S beziehen sich auf die jeweiligen lokalen Koordinaten der einzelnen Bruchstücke. Die realen Bruchflächen A_{real} unterliegen einer Auflösungsabhängigkeit. Die Skalierfaktoren können aus 6.1.10 abgeleitet werden. Ähnliches gilt für die spezifischen Flächeninhalte A_{spec} und die mittleren Rauheiten R_a . Die Daten liegen für alle Proben vor.

Tab. 6.10: Zusammenfassung geometrischer Kennwerte für den Beispielprobekörper

Benennung		Einheit	Stück 1	Stück 2	Stück 3
Höhe	H	mm	29,66	49,32	109,34
Volumen	V	mm^3	18189	90302	194929
Durchmesser	D	mm	49,60	49,70	49,60
Schwerpunkt X	SX	mm	-0,91	0,22	0,08
Schwerpunkt Y	SY	mm	1,81	-1,22	-0,01
Schwerpunkt Z	SZ	mm	14,84	25,34	54,79
Trägheitsmoment	IXX	mm^4	8515938	36215006	306598217
Trägheitsmoment	IYY	mm^4	8657021	36138713	306646157
Trägheitsmoment	IZZ	mm^4	5778386	12493725	27695255
Bruchfläche	A_{real}	mm^2	1857,64	2469,73	2312,31
Spez. Fläche	A_{spec}	mm^2	1,16	1,39	1,31
Rauheit	R_a	mm	0,24	0,75	0,68

6.1.13 Methodik der Flächenanalyse für Spaltzugversuche

Die Bewertung der Oberflächen der Spaltzugversuche unterscheidet sich im Wesentlichen dadurch, dass beide Probenhälften gleichzeitig gescannt werden und die geometrische Rekonstruktion dadurch ein wenig aufwendiger ist. Hierdurch erzielt man eine bessere Reproduzierbarkeit der gleichbleibenden Probenausrichtung.

1. Im ersten Schritt erfolgt erneut die Vektorisierung der vorliegenden Rohdaten (Abb. 6.19-a).
2. Nullmessungen und fehlerhafte Messungen werden anschließend korrigiert (Abb. 6.19-b).
3. Randfehler werden entfernt und die beiden Proben voneinander separiert (Abb. 6.19-c).
4. Die statistische Fehlerkorrektur entfernt unphysikalisch hohe Werte (Abb. 6.19-d).
5. Anschließend erfolgt eine Korrektur der Ausrichtung der Einzelproben (Abb. 6.19-e).
6. Für jede Einzelfläche wird die Datenmatrix generiert (Abb. 6.19-f).

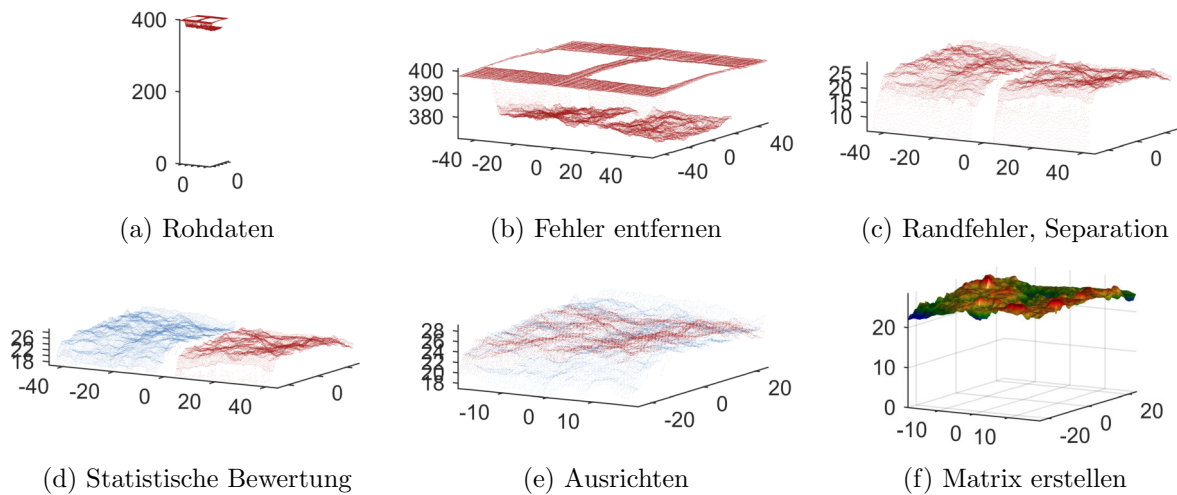


Abb. 6.19: Rohdatenaufbereitung am Beispiel einer gesanten Spaltzugprobe

Die Daten liegen somit für beide Bruchflächen in Matrixform vor. Die Bewertung von Höhenprofilen, Flächeninhalten, Rauheiten etc. erfolgt daran analog zu Abschnitt 6.1. Für die Bewertung von Volumen V , Trägheitsmomenten I und Schwerpunkten S wurden beide Halbproben rekonstruiert. Auf Basis der Höheninformation und der resultierenden Probendurchmesser an diesen Punkten lassen sich beide Hälften eindeutig bestimmen. Fehlendes Material zwischen den Bruchflächen lässt sich mit dieser Methode ebenfalls bestimmen. Der Einfachheit halber ergibt sich sein Volumen aus der Subtraktion beider Bruchstücke vom Sollvolumen V_{soll} .

Abbildung 6.20 stellt die reale dynamische Spaltzugprobe (SHBT-C40-M1-D2-HB-P11) im Experiment kurz vor (Abb. 6.20-a) und nach (Abb. 6.20-b) der Rissbildung dar. Der Unterschied hierbei beträgt nur wenige μsec und resultiert in einer starken Beschleunigung der Bruchstücke in lateraler Richtung. Anhand der Rekonstruktion (Abb. 6.20-d) lassen sich daraus zusätzliche lateral wirkende Kräfte ableiten und deren Einfluss korrigieren (vgl. Abschnitt 5.3).

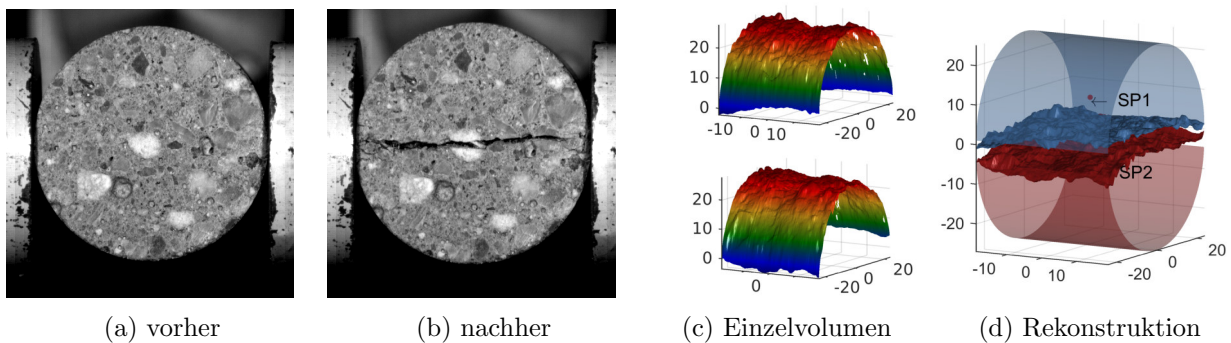


Abb. 6.20: Probe im statischen Zugversuch mit Rekonstruktion der Bruchfläche

Aus den Geschwindigkeitsverläufen lassen sich zusätzlich die resultierenden kinetischen Energien der Bruchstücke ableiten und in die Energiebilanzierung des Gesamtexperiments mit einbeziehen. Die Gesamtbruchenergie lässt sich ausserdem anhand der realen Bruchfläche als spezifischer Wert darstellen. Tabelle 6.11 enthält hierzu alle notwendigen Kenndaten für die Einzelprobe.

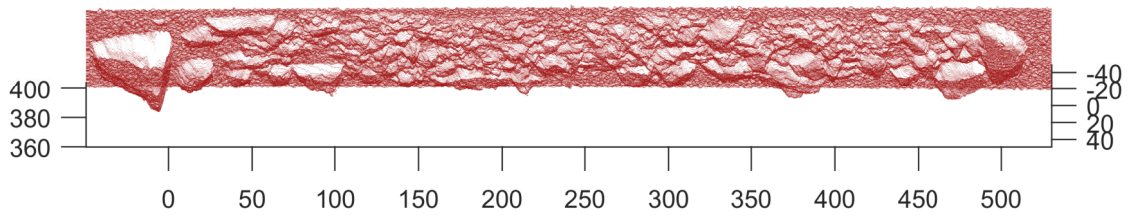
Tab. 6.11: Zusammenfassung geometrischer Kennwerte für den Beispielprobekörper

Benennung		Einheit	Stück 1	Stück 2
Höhe	H	mm	25,46	25,02
Volumen	V	mm^3	37055	36200
Schwerpunkt X	SX	mm	-0,15	-0,15
Schwerpunkt Y	SY	mm	0,23	0,82
Schwerpunkt Z	SZ	mm	9,45	10,92
Trägheitsmoment	IXX	mm^4	3929342	5073578
Trägheitsmoment	IYY	mm^4	3546761	4742657
Trägheitsmoment	IZZ	mm^4	4149272	4719257
Bruchfläche	A_{rel}	mm^2	2291,30	2331,67
Spez. Fläche	A_{spec}	mm^2	1,26	1,28
Rauheit	R_a	mm	0,55	0,60

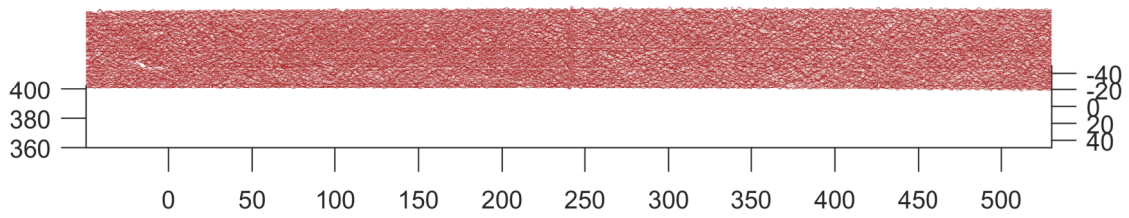
6.1.14 Methodik der Oberflächenanalyse für Druckversuche

Die Methode der Oberflächenanalyse für die resultierenden Bruchstücke bei Druckversuchen unterscheidet sich deutlich von den bisherigen Herangehensweisen und stellt eher eine Abschätzung der Werte als eine exakte Analyse der Flächen dar. Prinzipiell lässt sich mit entsprechendem Aufwand jedes Bruchstück einzeln scannen und reproduzieren. Für eine Bewertung von Kräften, Trägheitseffekten etc. während des Experimentes wäre allerdings die Erfassung der genauen Lage jedes einzelnen Fragmentes notwendig. Dies lässt sich nicht sinnvoll realisieren, womit die Bewertung von Schwerpunkten und Trägheitsmomenten für diese Versuchsart nicht notwendig ist. Ein Separieren der einzelnen Fragmente aus den nachfolgenden Scandaten, wäre aber durchaus auch realisierbar.

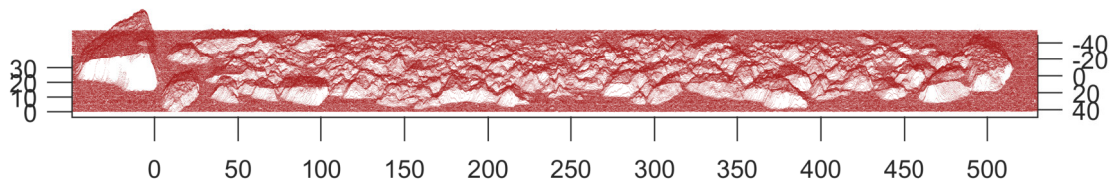
Im dynamischen Druckversuch bilden sich je nach Schädigungsgrad hunderte Fragmente, die gleichzeitig gescannt werden. Abbildung 6.22-a zeigt hierzu ein Beispiel der ausgebreiteten Fragmente anhand der Probe (SHPB-C20-M1-D2-HB-P08). Die Fragmente werden so platziert, dass sie sich möglichst nicht überlagern. Die erfassten Rohdaten (Abb. 6.21-a) werden in einem zweiten Schritt um die Lagerbedingungen der Referenzoberfläche (Abb. 6.21-b) bereinigt, womit kleine Oberflächenunebenheiten der Grundfläche mit einer Auflösung von 0,10 mm mit berücksichtigt werden. Abbildung 6.21-c zeigt das anschließend korrigierte Basisdatenprofil nach weiteren statistischen Korrekturen.



(a) Scan der Rohdaten mit ca. 3,25 Mio Pixel



(b) Referenzprofil



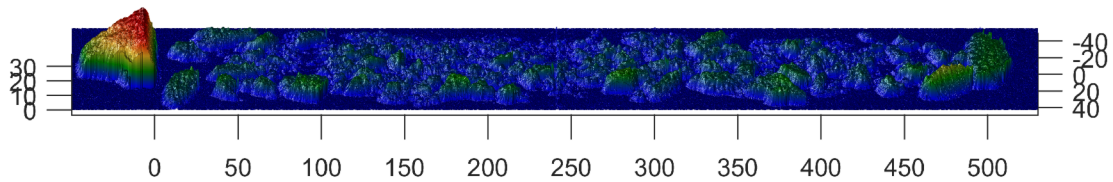
(c) Basisdaten nach Korrektur

Abb. 6.21: Methodik der Datenaufbereitung

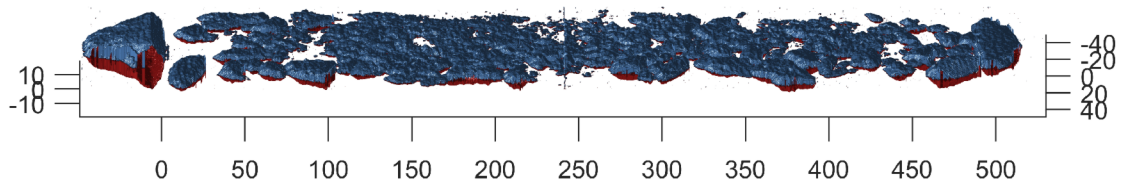
Die Überführung dieser Basisdaten in die Matrixform zeigt Abb. 6.22-b anhand eines Höhenprofils, aus dem sich nachfolgend alle weiteren Kenngrößen wie Welligkeiten, Rauheiten, Volumen etc. als mittlere Kenngrößen über die Gesamtfragmente ableiten lassen.



(a) Verteilung der Probenfragmente



(b) Rekonstruktion der Oberflächen als Höhenprofil



(c) Rekonstruktion des Partikelvolumens

Abb. 6.22: Oberflächenanalyse von Probenfragmenten aus einem SHPB-Druck-Versuch

6.1.14.1 Verteilung von Kennwerten

Der Vollständigkeit halber zeigt Abbildung 6.23 die statistische Verteilung der drei relevanten Kenngrößen, welche aus der Partikelzählung abgeleitet wurden. Sie geben neben den Mittelwerten auch Auskunft über die Güte der messtechnischen Erfassbarkeit der Kenngröße durch eine entsprechende Verteilungsfunktion.

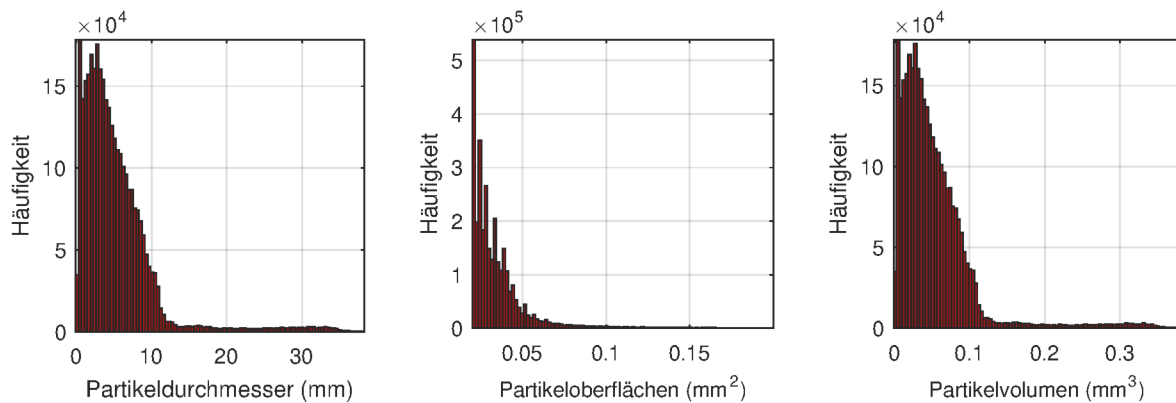


Abb. 6.23: Häufigkeitsverteilungen verschiedener Kennwerte der Partikel

Tabelle 6.12 fasst exemplarisch die wichtigsten Größen einer Messung zusammen. Realvolumen und das definierte Sollvolumen einer Probe ergeben einen spezifischen Kennwert zur Betrachtung der

Güte der Messung. In der Regel ist das spezifische Volumen größer 1, da aufgrund der Methodik größere Hinterschneidungen nicht erfasst werden können. Mit einer Abweichung von ca. 10 % liegt dieser Wert allerdings im tolerierbaren Bereich und ermöglicht zugleich die Korrektur aller zusätzlich erfassten Kenngrößen.

Im Beispiel die messtechnisch erfasste Bruchoberflächen auf die Solloberfläche bezogen. Diese spezifische Fläche ist geometrieunabhängig und sowohl im Zug als auch im Druckversuch vergleichbar. Sie ist das relevante Maß für die Oberflächenvergrößerung aufgrund sich bildender Risse.

Tab. 6.12: Zusammenfassung geometrischen Kennwerte für den Beispielprobekörper

Benennung		Einheit	Bruchstücke
Höhe	H	mm	38,40
Realvolumen	V_{real}	mm^3	173630
Sollvolumen	V_{soll}	mm^3	157080
Spezifisches Volumen	V_{spec}	–	1,11
Bruchfläche	A_{real}	mm^2	135857
Probenoberfläche	A_{soll}	mm^2	16493
Spezifische Fläche	A_{spec}	–	8,24
Rauheit	R_a	mm	1,69

6.1.15 Kalibrierung anhand von Referenz-Siebverteilungen

Anhand von Referenzsiebungen aus Abschnitt 6.4 erfolgten Kalibriermessungen auf Basis der Methodik für Druckversuche. Somit ist es möglich Fehlerabschätzungen durchzuführen. Tabelle 6.13 beinhaltet die Ergebnisse der Messreihe anhand der Siebrückstände einer Siebreihe. Hierin sind Volumen, Rauigkeit, Flächen und Messwerte aus der betrachteten Siebreihe enthalten. Die Sollfläche wurde aus den Volumen und Flächenbetrachtungen nach Abschnitt 6.4 abgeleitet. Das mit dem Scanner bei Referenzauflösung erfasste Gesamtvolumen von ca. 0,461 weicht vom gesiebten mit ca. 0,411 um ca. 10 % ab.

Die Werte wurden für die Referenzauflösung bestimmt und zeigen im Bereich der Flächeninhalte doch deutliche Streuungen. Die Methodik ist für eine Kalibrierung zwar geeignet, allerdings müssten die Messreihen mit deutlich größerer statistischer Absicherung erfolgen. Im Beispiel werden die Flächeninhalte einer spezifischen Siebreihe mit den Sollwerten aus den gemittelten Siebreihen verglichen. Eine Trennung war im Nachgang hier nicht mehr möglich. Bereits hieraus ergeben sich zwangsläufig entsprechende Abweichungen bei der Bestimmung absoluter Flächeninhalte. Mit einem Fehler im Bereich 50 % lassen sich allerdings zumindest relative Zusammenhänge postulieren.

Tab. 6.13: Zusammenfassung geometrischer Kennwerte für die Beispielsiebreihe

Größtkorn mm	Volumen mm^3	Rauigkeit mm/mm	Fläche mm^2	SollFläche mm^2	Fehler %	ArOffset mm/mm	ArGain mm/mm
8,00	10754	1,34	13962	11187	20	4,45	0
6,30	29096	1,27	42498	21632	49	1,01	20880
5,00	148615	0,85	219536	106164	52	1,16	114222
3,20	58619	0,58	140418	250903	79	1,15	72207
2,50	14265	0,42	46641	310089	565	1,09	23433
2,00	12736	0,35	44266	193667	338	1,09	22109
1,60	26609	0,34	82590	125800	52	1,10	40652
1,00	75552	0,40	90492	47117	48	1,04	43445
0,50	80096	0,24	59620	32262	46	1,00	28286

6 Ermittlung sonstiger Kennwerte

Abbildung 6.24 enthält Kennwerte zu den relativen Oberflächen in Abhängigkeit von der Messauflösung. Die realen Oberflächen wurden hierfür auf eine Referenzauflösung von 1 mm bezogen und erlauben die Abschätzung von Fehlern für die Referenzsiebungen. Deutlich ist der Zusammenhang zwischen Korngröße und Auflösungsabhängigkeit zu erkennen. Für Größtkorn 8 mm ist kaum ein Einfluss zu erkennen, wohingegen sich der Fehler für niedrigere Durchmesser deutlich bemerkbar macht. Die Wahl einer Auflösung oberhalb der zu bestimmenden Korngrößen macht natürlich keinen Sinn. Jedoch zeigen die Kurven auch, dass der Fehler in einem recht kleinen Bereich von ca. 10 % zu erwarten ist.

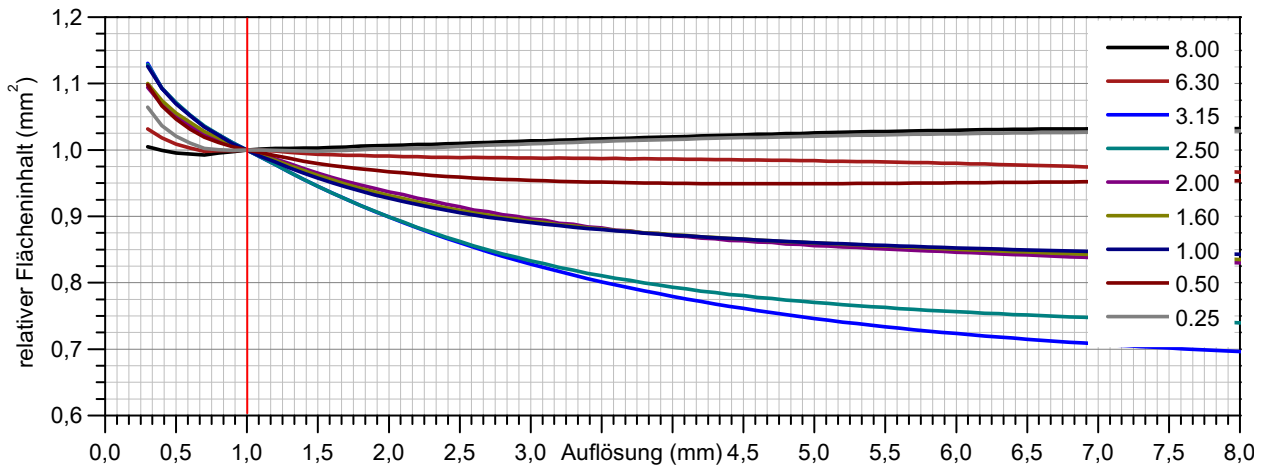


Abb. 6.24: Auflösungsabhängigkeit der Referenzmessungen an Siebungen

6.2 Reibung ausgewählter Werkstoffpaarungen

Reibung zwischen den einzelnen Kontaktpartnern trägt wesentlich zur Kraftübertragung in den Versuchseinrichtungen und zwischen den Rissflächen bei und behindert eine laterale Bewegung bei angreifender Kraft. Dabei unterscheidet man das als **COULOMBSCHES** Reibung bezeichnete Phänomen meist in Gleit- und Haftreibung. Sie können gleichzeitig oder auch wechselseitig auftreten. Der Übergangsbereich ist meist durch eine entsprechende hochfrequente Schwingung wahrnehmbar, auch bekannt als Haftgleit- bzw. Stick-slip Effekt.

Die Übertragbarkeit der einwirkenden Normalkraft F_N ist durch den sogenannten Reibungskoeffizient μ definiert und verursacht eine lateral wirkende Reibungskraft F_R nach Gleichung 6.32:

$$F_R = \mu \cdot R_N \quad (6.32)$$

Durch Reibung wird weiterhin Energie in Wärme umgewandelt. Inwieweit dies für die aktuellen Untersuchungen relevant ist kann allerdings nicht abgeschätzt werden. Allerdings sollte dies bei der energetischen Bilanzierung des Experimentes mit berücksichtigt werden. Die daraus resultierende Arbeit W_R wird zu einem großen Teil in thermische E_T , akustische E_A bzw. in plastische Verformungsarbeit E_P an der Oberfläche der Bauteile nach Gleichung 6.33 umgewandelt und in die Umgebung dissipiert. Sie ist abhängig von der Reibkraft F_R und dem zurückgelegten Weg x .

$$W_R = E_T + E_A + E_M = \int_0^x F_R(x) dx \quad (6.33)$$

Reibung spielt eine entscheidende Rolle je schneller sich Zustände ändern. Im vorliegenden Fall betrifft dies vor allem die Kontaktflächen zwischen der Versuchseinrichtung und den Probekörpern des SHB. Aufgrund des unterschiedlichen Querdehnungsverhaltens zwischen den Aluminiumstäben und der Betonprobe werden lateral wirkenden Kräfte aufgrund von Reibung in die Probe übertragen. Diese lateralen Kräfte lassen sich auch bei Schmierung nicht wirklich vermeiden. Eine Schmierung erzwingt allerdings eine deutlich komplexere tribologische Betrachtung des Systems, da zusätzliche geschwindigkeitsabhängige Effekte relevant werden können.

Auf materieller Ebene tritt Reibung an sich öffnenden Grenzschichten und Rissen auf. Die Kontaktflächen sind hierbei meist nicht klar definierbar und wie die nachfolgenden Ergebnisse zeigen, spielt die Rauheit dieser Flächen eine entscheidende Rolle auf die laterale Kraftübertragbarkeit im Probekörperinneren.

6.2.1 Methodik

Nachfolgend wurden Gleitreibungskoeffizienten für die in den Untersuchungen relevanten Werkstoffpaarungen ermittelt. Ziel ist die Abschätzung des Einflusses unterschiedlicher Reibungseigenschaften auf die Interpretation der Versuchsergebnisse am SHB bzw. die Integration dieser Parameter in die numerische Modellabbildung.

Die Ermittlung erfolgt der Einfachheit halber durch die messtechnische Erfassung der notwendigen Kraft F_R , um einen Körper auf einer horizontalen Gleitbewegung in Bewegung zu halten. Die Geschwindigkeit der Probe wurde dabei durch ein Vorschubsystem über eine Messlänge x von 100 mm konstant bei 10 mm/s gehalten. Die senkrecht wirkenden Normalkräfte resultieren aus den variablen Massen der Probekörper. Tabelle 6.14 gibt einen Überblick zu den Ergebnissen aller Kombinationen, wie sie beispielsweise in Kapitel 4 einfließen.

Tab. 6.14: Übersicht Gleitreibungskoeffizienten für verschiedene Werkstoffkombinationen

Name	Werkstoff A	Werkstoff B	Normalkraft <i>N</i>	Reibungskoeffizient -
S1-C20-ALU	C20	Aluminium	3,27	0,46
S2-C40-ALU	C40	Aluminium	3,39	0,45
S3-C80-ALU	C80	Aluminium	3,41	0,53
S4-C160-ALU	C160	Aluminium	3,63	0,50
S5-C40-16GK-ALU	C40-GK16	Aluminium	3,48	0,46
S6-LW1-ALU	LW1	Aluminium	2,43	0,58
S7-LW2-ALU	LW2	Aluminium	2,89	0,56
S8-C20-Stahl	C20	Stahl S235	3,27	0,36
S9-C40-Stahl	C40	Stahl S235	3,39	0,35
S10-C80-Stahl	C80	Stahl S235	3,41	0,42
S11-C160-Stahl	C160	Stahl S235	3,63	0,34
S12-C40-16GK-Stahl	C40-GK16	Stahl S235	3,48	0,31
S13-LW1-Stahl	LW1	Stahl S235	2,43	0,48
S14-LW2-Stahl	LW2	Stahl S235	2,89	0,44
S15-C20-Granit	C20	Granit	3,27	0,43
S16-C40-Granit	C40	Granit	3,39	0,43
S17-C80-Granit	C80	Granit	3,41	0,40
S18-C160-Granit	C160	Granit	3,63	0,40
S19-C40-16GK-Granit	C40-GK16	Granit	3,48	0,41
S20-LW1-Granit	LW1	Granit	2,43	0,52
S21-LW2-Granit	LW2	Granit	2,89	0,37
S22-C20-C40	C20	C40	3,27	0,46
S23-C40-C40	C40	C40	3,39	0,42
S24-C80-C40	C80	C40	3,41	0,43
S25-C160-C40	C160	C40	3,63	0,43
S26-C40-16GK-C40	C40-GK16	C40	3,48	0,42
S27-LW1-C40	LW1	C40	2,43	0,52
S28-LW2-C40	LW2	C40	2,89	0,37

6.2.2 Kritische Bewertung der Methodik

Die Bestimmung der Gleitreibungskoeffizienten mit dieser Methode ist nicht ganz unproblematisch. Um das Thema Reibung am SHB zu betrachten bedarf es einer deutlich detaillierteren Untersuchung folgender Punkte.

- Die Bestimmung einer Haftreibung ist Wesentlich für die Abbildung komplexer Reibungsvorgänge. Sie bedarf einer umfangreichen Versuchseinrichtung als dies der Umfang dieser Arbeit rechtfertigen kann.
- Die Verhältnisse am SHB sind geprägt durch hohe Kontaktpressungen und hohe Schergeschwindigkeiten zwischen den Körpern. Dies lässt sich mit der Annahme statisch ermittelbarer Reibungskennwerte nur schwer vereinbaren.
- Die Druck- und Geschwindigkeitsabhängigkeit wird nicht berücksichtigt, obwohl dies unter den Umständen am SHB möglicherweise eine wichtige Einflussgröße ist.
- Die Reibwerte zeigen eine starke Abhängigkeit von der Rauheit der Oberfläche. Inwieweit dieser Parameter berücksichtigt werden kann, wäre zu klären.

- Die Trägheit spielt auch bei der Bestimmung von Reibwerten eine entscheidende Rolle. Der Übergang von Haft- zu Gleitreibung ist dadurch gekennzeichnet, dass der Probekörper aus einem Zustand potentieller Energie in eine Bewegung beschleunigt werden muss. Dieser Aspekt wird derzeit nicht beachtet, spielt aber aus Sicht des Autors auch für die Zustände am SHB eine wichtige Rolle.

6.3 Haftung und kohesive Festigkeiten

Als Haftfestigkeit wird im Kontext dieser Arbeit der Kennwert bezeichnet, der die übertragbare Spannung zwischen zwei Körpern an einer Grenzschicht in Normalenrichtung als Normalspannung definiert. Diese Spannung kann sowohl durch ein kohäsives als auch durch ein adhäsives Verhalten hervorgerufen werden, wobei Letzteres keinen stofflichen Schluss darstellt, sondern Bindungskräfte zwischen den Werkstoffen hierfür verantwortlich sind (Beispiel nasser Sand). Die Normen unterscheiden hierbei bei identischem Versuchsaufbau in einen Abreißversuch zur Beurteilung der Haftfestigkeiten (**DIN EN ISO 4624**) und einer Oberflächenzugfestigkeitsprüfung (**DIN 1048-2**). Letztere beurteilt eher das kohesive Verhalten der Verbindung.

Für die Modellierung von Beton auf einer mesoskopischen Betrachtungsebene sind kohesive Verbindungen in den Grenzschichten zwischen Zuschlägen und der Zementmatrix bzw. dem Mörtel relevant. Sie stellen in der Regel die schwächste Stelle im Werkstoffverbund dar und bedürfen einer entsprechend detaillierten Betrachtung. Ein adhäsives Verhalten kann möglicherweise für die Rissbildung bei Betonen höheren Wassergehaltes relevant werden. Eine experimentelle oder numerische Untersuchung hierzu ist allerdings nicht bekannt.

6.3.1 Methodik

Die Prüfung erfolgt in Anlehnung an die **DIN 1048-2** als direkter quasi-statischer Zugversuch entsprechend der Ausführungen in 4.4 an Zylinderproben mit einem Durchmesser von 50 mm und einer Länge von 80 mm. Die Proben wurden entsprechend 6.15 aus dem Werkstoff A entnommen und mit dem Werkstoff B versehen. Jede der 6 Kombinationen wurde mit Stichprobenanzahl von 5 abgesichert. Die Bestimmung der Festigkeit zwischen gleichartigen Partnern erfolgt anhand von Serie 1 und Serie 2 für den Referenzbeton C40. Den Haftverbund zwischen Zuschlag und Zementmatrix repräsentiert Serie 3-5. Serie 6 bildet das kohesive Verhalten beispielsweise zwischen einem Bewehrungsstahl und der Zementmatrix ab.

Tab. 6.15: Übersicht der Werkstoffkombinationen zur Ermittlung lokaler Haftfestigkeiten

Serie	Name	Werkstoff A	Werkstoff B	Abmaße	Oberfläche
1	S1-C40-C40-A	C40	C40	50x80	gebrochen
2	S2-C40-C40-B	C40	C40	50x80	geschnitten
3	S3-Granit-C40-A	Granit	C40	50x80	geflammt
4	S4-Granit-C40-B	Granit	C40	50x80	geschnitten
5	S5-Granit-C40-C	Granit	C40	50x80	gebrochen
6	S6-S235-C40-A	Stahl S235	C40	50x80	geschnitten

6.3.2 Ergebnisse der Oberflächenanalyse

Eine systematische Untersuchung des Einflusses der Oberflächenbeschaffenheit wurde durch unterschiedliche Oberflächenbehandlungen des Werkstoffes A erzielt. Durch die Bearbeitung der Kontaktfläche durch schneiden, brechen bzw. flammen, wurden unterschiedliche Welligkeiten und Rauheiten erzeugt. Eine detaillierte Beschreibung der Methode zur Flächenvermessung liefert Abschnitt 6.1. Die Ergebnisse sind in 6.16 zusammengefasst.

Tab. 6.16: Oberflächeneigenschaften der Probekörper

Name	Oberfläche <i>mm²</i>	Stabw. <i>mm²</i>	Welligkeit <i>mm</i>	Stabw. <i>mm</i>	Rauheit <i>mm</i>	Stabw. <i>mm</i>
S1-C40-C40-A	2385	71,57	1,56	0,51	0,21	0,02
S2-C40-C40-B	2299	21,58	0,14	0,04	0,21	0,01
S3-Granit-C40-A	2292	56,18	0,22	0,06	0,22	0,01
S4-Granit-C40-B	2343	90,30	0,22	0,08	0,23	0,01
S5-Granit-C40-C	2680	56,02	2,16	0,60	0,33	0,01
S6-S235-C40-A	2057	23,84	0,11	0,02	0,10	0,02

6.3.3 Ergebnisse der Zugprüfung

Die Bestimmung der aus dem Zugversuch resultierenden Haftzugfestigkeit erfolgt unter Berücksichtigung der realen Oberfläche. Tabelle 6.17 beinhaltet die daraus abgeleiteten Kennwerte. Die Bestimmung der Rissöffnung erfolgt über eine Messlänge von 50 mm und beinhaltet die elastische Dehnung über diesen Weg. Die daraus bis zum Bruch abgeleitete elastische Arbeit dient als Richtwert zur Abschätzung der Brucharbeit.

Tab. 6.17: Eigenschaften der Werkstoffkombinationen

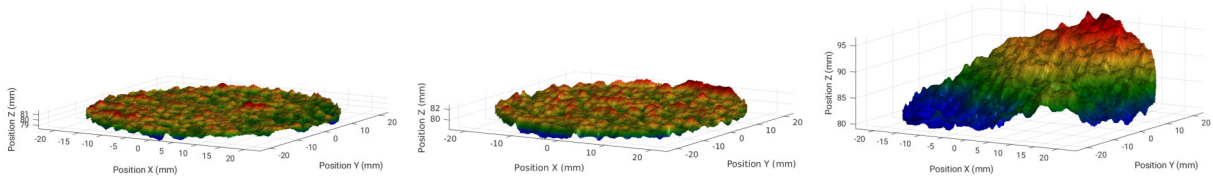
Name	Festigkeit <i>MPa</i>	Stabw. <i>MPa</i>	Rissöffnung <i>μm</i>	Stabw. <i>μm</i>	el. Arbeit <i>mJ</i>	Stabw. <i>mJ</i>
S1-C40-C40-A	0,97	0,15	7,09	2,65	13,55	4,97
S2-C40-C40-B	0,83	0,18	5,42	3,33	8,01	4,03
S3-Granit-C40-A	1,08	0,13	5,72	4,17	12,09	9,11
S4-Granit-C40-B	1,04	0,21	5,02	5,57	10,04	11,25
S5-Granit-C40-C	0,79	0,07	8,82	11,85	14,57	20,20
S6-S235-C40-A	0,25	0,09	1,50	0,82	0,71	0,40

6.3.4 Bewertung der Ergebnisse

Die Kennwerte in 6.17 zeigen eine deutliche Abhängigkeit von den Eigenschaften der Oberflächen. Abbildung 6.25 stellt hierzu die gemessenen Oberflächenprofile beispielhaft gegenüber. Vergleicht man die Kombinationen aus Granit und C40 wird deutlich, dass geflammte und geschnittene Proben ähnliche Werte aufweisen. Die Welligkeiten beider Methoden unterscheiden sich nicht signifikant. Die Rauigkeit der geflammten Probe ist erwartungsgemäß höher und resultiert in eine größere absoluten Oberfläche. Diese scheint sich allerdings weniger auf die Festigkeit auszuwirken als dies zu vermuten war. Die auf die größere Oberfläche bezogene spezifische Festigkeit reduziert sich dementsprechend.

Anders wirkt sich dies bei gebrochenen Proben aus. Die Welligkeiten der Proben sind deutlich höher. Die Rauigkeiten sind leicht erhöht. Die resultierenden Festigkeiten liegen bei ca. 80 % deutlich unter den Festigkeiten geschnittener Proben. Die Ursache hierfür ist offensichtlich die starke Variation des Lastangriffswinkels an der Probenoberfläche und die sich damit ungünstig auswirkende lokale Lasteinleitung. Dies war in dieser Form nicht zu erwarten, allerdings zeigt dies auch, dass nicht nur eine große Kontaktfläche maßgebend ist, sondern eher ein ausgewogenes Verhältnis aus Rauigkeit und Welligkeit auf einer entsprechenden Skalierungsebene anzustreben ist. Diese ist wiederum abhängig von den verwendeten Zuschlägen und beeinflusst ebenfalls die zu wählende Auflösung zur Oberflächenanalyse.

6 Ermittlung sonstiger Kennwerte



(a) Granit geschnitten

(b) Granit geflammt

(c) Granit gebrochen

Abb. 6.25: Vergleich der Oberflächenprofile für unterschiedliche Bearbeitungsmethoden

6.4 Untersuchung zu den verwendeten Zuschlagstoffen, Schüttungen

Im Hinblick auf die numerische Abbildung der Betonwerkstoffe erfolgte eine detaillierte Ermittlung der Kornverteilung im Zuschlagstoff aus dem Vorkommen Ottendorf-Okrilla. Die Analyse erfolgte nach DIN 66165 [1]. Es wurden im Siebturm Trockensiebungen mit 5 Chargen bei einer Einwaage von je 1 kg für Kies und 0,50 kg für Sand durchgeführt. Die geringste Maschenweite betrug 0,13 mm. Abbildung 6.26 gibt einen Überblick über die daraus resultierende Kornverteilung.



Abb. 6.26: Übersicht zur Kornverteilung

Die Masseverteilung der Zuschläge für die Einzelkomponenten Sand und Kies sind in den Abbildungen 6.27 beispielhaft dargestellt. Die Werte decken sich im Wesentlichen mit Angaben des Lieferanten.

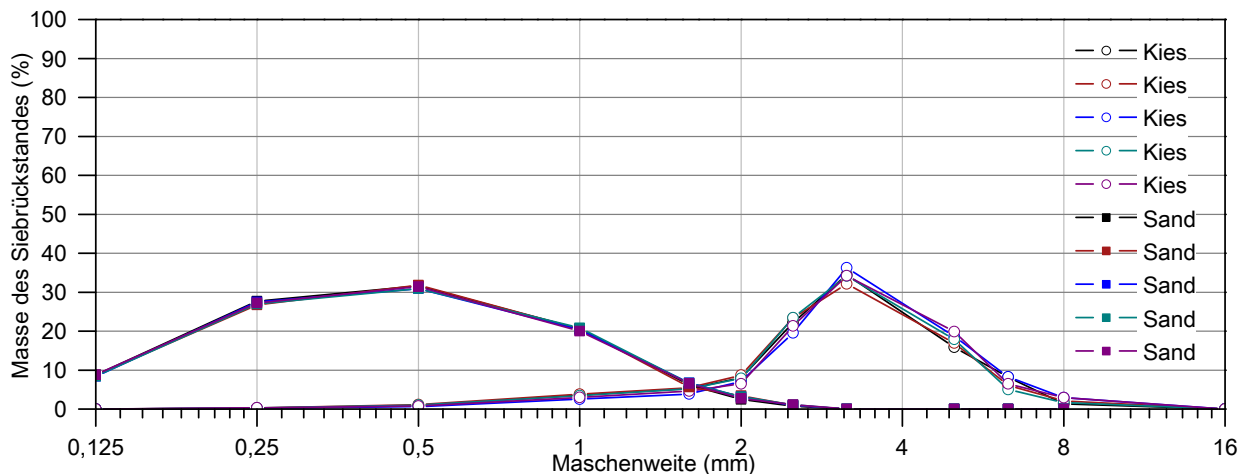


Abb. 6.27: Verteilung des Massendurchgangs für die Komponenten Sand und Kies

6.4.1 Bestimmung von Volumen- und Oberflächenverteilungen

Für die realitätsnahe numerische Abbildung der Kornverteilung ist die Massenverteilung der Zuschläge ohne Angaben zur Gesteinsdichteverteilung irrelevant. Aus diesem Grunde wurden weitere Kenngrößen zur Verteilung nach folgendem Schema abgeleitet:

1. Bestimmung der Korn-Massen je Siebrückstand
2. Bestimmung des Korn-Volumens je Siebrückstand
 - Hierzu wird vorerst das Trocken-Volumen im Messzylinder bestimmt.
 - Anschließend wird dieser mit Wasser befüllt.
 - Durch Auswiegen lässt sich das Leerraum-Volumen ermitteln.
 - Aus Trocken-Volumen und Leerraum-Volumen lässt sich das Korn-Volumen ermitteln.
3. Abschätzung der Korn-Oberflächen je Siebrückstand
 - Hierzu wird die Abtropfmasse des feuchten Siebrückstandes bestimmt.

6 Ermittlung sonstiger Kennwerte

- Durch Berücksichtigung des Benetzungsvermögens erhält man Rückschlüsse auf die Gesamtoberfläche

4. Bestimmung der Dichte aus Volumen und Masse je Siebrückstand

Der Benetzungsfaktor lässt sich bei bekannter Oberfläche experimentell für das Zuschlagsmaterial abschätzen. Für Granit als Basis beträgt er ca. $4,74 \cdot 10^{-5} \text{ g/mm}^2$.

Tab. 6.18: Übersicht zu den Verteilungswerten für den verwendeten Kies

Sieb <i>mm</i>	Masse <i>g</i>	stabw <i>g</i>	Volumen <i>ml</i>	stabw <i>ml</i>	Dichte <i>g/ml</i>	stabw <i>g/ml</i>	Oberfläche <i>mm²</i>	stabw <i>mm²</i>
8,00	21,91	6,53	8,56	1,73	2,52	0,34	10 170	4140
6,30	68,14	12,60	28,46	4,99	2,40	0,17	19 665	4612
5,00	178,28	13,65	68,60	6,92	2,61	0,15	96 513	22 516
3,15	342,10	12,99	129,61	9,77	2,65	0,11	228 094	105 811
2,50	219,46	14,21	90,61	8,24	2,43	0,07	281 899	79 769
2,00	76,17	7,71	31,84	3,24	2,40	0,25	176 060	85 374
1,60	48,86	5,72	23,93	1,14	2,11	0,09	114 363	58 448
1,00	32,67	4,46	14,18	1,95	2,39	0,04	42 834	4 220
0,50	9,01	1,90	4,26	1,09	2,32	0,14	29 329	8 651
0,25	2,32	0,46	0,87	0,00	2,59	0,00	11 816	0
0,13	-	-	-	-	-	-	-	-
0,00	-	-	-	-	-	-	-	-
gesamt	998,91	-	400,91	-	18,24	-	889 376	-

Tab. 6.19: Übersicht zu den Verteilungswerten für den verwendeten Sand

Sieb <i>mm</i>	Masse <i>g</i>	stabw <i>g</i>	Volumen <i>ml</i>	stabw <i>ml</i>	Dichte <i>g/ml</i>	stabw <i>g/ml</i>	Oberfläche <i>mm²</i>	stabw <i>mm²</i>
2,50	4,86	0,73	2,10	0,29	2,31	0,15	7 638	4 206
2,00	14,90	1,77	6,01	0,51	2,39	0,06	35 026	6 727
1,60	31,76	2,00	-	-	-	-	-	-
1,00	102,14	1,35	-	-	-	-	-	-
0,50	156,37	1,60	-	-	-	-	-	-
0,25	135,80	1,48	-	-	-	-	-	-
0,13	42,92	0,72	-	-	-	-	-	-
0,00	10,03	0,45	-	-	-	-	-	-
gesamt	498,78	-	8,11	-	2,35	-	21 332	-

6.4.2 Ableitung von Einzelkorneigenschaften

Der Vergleich zwischen realer Volumen- und Dichteverteilung und den idealisierten Annahmen zur kugelförmigen Korngestaltung gibt Rückschlüsse zur realen Form der Gesteine, die bei der Modellgenerierung berücksichtigt werden kann. Das Verfahrensschema für die Ableitung der geometrischen Parameter zur Korngestalt ist wie folgt.

1. Bestimmung der Einzelkornmasse einer definierten Referenzkornanzahl.
2. Abschätzung der realen Kornanzahl je Siebdurchgang
3. Abschätzung des Einzelkorn-Volumens aus dem Gesamt-Volumen und der Kornanzahl

4. Abschätzung der Einzelkorn-Oberfläche aus der Gesamt-Fläche und der Kornanzahl
5. Als Rauigkeit wird an dieser Stelle die spezifische Oberfläche in Bezug auf ein ideal sphärisches Korn definiert.
6. Als Welligkeit wird in ähnlicher Weise das spezifische Volumen definiert.

Die Tabellen 6.20 und 6.21 beinhalten die gemittelten Kennwerte insofern diese bestimmbar waren. Fehlende Werte sind gekennzeichnet. Kornanzahl, Masse, Oberfläche und Volumen lassen sich direkt ableiten.

Die als Rauigkeit bezeichnete spezifische Oberfläche bezieht sich auf die ideale Kugelfläche des Referenzkorns je Siebrückstand. Es wird davon ausgegangen, dass die Rauigkeit einen deutlich höheren Einfluss auf den Abschätzungsfehler zur Benetzung der Oberfläche aufweist. Bei der Bestimmung der Kontakteigenschaften zwischen Zuschlagkorn und Matrix, kann eine Abminderung bzw. Steigerung anhand des Rauigkeitsparameters durchgeführt werden.

Als Welligkeit wurde das spezifische Volumen analog definiert. Sie ist ein Parameter für eine Formabweichung von der idealen Kugelform. Eine spätere Modellierung einer stochastisch verteilten Formabweichung ist damit möglich. Inwieweit dieser Mehraufwand allerdings zweckmäßig ist, wäre zu überdenken.

Tab. 6.20: Übersicht zu den Verteilungswerten für den verwendeten Kies

Sieb <i>mm</i>	Anzahl -	Masse <i>g</i>	Volumen <i>mm³</i>	Fläche <i>mm²</i>	Sollvolumen <i>mm³</i>	Sollfläche <i>mm²</i>	Rauigkeit <i>mm/mm</i>	Welligkeit <i>mm/mm</i>
8,00	23	0,90	384,75	388,33	191,39	160,61	2,42	2,01
6,30	115	0,60	245,25	167,63	94,44	100,29	1,67	2,60
5,00	456	0,38	144,24	200,10	35,43	52,17	3,84	4,07
3,15	2773	0,13	48,94	80,89	11,80	25,07	3,23	4,15
2,50	5641	0,04	16,22	46,40	5,96	15,90	2,92	2,72
2,00	3982	0,02	8,24	43,13	3,05	10,18	4,24	2,70
1,60	4746	0,01	5,28	11,78	1,15	5,31	2,22	4,59
1,00	7576	0,01	2,13	5,10	0,22	1,77	2,88	9,63
0,50	-	-	-	-	0,03	0,44	-	-
0,25	-	-	-	-	0,00	0,11	-	-
0,13	-	-	-	-	0,00	0,01	-	-
0,00	-	-	-	-	0,00	0,00	-	-
gesamt	25 312	2,09	855,06	943,36	343,48	371,86	2,93	4,06

Tab. 6.21: Übersicht zu den Verteilungswerten für den verwendeten Sand

Sieb <i>mm</i>	Anzahl -	Masse <i>g</i>	Volumen <i>mm³</i>	Fläche <i>mm²</i>	Sollvolumen <i>mm³</i>	Sollfläche <i>mm²</i>	Rauigkeit <i>mm/mm</i>	Welligkeit <i>mm/mm</i>
2,50	174	0,03	12,24	45,20	5,96	15,90	2,84	2,05
2,00	878	0,02	6,85	40,16	3,05	10,18	3,94	2,24
1,60	-	-	-	-	1,15	5,31	-	-
1,00	-	-	-	-	0,22	1,77	-	-
0,50	-	-	-	-	0,03	0,44	-	-
0,25	-	-	-	-	0,00	0,11	-	-
0,13	-	-	-	-	0,00	0,01	-	-
0,00	-	-	-	-	0,00	0,00	-	-
gesamt	1052	0,04	19,09	85,36	10,42	33,72	3,39	2,15

6.4.3 Mischung der verwendeten Werkstoffe

Als Basis der Erzeugung einer generischen Kornverteilung dienen die Volumensiebverteilungen der jeweiligen Werkstoffe. Im Wesentlichen betrifft dies die Generierung von Modellen für die unterschiedlichen Festigkeiten und für die Verteilungen mit unterschiedlichem Größtkorn (vgl. Abbildung 6.28).

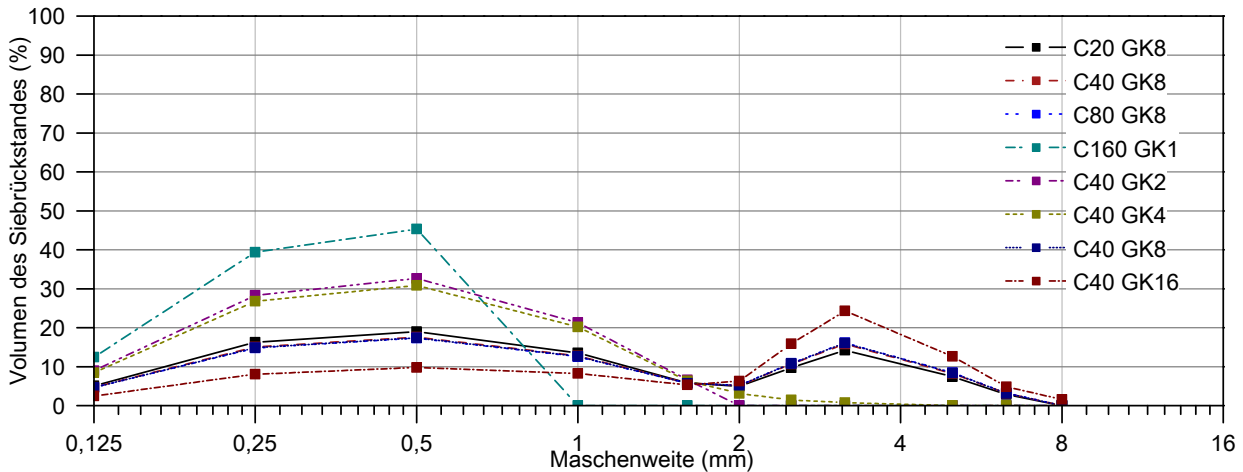


Abb. 6.28: Verteilung der prozentualen volumetrischen Anteile für die untersuchten Betone

Tabelle 6.22 und Tabelle 6.23 enthalten hierzu die abgeleiteten Volumenverteilungen für unterschiedliche Festigkeitsklassen und unterschiedliche Größtkorngehalte als Basis einer Schüttungssimulation.

Tab. 6.22: Übersicht zu den Volumenverteilungen für Betone unterschiedlicher Festigkeitsklassen

	C20	kg/m ³	C40	kg/m ³	C80	kg/m ³	C160	kg/m ³
Kies	Kies	655	Kies	778	Kies	758	Kies	0
Sand	Sand	983	Sand	969	Sand	910	Sand	1212
GK	GK	8	GK	8	GK	8	GK	1
Sieb mm	Volumen l/m ³	Volumen %	Volumen l/m ³	Volumen %	Volumen l/m ³	Volumen %	Volumen l/m ³	Volumen %
8,00	5,83	0,88	6,92	0,98	6,74	1,00	0,00	0,00
6,30	18,12	2,73	21,52	3,04	20,97	3,10	0,00	0,00
5,00	47,42	7,14	56,32	7,95	54,88	8,11	0,00	0,00
3,15	90,99	13,69	108,08	15,25	105,30	15,56	0,00	0,00
2,50	62,25	9,37	73,16	10,32	71,14	10,52	0,00	0,00
2,00	32,16	4,84	35,79	5,05	34,46	5,09	0,00	0,00
1,60	38,38	5,78	40,46	5,71	38,54	5,70	0,00	0,00
1,00	90,34	13,60	90,81	12,82	85,65	12,66	112,27	22,84
0,50	127,41	19,18	126,07	17,79	118,50	17,51	171,88	34,96
0,25	109,18	16,43	107,75	15,21	101,21	14,96	149,26	30,36
0,13	34,31	5,16	33,82	4,77	31,76	4,69	47,17	9,60
0,00	8,02	1,21	7,90	1,12	7,42	1,10	11,02	2,24
gesamt	664,40	100,00	708,62	100,00	676,57	100,00	491,61	100,00

Tab. 6.23: Übersicht zu den Volumenverteilungen für Betone unterschiedlicher Größtkorngehalte

		C40		C40		C40		C40	
		kg/m^3		kg/m^3		kg/m^3		kg/m^3	
		Kies	0	Kies	33	Kies	763	Kies	1247
		Sand	1412	Sand	1546	Sand	928	Sand	537
		GK	2	GK	4	GK	8	GK	16
Sieb	Volumen	Volumen	Volumen	Volumen	Volumen	Volumen	Volumen	Volumen	Volumen
mm	l/m^3	%	l/m^3	%	l/m^3	%	l/m^3	%	%
8,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	11,09	1,53	
6,30	0,00	0,00	0,00	0,00	21,32	3,11	34,49	4,77	
5,00	0,00	0,00	0,00	0,00	55,79	8,13	90,28	12,48	
3,15	0,00	0,00	4,61	0,72	107,05	15,61	173,23	23,94	
2,50	0,00	0,00	9,09	1,42	72,38	10,55	113,25	15,65	
2,00	0,00	0,00	19,85	3,10	35,18	5,13	45,07	6,23	
1,60	37,97	6,63	40,81	6,37	39,50	5,76	38,61	5,34	
1,00	122,13	21,32	129,59	20,23	88,08	12,84	61,15	8,45	
0,50	186,97	32,64	197,84	30,89	122,01	17,79	72,85	10,07	
0,25	162,37	28,35	171,73	26,81	104,24	15,20	60,48	8,36	
0,13	51,31	8,96	54,26	8,47	32,71	4,77	18,74	2,59	
0,00	11,99	2,09	12,68	1,98	7,65	1,11	4,38	0,61	
gesamt	572,73	100,00	640,47	100,00	685,90	100,00	723,63	100,00	

6.4.4 Generierung künstlicher Kornverteilungen

Aus Tabelle 6.22 und 6.23 lassen sich die Volumenanteile für Zuschläge ableiten und hieraus künstliche Verteilungen für mesoskopische Betrachtungen des Werkstoffes generieren. Auf den Algorithmus soll an dieser Stelle nicht näher eingegangen werden.

Kernpunkte der Vorgehensweise sind:

1. Bestimmung der inkrementellen Volumenanteile je Siebdurchgang.
2. Generierung von Zufallsvariablen für eine mögliche Position in (X, Y, Z).
3. Festlegung eines Zufallsdurchmessers im Korngrößenbereich des aktuellen Siebdurchganges, beginnend für den Siebrückstand der größten Durchmesser.
4. Prüfung von Durchmesser und Position auf Durchdringung mit bereits bestehenden Partikeln. Hierbei wird optional ein Offset für die Zementanteile berücksichtigt.
5. Prüfung der inkrementellen Volumenanteile je Siebdurchgang. Ist das geforderte Volumeninkrement erreicht, wird mit der nächstniedrigeren Fraktion fortgefahren.

Ein derartiger willkürlicher Suchalgorithmus ist äußerst zeitaufwendig und ineffizient. Eine Beschleunigung um ca. das 1000-fache lässt sich durch die Einführung einer Belegungsmatrix realisieren, die im Hintergrund bereits belegte Felder in einem groben Raster der Größenordnung des Kleinstkornes speichert. Der Vergleich der neu generierten Istposition mit den bereits bestehenden Anteilen reduziert sich damit auf eine einzige Abfrage. Für die vorliegenden Schüttungen mit je ca. 50,00 Partikeln reduziert sich der Aufwand von mehreren Wochen Rechenzeit auf ca. einheitlich 2 Stunden.

Die Abbildungen 6.29 und 6.30 verdeutlichen die Kornverteilungen für die oben benannten Mischungen. Zur besseren Visualisierung wurde ein maximales Kleinstkorn im Bereich von 0,10 mm festgelegt. In ähnlicher Art lassen sich Verteilungen generieren, die ein gewisses Offset zwischen den Körnungen beibehalten und somit auch die Generierung feiner Zwischenelemente einer bestimmten Elementkantenlänge als Zementphase zulassen.

6 Ermittlung sonstiger Kennwerte

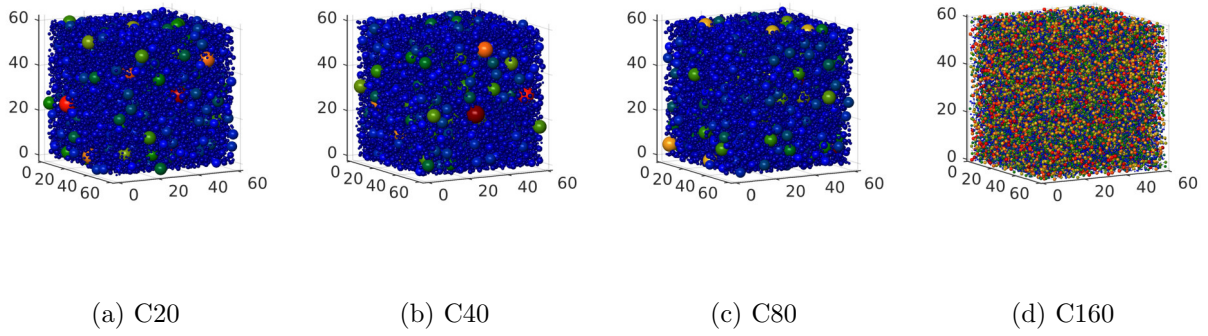


Abb. 6.29: Künstliche Schüttungen für Serien unterschiedlicher Festigkeiten

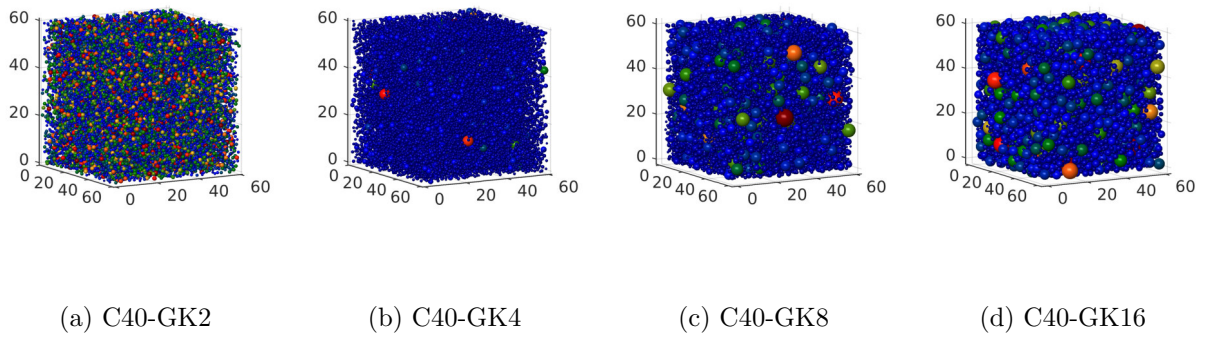


Abb. 6.30: Künstliche Schüttungen für Serien unterschiedlicher Korngrößen

6.5 Bestimmung absoluter Feuchtigkeiten

Eines der Wesentlichen Argumente für das stark zeitabhängige Verhalten von Betonen unter Kurzzeitbelastung ist die Umlagerung von Porenwasser. In Kapitel 7 wird dieser Zusammenhang beispielsweise durch eine Art künstliche Viskosität in der stofflichen Formulierung berücksichtigt. Zur Untersuchung dieses viskosen Einflusses wurden ausgewählte Serien, sowohl unter quasi-statischen, als auch dynamischen Bedingungen mit unterschiedlichen Wassergehalten geprüft. Die Ermittlung des Feuchtegehaltes bzw. die definierte Einstellung eines bestimmten Wassergehaltes ist allerdings komplexer als weitläufig angenommen wird.

Eine Methode zur Bestimmung des Wassergehaltes einer Probe sieht die Trocknung bzw. Wässerung der Probe und den anschließenden Vergleich im trockenen und 100% gesättigten Zustand vor. Hierzu werden im Labor Proben in der Regel 24 Stunden im Trockenofen bei 105 Grad Celsius ausgelagert, mit der Konsequenz das die Festigkeiten in der Regel stark abfallen. Die Ursache hierfür ist das regelrechte Austreiben des Wasserdampfes aus der Probe bei diesen Temperaturen. Es ist weiterhin festzustellen, dass nach einer übliche Auslagerungszeit bzw. einer Wässerungszeit von 24 Stunden für Normalbetone zwar eine Art Sättigung erreichbar zu sein scheint, speziellere Betone hier allerdings deutlich längere Zeiten benötigen.

6.5.1 Ergebnisse des Langzeitverhaltens für das Trocknen

Abbildung 6.31 zeigt den prozentualen Massenverlust für ausgewählte Serien als Mittelwerte bei einem Stichprobenumfang von jeweils 5 Proben/Serie. Die sich daraus ergebenden Fehler liegen im Bereich von 5%. Deutlich ist die recht schnell eintretende Sättigung der Normalbetone unterhalb C40 zu erkennen. In der Regel sollte sich bei diesen ab einer Trocknungszeit von 100 Stunden ein stabiler Zustand eingestellt haben. Anders verhält es sich offensichtlich bei höherfesten Betonen. Für den verwendeten C80 und C160 ist auch nach ca. 500 Stunden eine Sättigung fraglich.

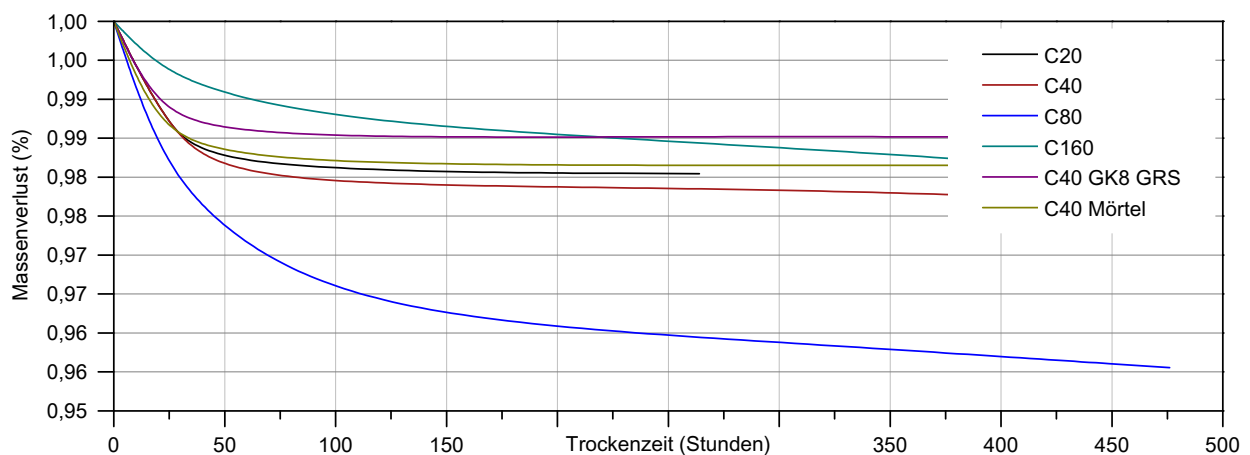


Abb. 6.31: Prozentualer Massenverlust der Proben bei der Langzeittrocknung

6.5.2 Ergebnisse des Langzeitverhaltens für das Wässern

In ähnlicher Weise trifft dies auch für das Wässern der Proben zu (vgl. Abschnitt 6.32). Normalbetone zeigen hierbei einen hohen Sättigungsgrad nach ca. 100 Stunden, wohingegen beim C160 kaum ein Zuwachs zu verzeichnen ist. Aufgrund seiner Feinkörnigkeit und möglicherweise geschlossenen Poren, zeigt dieser Beton auch nach ca. 500 Stunden kaum eine Reaktion. Es ist demnach nicht zu unterscheiden, ob der Beton bereits vor der Einlagerung bereits stark gesättigt war, oder ob diese Reaktion aufgrund einer deutlich geringeren Diffusivität zu verzeichnen ist.

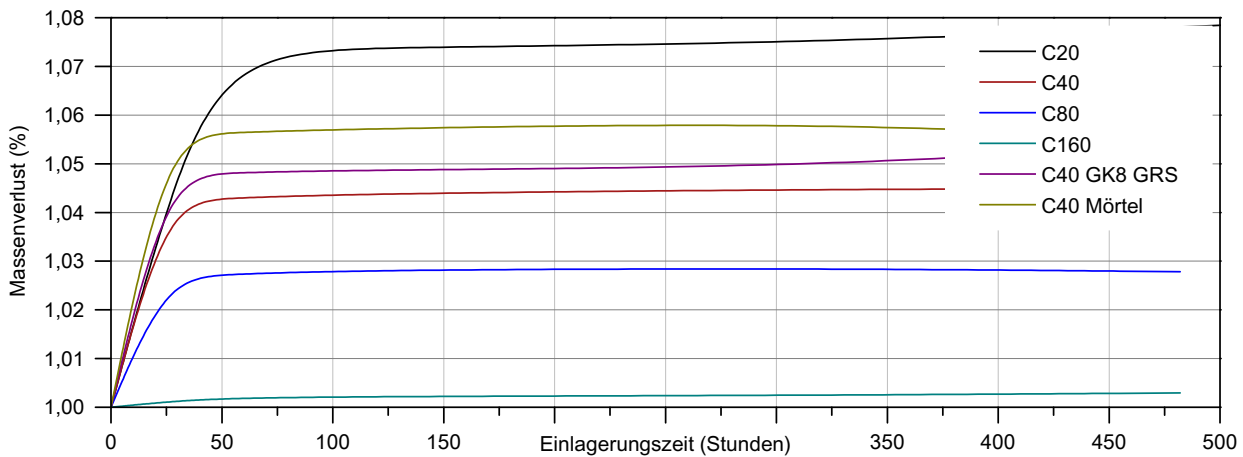


Abb. 6.32: Prozentualer Massenzuwachs der Proben beim Wässern

Tabelle 6.24 gibt einen Überblick zu den Dichten im normalen, trockenen und nassen Zustand. Als Basis hierfür dienen die Kennwerte nach 500 Stunden unter der Annahme, dass ein gesättigter Zustand vorlag. Der angegebene Feuchtigkeitsgehalt im Normalzustand resultiert aus dieser Annahme.

Tab. 6.24: Übersicht zu den Dichten

Werkstoff	Serie	Normal kg/m^3	stabw kg/m^3	Feuchte %	Trocken kg/m^3	stabw kg/m^3	Nass kg/m^3	stabw kg/m^3
C20	1	2150	19	20	2115	7	2291	15
C40	2	2180	14	36	2129	13	2269	8
C80	3	2223	13	56	2124	11	2300	13
C160	4	2367	15	88	2320	14	2361	14
C40 GK8 GRS	5	2137	68	38	2105	70	2188	39
C40 Mörtel	6	1999	56	18	1977	49	2104	62

6.5.3 Diffusionsverhalten bei Kurzzeitinfiltration

Das Diffusionsvermögen ist eine der wenigen Eigenschaften, welche eine deutliche Abhängigkeit von der Oberfläche eines Bauteiles aufweist. Sie kennzeichnet einen Massenstrom zur Durchmischung von unterschiedlichen Werkstoffen. In dieser Arbeit wird als Diffusion das Eindringen von Wasser in einen porösen Betonkörper bezeichnet. Das eindringende Wasser führt zur Zunahme der Masse und Dichte bei konstantem Volumen. Je länger der Vorgang andauert, desto geringer ist die Geschwindigkeit des eindringenden Stoffstromes aufgrund des zunehmenden Druckausgleichs, bis hin zur vollständigen Sättigung.

Ein Maß für diese Geschwindigkeit ist in Anlehnung an die Teilchenstromdichte chemischer Diffusionsvorgänge der Massenstrom bezogen auf die Oberfläche des Körpers. Bei bekannter Massenstromdichte lassen sich hieraus Rückschlüsse auf die Oberfläche des Bauteiles ableiten. Im Kontext dieser Arbeit betrifft dies im Wesentlichen die Abschätzung von Näherungswerten für die Gesamtoberfläche von Bruchflächen aus den Versuchen zum Druck- und Zugverhalten. Die Schädigung kann anhand der frei gewordenen Rissoberflächen quantifiziert werden. Die hierfür benötigte Arbeit ist nur integral messtechnisch erfassbar und kann mit Kenntnis der frei gewordenen Rissoberfläche einer spezifischen Werkstoffeigenschaft zugeordnet werden.

Die Charakterisierung des Diffusionsverhaltens erfolgt exemplarisch für einen Beton der Serie C20. Aufgrund der geringen Partikelgrößen der resultierenden Bruchstücke ist das kurzzeitige Verhalten

im Bereich von Sekunden maßgebend, um die vollständige Sättigung der Partikel zu vermeiden. Anhand der systematischen Tränkung von 5 Proben mit eindeutig bestimmbarer Oberfläche wurden in Tabelle 6.25 die Massen nach unterschiedlichen Infiltrationszeiten bestimmt.

Tab. 6.25: Übersicht zu den resultierenden Massen

Zeit <i>s</i>	Gesamt <i>s</i>	1 <i>g</i>	2 <i>g</i>	3 <i>g</i>	4 <i>g</i>	5 <i>g</i>	Mittelwert <i>g</i>	Abweichung <i>g</i>	Zuwachs %
0	0	338,68	340,35	338,87	338,18	344,95	340,21	2,48	0
1	1	340,90	343,46	340,92	340,79	347,79	342,77	2,70	0,75
5	6	342,62	345,12	343,24	343,35	350,12	344,89	2,74	1,38
10	16	345,34	347,01	344,65	344,90	352,24	346,83	2,83	1,95
30	46	346,00	348,17	345,91	345,92	352,25	347,65	2,46	2,19
360	406	351,04	352,84	350,03	349,92	356,67	352,10	2,51	3,50

Die Sättigung der Probe steigt mit der Zeit und der Massenstrom nimmt ab. Unter der Annahme eines logarithmischen Zusammenhanges veranschaulicht Abbildung 6.33 den Zusammenhang für alle Stichproben anhand eines auf die Ausgangsdichte bezogenen, prozentualen, spezifischen Massenzuwachses.

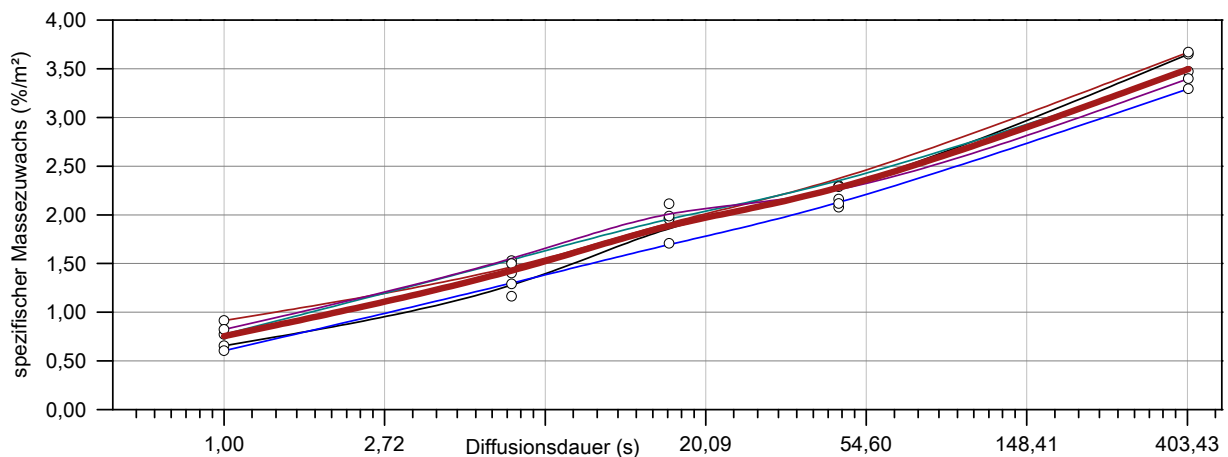


Abb. 6.33: spezifischer Massenzuwachs durch kurzzeitige Infiltration

Die prozentuale Massenstromdichte M (in $\%/(m^2 \cdot s)$) ist demnach abhängig von der Zeit t der Infiltration bei bekannter Oberfläche A . Nach Abbildung 6.33 lässt sich der Zusammenhang für den untersuchten C20 wie folgt angeben:

$$M = a \cdot \ln(t) + b \quad (6.34)$$

mit den Koeffizienten $a = 0,4528$ und $b = 0,6482$. Der resultierende Fehler beträgt ca. 6%.

Für einen auf Druck geschädigten Probekörper der Serie C20 beträgt die Massenstromdichte bei einer Infiltrationszeit von 1 s nach Gl. 6.34 ca. $155 \text{ g}/(m^2 \cdot s)$. Die resultierenden Massen und Oberflächen für die intakte Referenzprobe, einer auf Druck geschädigten und einer auf Zug geschädigten Probe sind in Tabelle 6.26 zusammengefasst. Die resultierenden Oberflächen für das Druckversagen betragen demnach ca. das 10-fache der resultierenden Bruchflächen für das Zugversagen.

Die Ausführungen sind an dieser Stelle leider nur exemplarisch und aufgrund des umfangreichen Versuchsumfanges in dieser Arbeit nicht konsistent für alle Versuche realisierbar. Allerdings zeigen

6 Ermittlung sonstiger Kennwerte

sie neben der direkten messtechnischen Bestimmung der Oberflächen entsprechend Abschnitt 6.1 eine interessante Methode auf, diesen wichtigen Parameter gerade für das Druckversagen abzuschätzen.

Tab. 6.26: Übersicht zu den Dichten

Probe	Zeit <i>s</i>	Masse 1 <i>g</i>	Masse 2 <i>g</i>	Zuwachs <i>%</i>	Oberfläche <i>mm²</i>	Abweichung <i>%</i>
Referenz	1	336,54	339,25	0,81	17484	6
Druckversagen	1	291,47	326,66	12,07	227032	1277
Zugversagen	1	340,35	343,46	0,91	20065	22

7 Numerische Analyse auf makroskopischer Ebene

Beton verhält sich unter dynamischer Beanspruchung recht gutmütig und je höher die Belastungsgeschwindigkeiten werden, desto höher erscheint die ertragbare Beanspruchbarkeit, was in dieser Form bereits in einer Vielzahl von Versuchen nachgewiesen wurde (MALVAR, ROSS [116], BISCHOFF, PERRY [29]).

Numerische Berechnungsmethoden die diese Effekte mit berücksichtigen basieren allerdings meist nur auf statischen Annahmen und der nachträglichen Anwendung dynamischer Spannungsüberhöhungsfaktoren. Dies ist nicht ganz unproblematisch, weil dadurch das tatsächliche dynamische Stoffverhalten unberücksichtigt bleibt und sich die entsprechenden Lastannahmen durch die Wechselwirkungen von Stoffverhalten und Strukturverhalten dramatisch verändern können.

Der nachfolgend beschriebene Ansatz für das im vorliegenden Projekt entwickelte VERD-Modell (Visco Elastic Retarded Damage) basiert auf der Kombination dieser beiden Beobachtungen durch entsprechende rheologische Beziehungen.

Das erste Phänomen gehorcht darin den viskosen Formulierungen des Maxwell-Modells, welches durch eine zusätzliche Federsteifigkeit zum Standard-Maxwell-Modell erweitert wurde. Es bewirkt bei einer konstanten Dehnung eine erhöhte Kraftreaktion mit zunehmender Dehngeschwindigkeit und ist die Basis der neuen Formulierung.

Beide Federn reduzieren ihre Federsteifigkeit mit fortschreitender Dehnung entsprechend eines hinterlegten Schädigungsmodells. Das Schädigungsmodell beinhaltet seinerseits wiederum einen zusätzlichen Trägheitsterm, der einer virtuellen Masse in einem parallelen Federsystem entspricht. Diese Masse kann als lokale Masse der Rissflanken aufgefasst werden und bewirkt den Spannungsüberhöhungseffekt für höhere Dehnraten als Ergebnis dieser Arbeit.

7.1 Einleitung

Die Abhängigkeit des Spannungs-Dehnungsverhaltens bzw. der Festigkeit von Werkstoffen von der Dehngeschwindigkeit wird allgemein als Dehnrateneffekt bezeichnet.

Für Beton ist dieser Effekt insbesondere bei Zugbeanspruchung für die Zugfestigkeit deutlich ausgebildet (MALVAR, ROSS [116]), wobei dieser bei Druckbeanspruchungen deutlich verringert auftritt und nur zu geringfügigen Druckfestigkeitsänderungen in diesem Bereich führt (BISCHOFF, PERRY [29]).

Diese Effekte spielen bei einer quasi-statischen Beanspruchung keine Rolle, was den Regelfall der meisten Anwendungen entspricht. Für außergewöhnliche Lastfälle wie sie bei Erdbeben, Einschlägen oder Explosionen auftreten, kann man sich diese Effekte zu Nutze machen, was in der Regel zu weniger konservativen Bewertungen der betrachteten Strukturen führen kann.

Möchte man den Dehnrateneffekt bei der Gestaltung von Strukturen berücksichtigen, benötigt man das Wissen zu deren Spannungs-Dehnungsverhalten und die damit verbundenen Festigkeitseigenschaften für den dynamischen Anteil der Belastung für verschiedene Dehnraten mit den entsprechend verbundenen Zeitabhängigkeiten.

Typischerweise werden hierfür dynamische Überhöhungsfaktoren (DIF, Dynamic-Increase-Factor) eingeführt, welche die Festigkeitskennwerte, für einen als konstant betrachteten Dehnratenbereich, entsprechend skalieren. Es hat sich allerdings gezeigt, dass durch diese quasi-statische Betrachtung wichtige Faktoren, die das Verhalten des Werkstoffes beschreiben verloren gehen und keine Berücksichtigung finden. So ist es notwendig diese phänomenologischen Methoden durch physikalisch basierte Ansätze zu ersetzen, wofür das vorliegende Projekt einen ersten Ansatz liefert.

7.2 Stand des Wissens zur stoffgesetzlichen Formulierung

Entsprechend des Standes des Wissens werden einige wenige Phänomene für dieses dynamische Werkstoffverhalten und den Dehnrateneffekt von Beton verantwortlich gemacht.

Wasser, welches mehr oder weniger im Kapillarsystem der Zementmatrix gebunden ist, erscheint als eine dieser Ursachen für eine scheinbare Festigkeitserhöhung. Beansprucht man die Zementmatrix auf Druck, weicht freies Wasser diesem aus und verursacht somit einen viskosen Effekt, der je nach Belastungsgeschwindigkeit unterschiedliche innere Widerstände diesem Druck entgegenstellt. (vgl. **ROSSI** [151]) Je schneller die Belastung erfolgt, desto höher ist die Strömungsgeschwindigkeit in den Kapillaren und um so größer ist der innere Widerstand. Es entweicht weniger Wasser aus dem System und der Körper erscheint bei höheren Geschwindigkeiten steifer als bei geringeren.

Dieses Verhalten beschreibt man mit Viskoelastizität, welche bei alltäglichen Dingen, angefangen beim Fließverhalten von Ketchup, dem menschlichem Blut, bis hin zum Badeschwamm zu beobachten sind, wobei letzterer das Verhalten der Zementmatrix unter Belastung am besten widerspiegelt. Viskoelastische und viskoplastische Werkstoffformulierungen, die diesen Effekt beschreiben seien beispielhaft mit **PEDERSEN** et al. [138] benannt.

Als eine weitere Ursache für den Dehnrateneffekt gilt die starke Beeinflussung der Festigkeit und der Steifigkeit der Zementmatrix durch Mikrorisse. In welcher Größenordnung diese auch immer betrachtet werden, Risse sind immer damit verbunden, dass an deren freien Oberflächen Relativbewegungen zu ihren näheren Umgebungen stattfinden können. Diese Bewegungen können allerdings nicht beliebig schnell verlaufen, sondern sind wie jeder Körper mit einer Masse, mit einer Massenbeschleunigung und den entsprechenden Trägheiten verbunden. Entsprechend lässt sich der Schädigungsverlauf einer Struktur, welcher nichts anderem als einer Zunahme der Anzahl vorhandener Risse entspricht, mit diesen Trägheitseffekten beschreiben. Dadurch wird eine Verzögerung bei der Rissbildung erkennbar, die zu einer scheinbaren Festigkeitssteigerung führt.

Im Wesentlichen gibt es zwei Methoden um diese verzögerte Schädigung (Retarded Damage) zu beschreiben.

Die erste beschreibt die Schädigungsrate in Analogie zu einer Perzyna Formulierung für die Viskoplastizität, wobei die enthaltene Fließbedingung der Plastizität durch eine Schädigungsgrenzbedingung ersetzt wurde. (**CERVERA** et al. [35], **NEMES**, **SPECIEL** [126], **DUBE** et al. [46], **GATUNGT**, **PIJAUDIER-CABOT** [57]). Ähnliche Formulierungen ergänzen den Schädigungsverlauf durch entsprechend komplexe Randbedingungen (**SUFFIS** et al. [165]).

Alternativ wurden rheologische Modelle für das Mikrorissverhalten entwickelt, welche prinzipiell die verzögerte Bewegung der freien Rissufer bereits implizit mit abbilden. (**EIBL**, **SCHMIDT-HURTIENNE** [51], **ZHENG** et al. [179]). Als Ergebnis erhält man die Schädigung durch das Volterra Integral über diese Gebiete, wobei die Schädigungsrate und die Schädigung voneinander getrennt betrachtet werden. Dies ermöglicht beispielsweise die Modellierung einer fortschreitenden Festigkeitssteigerung bei Dehnraten von Null, für den Fall von Laständerungen.

Jenseits der Methoden der Kontinuumsmechanik, wie die der Viskosität und der verzögerten Schädigung, lässt sich der Dehnrateneffekt für Beton mit Mechanismen auf atomarer Ebene, beispielsweise im Rahmen der Multiplane Theory beschreiben, die an dieser Stelle nur der Vollständigkeit halber exemplarisch erwähnt sei. (**BAZANT** et al. [24], **OZBOLT** et al. [135])

Unabhängig von den eigentlichen Werkstoffeigenschaften sind diverse messtechnische Randbedingungen für die Ausbildung eines vermeintlichen Dehnrateneffektes mit verantwortlich. Einen maßgeblich hohen Einfluss darauf haben beispielsweise geometrische Behinderungseffekte, wie dem so genannten Lateral Confinement, welches durch die Massenträgheit der Versuchsproben beeinflusst wird. Weitere Fehlerquellen sind bei der Interpretation von Versuchsergebnissen und bei der Bestimmung von wahren Werkstoffeigenschaften durch vereinfachte Annahmen, wie beispielsweise die

als homogen und meist uniaxial betrachteten nominellen Beanspruchungen, zu suchen. Diese führen in der Regel zu Missdeutung von globalen und lokalen Effekten und können überlagert zur Beobachtung von Dehnrateneffekten führen, wo häufig keine sind.

Einen guten Überblick über den Einfluss des Lateral Confinement auf Split Hopkinson Bar Messungen gibt [ZHOU, HAO \[180\]](#), [LI, MENG \[110\]](#). Auf der einen Seite führt man dabei die höheren Festigkeiten im uniaxialen Druckversuch auf den realen mehraxialen Druckspannungszustand zurück, welcher, vernachlässigt man die dynamischen Dehnrateneffekte, an sich bereits zu einer Festigkeitssteigerung führt. Auf der anderen Seite lassen sich Dehnrateneffekte im uniaxialen Zugversuch allerdings nicht darauf zurückführen, da bei diesen keine derartigen Behinderungen auftreten.

Das Lateral Confinement steht an dieser Stelle nur exemplarisch für ein Grundproblem hochdynamischer Experimente. Strukturelle Effekte wie Massenträgheiten und Werkstoffeffekte wie Viskositäten oder verzögerte Schädigungen führen beide gleichermaßen zur einem scheinbar erhöhten inneren Widerstand im Vergleich zu statischen Versuchen. Beide Mechanismen treten gleichzeitig auf und lassen sich bisher nur ungenügend durch geeignete Experimente separieren.

Eine belastbare Theorie für die Beschreibung dieser Werkstoffeffekte ist daher unabdingbar, um Strukturen hochdynamisch numerisch zu beschreiben und die Potentiale der erhöhten dynamischen Beanspruchbarkeit gegenüber der klassischen statischen Dimensionierung nutzbar zu machen.

7.3 Gliederung

In diesem Abschnitt erfolgte die Formulierung eines Stoffgesetzes auf Basis der zwei physikalischen Phänomene Viskosität und verzögerte Schädigung und die Vereinigung beider in einem dreiaxialen Ansatz für Beton, welcher eine weite Spanne von Dehnraten im Bereich von ≈ 0 bis 10^3 s^{-1} abdecken kann. Das quasi-statische Verhalten ist als Spezialfall integriert. Das spezielle Augenmerk ist auf die zeitliche Änderung der Dehnraten in Abhängigkeit von der Belastungsgeschichte gelegt worden, welche in vollem Umfang Berücksichtigung findet. Die aktuellen Arbeiten anderer Forscher wurden bereits in Abschnitt 7.2 diskutiert. Teile dieses Abschnittes wurden bereits in [81], [78] oder [66] vorgestellt.

Das Kapitel ist wie folgt gegliedert:

- Abschnitt 7.4 beschreibt die Entwicklung des konstitutiven Stoffgesetzes als eine Erweiterung eines isotropen statischen Schädigungsgesetzes. Dieses beinhaltet einen Gradientenschädigungsansatz, (Gradient Damage Approach) welcher auf der einen Seite zu einer Regularisierung der Steifigkeitsdegradation des Materials führt, andererseits aber auch für die Formulierung der verzögerten Schädigung dient. Die deviatorischen Komponenten des Dehnungstensors wurden hierin konsistent durch einen viskoelastischen Anteil erweitert.
- Abschnitt 7.5 befasst sich mit der Diskretisierung des Problems im Raum anhand der Finiten Elemente Methode bzw. im Zeitbereich mit Hilfe eines impliziten Finite Differenzen Verfahrens.
- Eine erste Anwendung des Modells erfolgt in Abschnitt 7.6 anhand derer die Kalibrierung der freien Parameter demonstriert wird.
- Abschnitt 7.7 beschreibt anhand eines Balkeneinschlagmodells die strukturelle Wirkung des Stoffgesetzes und die Möglichkeiten und Probleme welche sich aus der Formulierung ergeben. Dieses beinhaltet weiterhin Parameterstudien zu den Haupteinflussgrößen auf dieses Problem und eine exemplarische Methode Strukturen entsprechend zu analysieren.
- Abschnitt 8.4 gibt eine kurze Zusammenfassung zum Kapitel Stoffgesetz des Gesamtprojekts, wobei der Hauptfokus auf das Zugschädigungsverhalten gelegt wird, da dieses einen deutlich größeren Einfluss als bei Druckbeanspruchung aufweist.

7.4 Die konstitutive Formulierung

7.4.1 Die isotrope Schädigungsformulierung

In den folgenden Herleitungen sind geringe Dehnungen sowie Grundlagen der Kontinuumsmechanik vorausgesetzt. Eine klassische isotrope Schädigung ist demnach mit der Erweiterung des Hookeschen Gesetzes in seiner allgemeinen Form

$$\boldsymbol{\sigma} = (1 - D)\mathbf{E} \cdot \boldsymbol{\varepsilon} \quad (7.1)$$

mit dem Spannungstensor $\boldsymbol{\sigma}$, dem Dehnungstensor $\boldsymbol{\varepsilon}$, dem linear isotropen Elastizitätstensor \mathbf{E} welcher wiederum den Anfangselastizitätsmodul E_0 und die Poissonzahl ν_0 als integrale Parameter enthält, sowie mit D als skalare Schädigung mit $0 \leq D \leq 1$ als Nebenbedingung.

Die Formulierung der Schädigungsentwicklung D erfolgt in Abhängigkeit von der Beanspruchungsgeschichte, wofür eine Vielzahl von Ansätzen zur Verfügung steht. Im Folgenden wird auf einen dehnungsbasierten Ansatz wie folgt zurück gegriffen.

$$D(\kappa) = \begin{cases} 0 & \kappa < e_0 \\ 1 - e^{-\left(\frac{\kappa - e_0}{e_d}\right)^{g_d}} & \kappa \geq e_0 \end{cases} \quad (7.2)$$

mit der Vergleichsdehnung κ und den drei Materialparametern e_0, e_d, g_d . Dieser Ansatz widerspiegelt im Wesentlichen den uniaxiale Spannungs-Dehnungszusammenhang für Beton und basiert auf der Annahme einer weibullverteilten Rissbildung mit zunehmender Dehnung. Ein einheitlicher Wert $g_d = 2$ ist vorerst für alle nachfolgenden Rechnungen gewählt worden.

Die Vergleichsdehnung κ ist weiterhin mit dem Dehnungstensor über die Formulierung der Schädigungsgrenzbedingung

$$F(\boldsymbol{\varepsilon}, \kappa) = 0 \quad (7.3)$$

verbunden. Komplettiert mit den Kuhn-Tucker Bedingungen

$$F \leq 0, \quad \dot{D} \geq 0, \quad \dot{D}F = 0 \quad (7.4)$$

mit der Schädigungsrate \dot{D} als zeitlichen Ableitung der Schädigung D , erfolgt damit die Unterscheidung zwischen Be- und Entlastungspfad bzw. einer erneuten Belastung.

Die Schädigungsgrenzfunktion basiert auf der Formulierung einer Festigkeitsgrenzfunktion nach [HSIEH ET AL. \[75\]](#) und einer daraus von [HÄUSSLER-COMBE, HARTIG \[79\]](#) abgeleiteten Dehnungsgrenzfunktion der Form

$$F(\boldsymbol{\varepsilon}, \kappa) = a_1 J_{\boldsymbol{\varepsilon}} + \kappa [a_2 \sqrt{J_{\boldsymbol{\varepsilon}}} + a_3 \boldsymbol{\varepsilon}_1 + a_4 I_{\boldsymbol{\varepsilon}}] - \kappa^2 = 0 \quad (7.5)$$

mit $I_{\boldsymbol{\varepsilon}}$ als erste Invariante des Dehnungstensors, der zweiten Invarianten $J_{\boldsymbol{\varepsilon}}$ als Dehnungsdeviator, der größten Hauptdehnung $\boldsymbol{\varepsilon}_1$ und weitere freier Materialparameter $a_1 \dots a_4$ welche den multiaxialen Dehnungszustand mit der uniaxialen Vergleichsformulierung verbindet. Für weiterführende Informationen zur dieser skalaren Schädigungsformulierung für quasi-statische Betrachtungen und insbesondere zur Ermittlung der entsprechenden Materialparameter sei an dieser Stelle auf [HÄUSSLER-COMBE, HARTIG \[79\]](#) verwiesen.

Nachfolgende Zusammenstellung (Table 7.1) beinhaltet die daraus ermittelten Parameter für den im Projekt verwendeten Beton C40, abgeleitet aus dem CEB-Modelcode [39].

Tab. 7.1: Materialparameter

Beton Klasse	C40	
Elastizitätsmodul E_0	MN/m ²	36 000,00
Poissonzahl ν_0	-	0,20
Uniaxiale Zugfestigkeit f_{ct}	MN/m ²	3,50
Schädigungsparameter e_{d0}	-	$-6,77 \cdot 10^{-6}$
Schädigungsparameter e_d	-	$3,25 \cdot 10^{-3}$
Schädigungsparameter g_d	-	2,00
Schädigungsparameter a_1	-	3,18
Schädigungsparameter a_2	-	-0,34
Schädigungsparameter a_3	-	11,77
Schädigungsparameter a_4	-	4,41
charakteristische Länge R	mm	30,00
Bruchenergie G_f	Nm/m ²	70,00

Weiterhin ist eine inkrementelle Form des Spannungs-Dehnungszusammenhanges notwendig. Die Ableitung von Gleichung (7.1) ergibt demnach

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}} = (1 - D)\mathbf{E} \cdot \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} - \dot{D}\boldsymbol{\sigma}_0, \quad \boldsymbol{\sigma}_0 = \mathbf{E} \cdot \boldsymbol{\varepsilon} \quad (7.6)$$

Die Kopplung der Zeitableitung der skalaren Schädigung D mit der zeitlichen Ableitung der Vergleichsdehnung κ unter Zuhilfenahme von Gl. 7.2 führt zu

$$\dot{D} = \frac{\partial D}{\partial \kappa} \dot{\kappa} = h(\kappa) \dot{\kappa}, \quad h(\kappa) = \frac{g_d \left(\frac{\kappa - e_0}{e_d} \right)^{g_d}}{\kappa - e_0} e^{-\left(\frac{\kappa - e_0}{e_d} \right)^{g_d}} \quad (7.7)$$

unter der Bedingung von $\dot{\kappa} > 0$.

Die Zeitableitung von κ mit Hilfe von Gl. 7.5 und den Bedingungen $\dot{F} = 0$ führt wiederum zu

$$\dot{\kappa} = \mathbf{n}_\varepsilon^T \cdot \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}, \quad \mathbf{n}_\varepsilon = -\frac{1}{\frac{\partial F}{\partial \kappa}} \frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}} \quad (7.8)$$

Neben der inkrementellen Formulierung ist weiterhin eine Trennung zwischen volumetrischen und deviatorischen Anteilen zweckmäßig. Die inkrementelle Spannung

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}} = \dot{\boldsymbol{\sigma}}^{vol} + \dot{\boldsymbol{\sigma}}^{dev} \quad (7.9)$$

mit den volumetrischen und deviatorischen Anteilen

$$\begin{aligned} \dot{\boldsymbol{\sigma}}^{vol} &= (1 - D)K_0 \mathbf{I}^{vol} \cdot \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} - \dot{D}K_0 \mathbf{I}^{vol} \cdot \boldsymbol{\varepsilon} &= K_0 \left[(1 - D)\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{vol} - \dot{D}\boldsymbol{\varepsilon}^{vol} \right] \\ \dot{\boldsymbol{\sigma}}^{dev} &= 2(1 - D)G_0 \mathbf{I}^{dev} \cdot \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} - \dot{D}2G_0 \mathbf{I}^{dev} \cdot \boldsymbol{\varepsilon} &= 2G_0 \left[(1 - D)\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{dev} - \dot{D}\boldsymbol{\varepsilon}^{dev} \right] \end{aligned} \quad (7.10)$$

ist equivalent zu Gl. 7.6 mit dem Anfangskompressionsmodul

$$K_0 = \frac{E_0}{3(1 - 2\nu_0)} \quad (7.11)$$

und der Poissonzahl ν_0 , sowie dem Anfangsschubmodul

$$G_0 = \frac{E_0}{2(1 + \nu_0)} \quad (7.12)$$

und den volumetrischen und deviatorischen Einheitsmatrizen

$$\mathbf{I}^{vol} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 1 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 1 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad \mathbf{I}^{dev} = \begin{bmatrix} \frac{2}{3} & -\frac{1}{3} & -\frac{1}{3} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{1}{3} & \frac{2}{3} & -\frac{1}{3} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{1}{3} & -\frac{1}{3} & \frac{2}{3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \quad (7.13)$$

Des weiteren benutzen wir deren Verhältnisse mit

$$\alpha = \frac{G_0}{K_0} = \frac{3(1 - 2\nu_0)}{2(1 + \nu_0)}. \quad (7.14)$$

Für hohe Drücke ist es zweckmäßig den volumetrischen Anteil von Gl. 7.10 um entsprechende zusätzliche Gesetzmäßigkeiten zu erweitern. (vgl. [HIERMAIER \[71\]](#)) Mit deren Hilfe wäre es beispielsweise möglich, die Porosität der Materialmatrix, Kompaktierungsvorgänge oder auch Phasenänderungen anhand von thermodynamischen Gesetzmäßigkeiten mit zu berücksichtigen. An dieser Stelle sei nur auf diese Möglichkeiten verwiesen da dies nicht Bestandteil des aktuellen Vorhabens ist und weiterer Entwicklung bedarf.

7.4.2 Erweiterung um Gradientenschädigung

Ein Schädigungsstoffgesetz in der Form von Gl. 7.1 beschreibt neben einigen anderen Phänomenen eine Werkstoffentfestigung welche sich in einer Spannungsabnahme mit zunehmenden Dehnungen äußert. Diese führen zu Lokalisierungen in Strukturen und zur Herausbildung von Bereichen hoher Dehnungen.

Beschreibt man Lokalisierungen mit Hilfe der Finiten Elemente Methode treten unweigerlich Netzabhängigkeiten der Lösungen auf. Um dies zu vermeiden sind eine Reihe von Regularisierungsmethoden entwickelt worden die mehr oder weniger diese Abhängigkeiten verringern. ([JIRASEK \[83\]](#)).

Im Folgenden wurde sich für das Gradientenschädigungsverfahren (Gradient Damage Approach) entschieden. Es verbindet eine nichtlokale Formulierung der Vergleichsdehnung $\bar{\kappa}$ mit der lokal formulierten Vergleichsdehnung κ in Abhängigkeit von der Koordinate \mathbf{x}

$$\bar{\kappa}(\mathbf{x}) - c_\kappa \Delta \bar{\kappa}(\mathbf{x}) = \kappa(\mathbf{x}), \quad c_\kappa = \frac{R^2}{2} \quad (7.15)$$

mit den Laplace Differentialoperator Δ und der charakteristischen Länge R als weiteren Parameter.

Ein gegebenes Dehnungsfeld bzw. ein Dehnungsraum mit $\kappa(\mathbf{x})$, welcher hohe lokalisierte Dehnungswerte in einem schmalen Band aufweist, führt zu einem nichtlokalen Dehnungsraum $\bar{\kappa}(\mathbf{x})$ mit Lokalisierungen einer anderen Bandbreite, welche durch die charakteristische Länge R in Form von Gl. 7.15 gesteuert werden.

Die Länge R lässt sich dabei als Materialeigenschaft auffassen, welche die Heterogenität des Werkstoffes beschreibt. Für den quasi-statischen Fall lässt sich der lineare Zusammenhang von der charakteristischen Länge und der Brucharbeit G_f , numerisch nachweisen. ([HÄUSSLER-COMBE, KITZIG \[65\]](#)). Mit Hilfe von Kalibrierungsrechnungen lassen sich somit Werte für R für jedes beliebige G_f anhand von numerischen Versuchen bestimmen (vgl. Tabelle 7.1).

Gleichung (7.15) wird weiterhin durch einen Trägheitsanteil in Form der zweiten Ableitung der nichtlokalen Dehnungen $\bar{\kappa}$ und einer damit verbunden virtuellen Masse m_κ erweitert.

$$m_\kappa \ddot{\bar{\kappa}}(\mathbf{x}) + \bar{\kappa}(\mathbf{x}) - c_\kappa \Delta \bar{\kappa}(\mathbf{x}) = \kappa(\mathbf{x}) \quad (7.16)$$

Die detaillierte Vorgehensweise hierfür wurde bereits in HÄUSSLER-COMBE, KITZIG [65] ausführlich diskutiert.

Der Hintergrund für diese initiale Erweiterung ist, dass Mikrorisse sich nicht unendlich schnell fortpflanzen können, sondern auch gewissen Trägheitseffekten unterliegen. Ein Modell hierfür ist mit Abb. 7.1 gegeben. Es basiert auf der Annahme eines Netzwerkes von parallel geschalteten Federn, wobei jede Feder durch einen Schalter einen Mikroriss darstellt und natürlich einer entsprechenden stochastischen Verteilung unterliegt. Dieses Basismodell führt zu einer Degradation der Gesamtfedersteifigkeit im System und zu einer Reduzierung der damit korrespondierenden Festigkeit.

Das Basismodell beschreibt das typische Spannungs-Dehnungsverhalten mit einer entsprechenden Festigkeitsobergrenze und einer fortschreitenden Entfestigung. Es widerspiegelt den Schädigungsverlauf für quasi-statische Vorgänge unabhängig von der Belastungsgeschwindigkeit.

Die Erweiterung dieses Basismodells um die inneren Massen m_κ zwischen den Federn, erlaubt es dem System aufgrund der Trägheit dieser virtuellen Massen, Kräften für kurze Zeiträume zu widerstehen, obwohl das korrespondierende Federsystem bereits getrennt ist. Auf das Gesamtsystem wirkt sich dieser lokale Trägheitseffekt in Form einer verzögerten Systemantwort auf die Lastverteilung und Belastungsgeschichte aus.

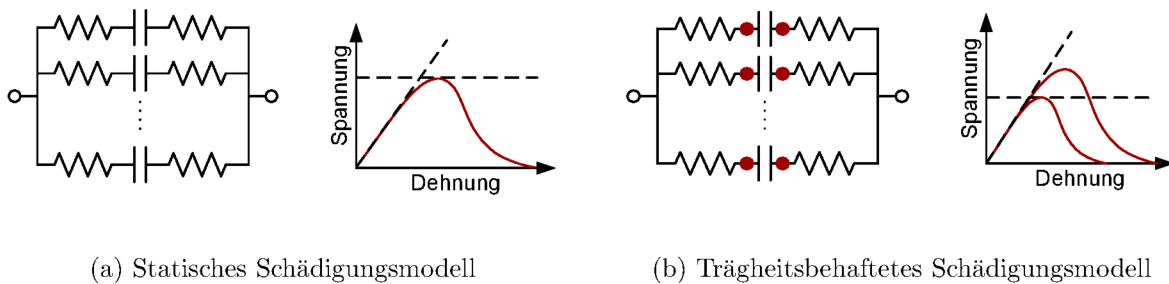


Abb. 7.1: Rheologische Modelle zur Beschreibung von Schädigungen

Das Hauptaugenmerk bei der Implementierung von Regularisierung und verzögerter Schädigung liegt auf dem Ersetzen der lokalen Dehnungen κ durch die nichtlokalen Dehnungen $\bar{\kappa}$ in der Schädigungsevolutionsfunktion Gl. 7.7. Die Werte von D, \dot{D} , welche wiederum von $\bar{\kappa}$ abhängen, werden in der Beschreibung des Spannungs-Dehnungszusammenhanges Gl. 7.9, (7.10) benutzt.

7.4.3 Die viskose Erweiterung

Der Gradientenschädigungsansatz wird im Folgenden um einen zusätzlichen viskosen Anteil ergänzt. Damit ist es möglich Effekte bei geringeren Dehnraten mit zu berücksichtigen.

Die grundsätzlichen Prinzipien der Viskoplastizität beschreibt beispielsweise MALVERN [117]. Sinnvoll ist es sich dieses Verhalten anhand von rheologischen Modellen aus gekoppelten Federn und Dämpfern herzuleiten. Abb. 7.2 zeigt die beiden einfachsten prinzipiellen Typen anhand des generalisierten Kelvin- und des Maxwell Modells und Ihre Wirkung.

Das drei Parameter viskoelastische Modell wird auf den deviatorischen Anteil des Spannungs- und des Dehnungsraumes angewandt. Ein Zusammenhang der Form

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}}^{dev} = q_1 \dot{\boldsymbol{\epsilon}}^{dev} + q_0 \boldsymbol{\epsilon}^{dev} - p_0 \boldsymbol{\sigma}^{dev} \quad (7.17)$$

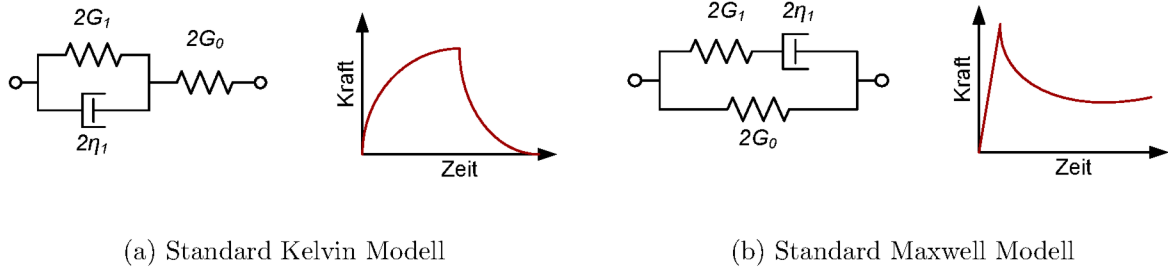


Abb. 7.2: Rheologische Modelle zur Beschreibung von Viskosität

beschreibt dieses grundlegende Materialverhalten.

Im weiteren Verlauf wird das Maxwell Modell benutzt um die Dehnrateneffekte zu beschreiben. Es beinhaltet die Koeffizienten

$$q_1 = 2(G_0 + G_1), \quad q_0 = \frac{2G_0G_1}{\eta_1}, \quad p_0 = \frac{G_1}{\eta_1} \quad (7.18)$$

Es hat sich gezeigt, dass das Kelvin-Modell ungeeignet ist das physikalische Verhalten bei hohen Dehnraten zu beschreiben.

Der Schubmodul G_0 ist verbunden mit dem Schubmodul aus Gl. 7.12. Des Weiteren wurde ein zusätzlicher Schubmodul G_1 und eine Viskosität η_1 als zusätzlichen Materialparameter eingeführt. Die dimensionslose Größe $\varphi = G_0/G_1$ und die materielle Zeit $\zeta = \eta_1/G_1$ wird im folgenden Verlauf benutzt um das viskose Verhalten zu charakterisieren. Es führt zu

$$q_1 = 2G_0 \left(1 + \frac{1}{\varphi} \right), \quad q_0 = \frac{2G_0}{\zeta}, \quad p_0 = \frac{1}{\zeta} \quad (7.19)$$

wobei die Parameter φ dabei als Kriechzahl und ζ als Relaxationszeit aufgefasst werden können.

Die viskose Erweiterung wurde in einem ersten Ansatz nur auf den deviatorischen Anteil der Spannungen und Dehnungen angewandt. Der deviatorische Teil im Spannungs-Dehnungszusammenhang der Gl. 7.10 wurde damit um

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}}^{dev} = (1 - D)q_1 \dot{\boldsymbol{\epsilon}}^{dev} - \dot{D}q_1 \boldsymbol{\epsilon}^{dev} + (1 - D)^2 q_0 \boldsymbol{\epsilon}^{dev} - (1 - D)p_0 \boldsymbol{\sigma}^{dev} \quad (7.20)$$

erweitert, woraus folgender Spezialfall aus Gl. 7.20 abgeleitet werden kann.

Bei einer geringen Viskosität $\zeta \rightarrow 0$ oder langen Zeithorizonten $t \gg \zeta$ ergibt sich Gl. 7.20 zu

$$\boldsymbol{\sigma}^{dev} = 2(1 - D)G_0 \boldsymbol{\epsilon}^{dev} \quad (7.21)$$

und ähnelt dem quasi-statischen Fall aus Gl. 7.10.

Eine höhere Viskosität $\zeta \rightarrow \infty$ oder extrem kurze Zeithorizonte $t \ll \zeta$ führen zu $q_0 = p_0 = 0$ und einer überlagerten deviatorischen Materialsteifigkeit. Gleichung 7.20 führt in diesem Fall zu.

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}}^{dev} = (1 - D)q_1 \dot{\boldsymbol{\epsilon}}^{dev} - \dot{D}q_1 \boldsymbol{\epsilon}^{dev} \quad (7.22)$$

Dies ist wiederum integriert in

$$\boldsymbol{\sigma}^{dev} = (1 - D)q_1 \boldsymbol{\epsilon}^{dev} = 2(1 - D)G_0 \left(1 + \frac{1}{\varphi} \right) \boldsymbol{\epsilon}^{dev} \quad (7.23)$$

und korrespondiert mit einer Erhöhung der quasi-statischen deviatorischen Steifigkeit.

Die Verbindung mit dem volumetrischen Anteil führt zu den entsprechenden effektiven Elastizitätsmodulen und Querdehnungszahlen

$$E = (1-D) \frac{9G_0(1+1/\varphi)}{3+\alpha(1+1/\varphi)}, \quad \nu = \frac{1}{2} \frac{3-2\alpha(1+1/\varphi)}{3+\alpha(1+1/\varphi)} \quad (7.24)$$

mit α nach Gl. 7.14.

Die Annahme einer Querdehnung von $\nu_0 = 0.2$ in Gl. 7.14 führt zu $\alpha = 3/4$. Die Annahme von $\varphi = 1$ würde zu einem Elastizitätsmodul von $E = 4G_0$ und $\nu = 0$ führen, für den Fall von $\zeta \rightarrow \infty$. Diese Konstellation kann zu Einschränkungen bei der Wahl der Variablen φ oder G_1 führen um die Bedingung $\nu > 0$ für nichtauxetische Materialien sicher zu stellen.

Die Superposition von Gl. 7.10 und Gl. 7.20 führt letztlich zu

$$\begin{aligned} \dot{\boldsymbol{\sigma}} &= (1-D)(K_0 \dot{\boldsymbol{\epsilon}}^{vol} + q_1 \dot{\boldsymbol{\epsilon}}^{dev}) - \dot{D}(K_0 \boldsymbol{\epsilon}^{vol} + q_1 \boldsymbol{\epsilon}^{dev}) + (1-D)^2 q_0 \boldsymbol{\epsilon}^{dev} - (1-D) p_0 \boldsymbol{\sigma}^{dev} \\ &= (1-D) \mathbf{E}_1 \cdot \dot{\boldsymbol{\epsilon}} - \dot{D} \boldsymbol{\sigma}_1 + \boldsymbol{\sigma}_{visc} \end{aligned} \quad (7.25)$$

mit

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\sigma}_1 &= \mathbf{E}_1 \cdot \boldsymbol{\epsilon} \\ \mathbf{E}_1 &= K_0 \mathbf{I}^{vol} + q_1 \mathbf{I}^{dev} \\ \boldsymbol{\sigma}_{visc} &= (1-D)^2 q_0 \boldsymbol{\epsilon}^{dev} - (1-D) p_0 \boldsymbol{\sigma}^{dev} \end{aligned} \quad (7.26)$$

was deutlich übersichtlicher für die Implementierung in die Finite Elemente Methode ist.

Unter den Materialparametern in Tabelle 7.1, welche das quasi-statische Verhalten abdecken, sind mit der inneren Masse m_κ aus Gl. 7.16 und den viskosen Parametern φ und ζ aus Gl. 7.19 bereits drei zusätzliche vorhanden um die Dehnrateneffekte zu beschreiben. Diese Parameter sind vorerst durch Kalibrierungsrechnungen anhand der Simulation von durchgeführten Experimenten zu bestimmen. Die Vorgehensweise und die Probleme hierbei werden in Abschnitt 7.6 diskutiert.

7.5 Die Finite Elemente Implementierung

Das dynamische Gleichgewicht von Körpern wird beschrieben durch

$$\operatorname{div} \boldsymbol{\sigma} + \mathbf{b} = \rho \ddot{\mathbf{u}} \quad (7.27)$$

mit dem Cauchy Spannungstensor $\boldsymbol{\sigma}$, dem Divergenzoperator div , den inneren Kräften \mathbf{b} , der spezifischen Masse ρ und der Beschleunigung $\ddot{\mathbf{u}}$. Diese Beziehung kann in die schwache bzw. generalisierte Integralform

$$\int_V \delta \mathbf{u}^T \cdot \ddot{\mathbf{u}} \rho \, dV + \int_V \delta \boldsymbol{\epsilon}^T \cdot \boldsymbol{\sigma} \, dV = \int_V \delta \mathbf{u}^T \cdot \mathbf{b} \, dV + \int_{A_t} \delta \mathbf{u}^T \cdot \mathbf{t} \, dA \quad (7.28)$$

mit den virtuellen Verschiebungen $\delta \mathbf{u}$, den damit verbundenen virtuellen Dehnungen $\delta \boldsymbol{\epsilon}$, den Flächenlasten \mathbf{t} , dem Körpervolumen V und den Teil der Fläche A_t zur Beschreibung der Beanspruchung, überführt werden. Mit den Spannungen $\boldsymbol{\sigma}$ in Abhängigkeit von den Dehnungen $\boldsymbol{\epsilon}$ und den Dehnungen in Abhängigkeit von den Verschiebungen \mathbf{u} stellt dies die grundlegende Feldgleichung für \mathbf{u} dar.

Diese Gleichung wird mit der Feldgleichung (7.16) für die nichtlokalen Vergleichsdehnungen $\bar{\kappa}$ ergänzt,

$$m_{\kappa} \ddot{\bar{\kappa}} + \bar{\kappa} - c_{\kappa} \Delta \bar{\kappa} = \kappa \quad (7.29)$$

mit κ in Abhängigkeit vom Dehnungstensor $\boldsymbol{\varepsilon}$. Die Transformation in die generalisierte Form erfolgt über Standardmethoden, vgl. HÄUSSLER-COMBE, KITZIG [65] und führt zu

$$\int_V \delta \bar{\kappa} \ddot{\bar{\kappa}} m_{\kappa} dV + \int_V \delta \bar{\kappa} \bar{\kappa} dV + \int_V \nabla \delta \bar{\kappa} \cdot \nabla \bar{\kappa} c_{\kappa} dV = \int_V \delta \bar{\kappa} \kappa dV \quad (7.30)$$

mit dem Nabla Operator ∇ der Testfunktion $\delta \bar{\kappa}$ oder einer virtuellen nichtlokalen Vergleichsdehnung gleichermaßen.

In Gl. 7.28 sind die Randbedingungen als Verschiebungen \mathbf{u} bezüglich der Fläche A_u und der Flächenlast \mathbf{t} auf dem Flächenteil A_t zugewiesen. Beide Flächenanteile bilden die gesamte Fläche. Diese Beschreibung von Randbedingungen für nichtlokale Felder ist allerdings nicht unproblematisch und noch Teil aktueller Forschungsarbeiten.

Die Beschreibung der Schädigung erfolgt häufig mit einer Methode bei der angenommen wird, dass die Normalen der Ableitungen der nichtlokalen Schädigung entlang der Körpergrenzen zu Null wird. Wie beispielsweise $\mathbf{n} \cdot \nabla \bar{\kappa} = 0$ entlang der Fläche A . Das kann dadurch begründet werden, dass sich die Hauptspannungen in den Rändern in Randrichtung ausrichten. Als Konsequenz daraus nähern sich lokalisierte Bereiche hoher Dehnungen diesen Grenzen in Normalenrichtung zu den Rändern an. Ihr Einfluss auf die Ausbildung dieser in Bandrichtung kann als vernachlässigbar eingeschätzt werden.

Die räumliche Diskretisierung des Problems ergibt sich somit mit der Ansatzfunktion

$$\mathbf{u}(\mathbf{x}) = \mathbf{N}(\mathbf{x}) \cdot \mathbf{u}_I, \quad \bar{\kappa}(\mathbf{x}) = \mathbf{N}_{\kappa}(\mathbf{x}) \cdot \bar{\kappa}_I \quad (7.31)$$

mit \mathbf{u}_I , welche Knotenverschiebungen und $\bar{\kappa}_I$ die nichtlokalen Knotenvergleichsdehnungen beinhalten. Sie führt zu

$$\begin{aligned} \dot{\mathbf{u}}(\mathbf{x}) &= \mathbf{N}(\mathbf{x}) \cdot \dot{\mathbf{u}}_I, & \ddot{\bar{\kappa}}(\mathbf{x}) &= \mathbf{N}_{\kappa}(\mathbf{x}) \cdot \ddot{\bar{\kappa}}_I \\ \boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{x}) &= \mathbf{B}(\mathbf{x}) \cdot \mathbf{u}_I, & \nabla \bar{\kappa}(\mathbf{x}) &= \mathbf{B}_{\kappa}(\mathbf{x}) \cdot \bar{\kappa}_I \\ \delta \mathbf{u}(\mathbf{x}) &= \mathbf{N}(\mathbf{x}) \cdot \delta \mathbf{u}_I, & \delta \bar{\kappa}(\mathbf{x}) &= \mathbf{N}_{\kappa}(\mathbf{x}) \cdot \delta \bar{\kappa}_I \\ \delta \boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{x}) &= \mathbf{B}(\mathbf{x}) \cdot \delta \mathbf{u}_I, & \nabla \delta \bar{\kappa}(\mathbf{x}) &= \mathbf{B}_{\kappa}(\mathbf{x}) \cdot \delta \bar{\kappa}_I \end{aligned} \quad (7.32)$$

Gl. 7.30, räumlich diskretisiert führt zu

$$\mathbf{M}_{\kappa} \cdot \ddot{\bar{\kappa}}_I + \mathbf{f}_{\kappa} = \mathbf{0}, \quad \mathbf{f}_{\kappa} = \mathbf{K}_{\kappa\kappa} \cdot \bar{\kappa}_I - \mathbf{p}_{\kappa} \quad (7.33)$$

mit

$$\begin{aligned} \mathbf{M}_{\kappa} &= \int_V \mathbf{N}_{\kappa}^T \cdot \mathbf{N}_{\kappa} m_{\kappa} dV \\ \mathbf{K}_{\kappa\kappa} &= \int_V \mathbf{N}_{\kappa}^T \cdot \mathbf{N}_{\kappa} dV - \int_V \mathbf{B}_{\kappa}^T \cdot \mathbf{B}_{\kappa} c_{\kappa} dV \\ \mathbf{p}_{\kappa} &= \int_V \mathbf{N}_{\kappa}^T \kappa dV \end{aligned} \quad (7.34)$$

Die Matrizen $\mathbf{M}_{\kappa}, \mathbf{K}_{\kappa\kappa}$ sind konstant solange m_{κ}, c_{κ} als konstante Materialparameter aufgefasst werden. Bezüglich \mathbf{p}_{κ} besteht eine Abhängigkeit der lokalen Vergleichsdehnungen κ von den Dehnungen. (vgl. Gl. 7.5)

Mit $\dot{\kappa}$ aus Gl. 7.8 ergeben sich die Zeitableitungen von \mathbf{p}_κ zu

$$\dot{\mathbf{p}}_\kappa = \int_V \mathbf{N}_\kappa^T \dot{\kappa} \, dV = \mathbf{K}_{\kappa u} \cdot \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_I, \quad \mathbf{K}_{\kappa u} = \int_V \mathbf{N}_\kappa^T \mathbf{n}_\varepsilon^T \cdot \mathbf{B} \, dV \quad (7.35)$$

und führen letztlich zu

$$\dot{\mathbf{f}}_\kappa = \mathbf{K}_{\kappa \kappa} \cdot \dot{\boldsymbol{\kappa}}_I - \mathbf{K}_{\kappa u} \cdot \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_I \quad (7.36)$$

was die räumliche Diskretisierung der nichtlokalen Vergleichsdehnung komplettiert.

Die Diskretisierung des dynamischen Gleichgewichtes aus Gl. 7.28 erfolgt bekanntermaßen durch

$$\mathbf{M} \cdot \ddot{\mathbf{u}}_I + \mathbf{f} = \mathbf{p} \quad (7.37)$$

mit

$$\begin{aligned} \mathbf{M} &= \int_V \mathbf{N}^T \cdot \mathbf{N} \rho \, dV \\ \mathbf{f} &= \int_V \mathbf{B}^T \cdot \boldsymbol{\sigma} \, dV \\ \mathbf{p} &= \int_V \mathbf{N}^T \cdot \mathbf{b} \, dV + \int_{A_I} \mathbf{N}^T \cdot \mathbf{t} \, dA \end{aligned} \quad (7.38)$$

Die Gleichungen 7.33 und 7.37 ergeben zusammen die Form

$$\tilde{\mathbf{M}} \cdot \ddot{\tilde{\mathbf{u}}} + \tilde{\mathbf{f}} = \tilde{\mathbf{p}} \quad (7.39)$$

mit

$$\tilde{\mathbf{M}} = \begin{bmatrix} \mathbf{M} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{M}_\kappa \end{bmatrix}, \quad \tilde{\mathbf{u}} = \begin{pmatrix} \mathbf{u}_I \\ \boldsymbol{\kappa}_I \end{pmatrix}, \quad \tilde{\mathbf{f}} = \begin{pmatrix} \mathbf{f} \\ \mathbf{f}_\kappa \end{pmatrix}, \quad \tilde{\mathbf{p}} = \begin{pmatrix} \mathbf{p} \\ \mathbf{0} \end{pmatrix} \quad (7.40)$$

Ein implizites Newmark Verfahren (BATHE [23]) wird für die zeitliche Diskretisierung der Gleichung 7.39 benutzt. Bezüglich des Zeitinkrementes $t^i = i\Delta t$ erfolgt die Berechnung der generalisierten Verschiebungen $\tilde{\mathbf{u}}^i = \tilde{\mathbf{u}}(t^i)$ durch

$$\frac{1}{\beta \Delta t^2} \tilde{\mathbf{M}} \cdot [\tilde{\mathbf{u}}^i - \hat{\mathbf{u}}^i] + \tilde{\mathbf{f}}^i = \tilde{\mathbf{p}}^i \quad (7.41)$$

mit

$$\begin{aligned} \hat{\mathbf{u}}^i &= \tilde{\mathbf{u}}^{i-1} + \Delta t \dot{\tilde{\mathbf{u}}}^{i-1} + \frac{\Delta t^2}{2} (1 - 2\beta) \ddot{\tilde{\mathbf{u}}}^{i-1} \\ \dot{\tilde{\mathbf{u}}}^i &= \frac{1}{\beta \Delta t^2} [\tilde{\mathbf{u}}^i - \hat{\mathbf{u}}^i] \\ \ddot{\tilde{\mathbf{u}}}^i &= \dot{\tilde{\mathbf{u}}}^{i-1} + \Delta t [\gamma \ddot{\tilde{\mathbf{u}}}^i + (1 - \gamma) \ddot{\tilde{\mathbf{u}}}^{i-1}] \end{aligned} \quad (7.42)$$

Die Integrationsparameter sind mit $\beta = 1/4, \gamma = 1/2$ gewählt, was im linearen Fall eine entsprechende numerische Stabilität garantiert.

Die generalisierten inneren Knotenkräfte $\tilde{\mathbf{f}}$ implizieren generalisierte Spannungen, welche nichtlinear von den Dehnungen und Verschiebungen abhängen und durch die inkrementelle Spannungs-Dehnungsbeziehung beschrieben sind.

Als eine Konsequenz daraus erfolgt die Diskretisierung der generalisierten internen Knotenkräfte bezüglich der Zeit t mit einem Euler- Rückwärts-Verfahren.

$$\tilde{\mathbf{f}}^i = \tilde{\mathbf{f}}^{i-1} + \Delta t \tilde{\mathbf{f}}^i \quad (7.43)$$

Die internen Knotenkräfte \mathbf{f} ergeben sich aus den Spannungen aus Gl. 7.38 zu

$$\mathbf{f}^i = \mathbf{f}^{i-1} + \Delta t \int_V \mathbf{B}^T \cdot \boldsymbol{\sigma}^i dV \quad (7.44)$$

Die Spannungsraten führen mit Gl. 7.25 zu

$$\Delta t \dot{\boldsymbol{\sigma}}^i = (1 - D^i) \mathbf{E}_1 \cdot \Delta \boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\sigma}_1^i \Delta D + \Delta t \boldsymbol{\sigma}_{visc}^i \quad (7.45)$$

und mit dem angewandten Euler-Rückwärts-Verfahren zu $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}, \dot{D}, \dot{\bar{\kappa}}$, entsprechend zu

$$\begin{aligned} \Delta \boldsymbol{\varepsilon} &= \boldsymbol{\varepsilon}^i - \boldsymbol{\varepsilon}^{i-1} \\ \Delta D &= \begin{cases} h(\bar{\kappa}^i) (\bar{\kappa}^i - \bar{\kappa}^{i-1}) & \bar{\kappa}^i > \bar{\kappa}^{i-1} \\ 0 & \text{else} \end{cases} \end{aligned} \quad (7.46)$$

, wobei sich die Beziehung ΔD aus Gl. 7.7 ergibt.

Für den Fall $\bar{\kappa}^i > \bar{\kappa}^{i-1}$ führt die Kombination der Gleichungen 7.44, 7.45 zu

$$\mathbf{f}^i = \mathbf{f}^{i-1} + (1 - D^i) \mathbf{K}_{uu} \cdot \Delta \mathbf{u}_I - \mathbf{K}_{u\kappa}^i \cdot \Delta \bar{\kappa}_I + \Delta t \mathbf{f}_{visc}^i \quad (7.47)$$

und. (vgl. Gl. 7.26)

$$\begin{aligned} \mathbf{K}_{uu} &= \int_V \mathbf{B}^T \cdot \mathbf{E}_1 \cdot \mathbf{B} dV \\ \mathbf{K}_{u\kappa}^i &= \int_V \mathbf{B}^T \cdot \boldsymbol{\sigma}_1^i \cdot \mathbf{N}_\kappa h^i dV \\ \mathbf{f}_{visc}^i &= \int_V \mathbf{B}^T \cdot \boldsymbol{\sigma}_{visc}^i dV \end{aligned} \quad (7.48)$$

Die selbe Vorgehensweise führt unter zu Hilfenahme der nichtlokalen Vergleichsdehnungen zu den generalisierten Knotenkräften (vgl. Gl. 7.36) entsprechend

$$\mathbf{f}_\kappa^i = \mathbf{f}_\kappa^{i-1} + \mathbf{K}_{\kappa\kappa} \cdot \Delta \bar{\kappa}_I - \mathbf{K}_{\kappa u}^i \cdot \Delta \boldsymbol{\varepsilon}_I \quad (7.49)$$

mit $\mathbf{K}_{\kappa u}^i$ aus Gl. 7.35, angewandt für $\mathbf{n}_\varepsilon = \mathbf{n}_\varepsilon^i = \mathbf{n}_\varepsilon(t^i)$.

Die Kombination der Gleichungen 7.41, 7.47 und 7.49 führt letztlich zu

$$\frac{1}{\beta \Delta t^2} \tilde{\mathbf{M}} \cdot [\tilde{\mathbf{u}}^i - \hat{\mathbf{u}}^i] + \tilde{\mathbf{K}}^i \cdot [\tilde{\mathbf{u}}^i - \tilde{\mathbf{u}}^{i-1}] = \tilde{\mathbf{p}}^i - \tilde{\mathbf{f}}^{i-1} - \Delta t \tilde{\mathbf{f}}_{visc}^i \quad (7.50)$$

mit

$$\tilde{\mathbf{K}}^i = \begin{bmatrix} (1 - D^i) \mathbf{K}_{uu} & -\mathbf{K}_{u\kappa}^i \\ -\mathbf{K}_{\kappa u}^i & \mathbf{K}_{\kappa\kappa} \end{bmatrix}, \quad \tilde{\mathbf{f}}_{visc}^i = \begin{pmatrix} \mathbf{f}_{visc}^i \\ \mathbf{0} \end{pmatrix} \quad (7.51)$$

Gleichung 7.50 beschreibt ein System nichtlinearer Gleichungen wobei der Index i die Abhängigkeit von der Zeit bzw. der Belastungsgeschichte widerspiegelt. Alle Werte sind für den Zeitpunkt t^{i-1} innerhalb des aktuellen Zeitschrittes bekannt. Die Iteration erfolgt anhand eines Newton-Raphson-Verfahrens für den Zeitpunkt t^i .

7.6 Ein uniaxiales Wellenausbreitungsproblem

7.6.1 System, Material und Diskretisierung

Als erstes Validierungsbeispiel für das vorgestellte Stoffgesetz dient ein Balkenmodell mit einer Länge von $L = 1000\text{mm}$ und einem Durchmesser von $D = 50\text{mm}$. Die Probengeometrie wurde entsprechend üblicher Split-Hopkinson-Bar-Experimente gewählt. (vgl. **Ross** et al. [149]). Die Belastung erfolgt als uniaxiale Zugwelle welche zu einer homogenen Zugspannungsverteilung unter quasi-statischen Verhältnissen und einem Wellenausbreitungsproblem unter dynamischen Beanspruchungen führt.

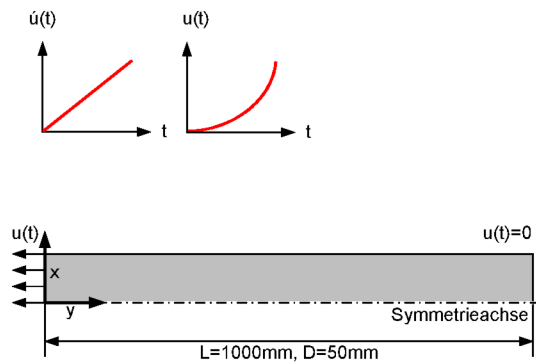


Abb. 7.3: Balken-System mit Zugbeanspruchung bei konstanten Dehnraten

Eine zweidimensionale axialsymmetrische Formulierung wurde entsprechend Abb. 7.3 benutzt mit y als Axialrichtung und x in radialer. Das Modell ist mit 4-Knoten axialsymmetrischen Elementen mit einem quadratischem Ansatz für jeweils die Verschiebungsfelder und die nichtlokalen Dehnungsfelder diskretisiert worden.

Die longitudinalen Verschiebungsfreiheitsgrade am linken Ende ($y = 0$) wurden mit der Verschiebungsfunktion

$$u(t) = -\frac{1}{2} \dot{\epsilon}_0 c \cdot t^2, \quad t \geq 0 \quad (7.52)$$

beaufschlagt, was zu einer longitudinalen Zugwellenausbreitung mit linear zunehmenden Dehnungen bei einer konstanten Dehnrate $\dot{\epsilon}_0$ und einer Longitudinalspannung von

$$\sigma = E \dot{\epsilon}_0 \cdot t \quad (7.53)$$

für den linear elastischen Fall führt.

Die korrespondierende Wellengeschwindigkeit ergibt sich zu

$$c = \sqrt{\frac{E(1-\nu)}{\rho(1+\nu)(1-2\nu)}} \quad (7.54)$$

mit dem Elastizitätsmodul E , der Poissonzahl ν und den spezifischen Massen ρ . Dieses führt zu einem lateralen Expansionseffekt für den dreiaxialen axialsymmetrischen Fall und reduziert sich auf ein uniaxiales Modell mit einer Querdehnung von $\nu = 0$. Das rechte Stabende ($y = L$) wurde gegen longitudinale Verschiebungen fixiert, was zu einer Reflektion der Welle mit einer Überlagerung der einfallenden und reflektierten Welle ohne Änderung des Vorzeichens führt.

Ein C40 Beton wurde erneut als Standard gewählt, mit einem Elastizitätsmodul von $E = 36000 \text{ MN/m}^2$ und einer spezifischen Masse von $\rho = 2.4 \cdot 10^{-3} \text{ MN s}^2/\text{m}^4$, was zu einer Wellenausbreitungsgeschwindigkeit von $c = 4082 \text{ m/s}$ führt. Mit einer nominellen Dehnrates von $\dot{\epsilon}_0 = 1 \text{ s}^{-1}$ ergibt sich eine Zugspannung am linken Balkenende und erreicht die quasi-statische Betonzugfestigkeit von $f_{ct} = 3.5 \text{ MN/m}^2$ nach einer Zeit

$$t' = \frac{f_{ct}}{E \dot{\epsilon}_0} = 0.0972 \text{ ms} \quad (7.55)$$

entsprechend Gl. 7.53. Während dieser Zeit breitet sich die Zugwelle um eine Strecke von

$$y' = ct' = \frac{c f_{ct}}{E \dot{\epsilon}_0} = 0.397 \text{ m} \quad (7.56)$$

für den linear elastischen Fall aus. Diese Werte ändern sich entsprechend der untersuchten Dehnratenbereiche von $10^{-6} \text{ s}^{-1} \leq \dot{\epsilon}_0 \leq 10^3 \text{ s}^{-1}$. Eine komplette Übersicht hierzu widerspiegelt Tabelle 7.1.

Zur Berücksichtigung der zu erwartenden Dehnrateneffekte sind in einem ersten Ansatz die dynamischen Werkstoffparameter wie folgt angenommen worden. Die Schädigungsträgheit $m_{\kappa} = 1 \cdot 10^{-12} \text{ s}^2$, vgl. Gl. 7.16, die Kriechzahl $\varphi = 1$ und die Relaxationszeit $\zeta = 1 \cdot 10^{-3} \text{ s}$, entsprechend Abschnitt 7.4.3.

Diese Parameter sind anhand einer inversen Vergleichsrechnung ermittelt wurden, um entsprechend realitätsnahe Überhöhungsfaktoren für die dynamische Festigkeitssteigerung zu erhalten. Des Weiteren benötigt das implizite Newmark-Verfahren für eine stabile Zeitintegration einige Randbedingungen in der Zeitschrittweite, um die Richtigkeit der Ergebnisse zu gewährleisten.

Die Zeitschrittweite des Systems ist unter anderem abhängig von der Elementgröße und der Wellenausbreitungsgeschwindigkeit c entsprechend

$$\Delta t = \frac{l_c}{c} \quad (7.57)$$

mit einer charakteristischen Länge des finiten Elementes l_c und einer Wellengeschwindigkeit nach Gl. 7.54.

Diese Relation sichert durch eine akkurate Zeitauflösung, dass sich Zustandsänderungen während des Berechnungszyklus innerhalb von einem Zeitschritt von einem Element zum anderen ausbreiten können.

Bezüglich der räumlichen Auflösung gilt die charakteristische Materiallänge R (vgl. Tabelle 7.1) als ein wichtiges Kriterium für die Mindestelementkantenlänge. Diese Länge ist ein Maß für die Prozesszone im Beton, in der deutlich höhere Dehnungen als in den umgebenden Gebieten auftauchen. Diese Zone sollte mit einer entsprechenden Anzahl von Elementen aufgelöst werden.

In einer ersten Abschätzung ist eine Elementlänge von $l_c = 3 \text{ mm}$ gewählt worden, welche einem geringeren Teil der ermittelten Werte für R entspricht. Dies führt zu einer Zeitschrittweite von $\Delta t \approx 0.7 \cdot 10^{-3} \text{ ms}$. Diese zwei Parameter wurden nachfolgend als Referenzwerte für die Diskretisierung der folgenden Untersuchungen benutzt.

Ein weiteres Kriterium für die räumliche Auflösung des gegebenen Systemes ist durch die Länge y' gegeben, die nötig ist, um die quasi-statische Zugfestigkeit zu erreichen. (vgl. Gl. 7.56) Die Diskretisierung dieser Länge mit mindestens einem Element der Elementlänge $l_c = y'$ und einer oberen Dehnratenbegrenzung von $\dot{\epsilon}_0 = 10^3 \text{ s}^{-1}$ führt zu Diskretisierungsparametern von $l_c = 0.4 \text{ mm}$, $\Delta t = 0.1 \cdot 10^{-3} \text{ ms}$.

Diese Modifikationen der Referenzdiskretisierung berücksichtigen die Aspekte der Konvergenz der Ergebnisse auf der einen, als auch die rechnerische Effizienz auf der anderen Seite.

7.6.2 Effekte der Gradientenschädigung

Die Gradientenschädigungsformulierung führt prinzipiell zu einer Glättung von Spitzenwerten der lokalen Vergleichsdehnung κ . Ein geglätteter nichtlokaler Wert $\bar{\kappa}$ erfüllt dies für die Schädigung und für die Spannung.

Dieser Effekt an sich führt zu Spannungen oberhalb der Festigkeit im Falle von sehr hohen Gradienten der Dehnung bzw. der lokalen Vergleichsdehnungen gleichermaßen. Der Effekt soll nachfolgend anhand einer Dehnrate von $\dot{\epsilon}_0 = 100 \text{ s}^{-1}$ mit einem Lastregime entsprechend Gl. 7.52 demonstriert werden.

Im Falle linear elastischen Verhaltens ist der Dehnungsgradient proportional zur nominellen Dehnrate mit dem Faktor $-\dot{\epsilon}_0/c$. Im Folgenden wird der geschädigte Fall ohne implementierte Dehnrateneffekte $m_\kappa = 0, \zeta \rightarrow 0$ berücksichtigt. Die Untersuchung ist des Weiteren in zwei Spezialfälle, den für lokale Schädigung und den für Gradientenschädigung unterteilt.

Abb. 7.4 zeigt die berechneten nichtlokalen und lokalen Vergleichsdehnungen entlang des Zugstabes für den Fall der Gradientenschädigung mit einer charakteristischen Länge von $R = 20 \text{ mm}$

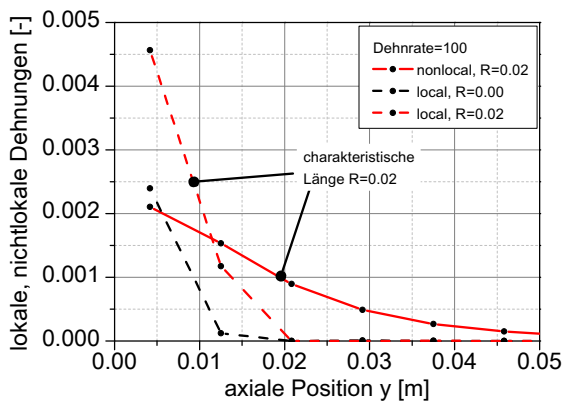


Abb. 7.4: Abhängigkeit der charakteristischen Länge von der Dehnung

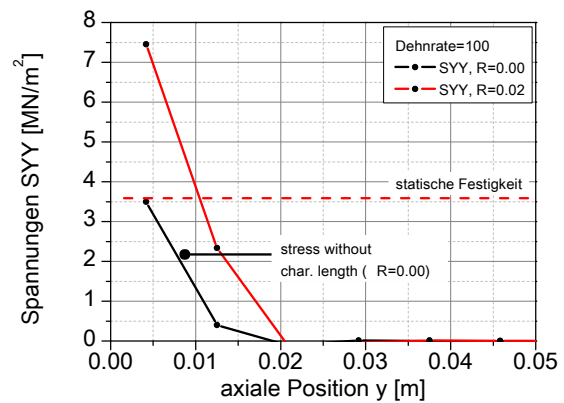


Abb. 7.5: Abhängigkeit der charakteristischen Länge von den Spannungen

und die lokalen Vergleichsdehnung für den Fall der lokalen Schädigung ($R = 0$), jeweils für den Zeitpunkt der maximalen Spitzenspannung.

Der Zeitpunkt des Erreichens der maximalen Spannung differiert für beide Fälle in Folge der Rückkopplung der nichtlokalen Vergleichsdehnungen und der damit verbundenen Spannungen mit den Dehnungen. Eine Glättung der nichtlokalen Vergleichsdehnungen tritt für das Gradientenschädigungsverfahren auf, welches wiederum zu höheren lokalen Spannungen führt.

Abbildung 7.5 zeigt die berechneten Spannungen entlang des Balkens für die Gradientenschädigung und die lokale Schädigung zum Zeitpunkt des Erreichens der maximalen Spannungen. Die quasi-statische Festigkeit wird für die lokale Schädigung auch für den Fall einer Wellenausbreitung erreicht. Ein Vergleich der Verteilungen der vom Dehnrateneffekt separierten Gradientenschädigung wird im nächsten Abschnitt 7.6.4 diskutiert.

7.6.3 Ergebnisse eines Referenzfalles

Eine Referenzkonfiguration mit einer nominellen Dehnrate von $\dot{\epsilon}_0 = 1 \text{ s}^{-1}$ und einer dehnraten-sensitiven Materialformulierung mit den Startparametern aus Abschnitt 7.6.1 wird im Folgendem genutzt.

Abbildung 7.6 zeigt die berechneten Spannungsverteilungen entlang des Balkensystems für verschiedene gleich verteilte Zeitinkremente von $\Delta t = 1.95 \cdot 10^{-5} \text{ s}$. Diese beginnen mit elastischen Verhalten,

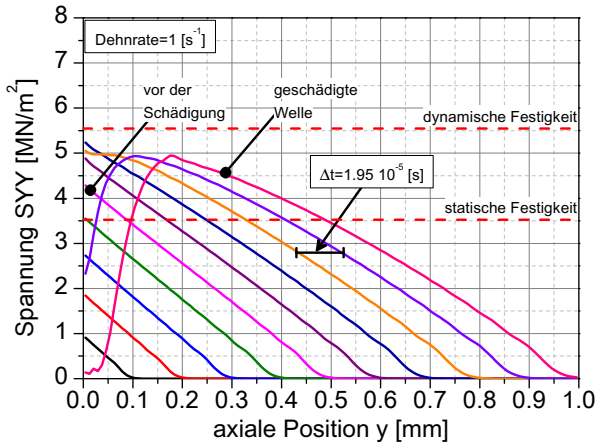


Abb. 7.6: Induzierte Spannungswellen

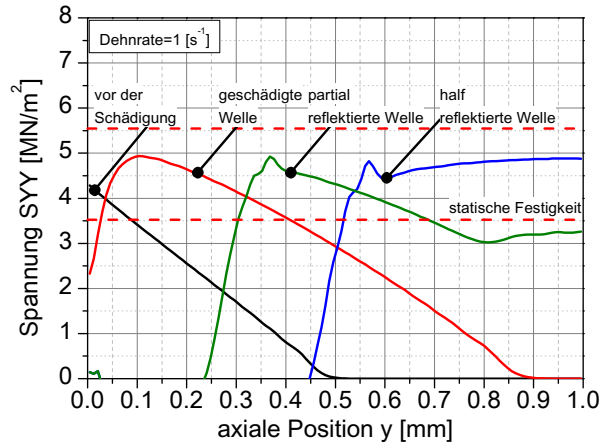


Abb. 7.7: Reflektierte Wellen

welches zu Spannungen mit einem Maximum von ca. 5.6 MN/m^2 führen, was temporär etwas höher als die quasi-statische Zugfestigkeit von 3.5 MN/m^2 ist. Beginnend von der Beanspruchungsseite ist ein Abfall der Spannungen mit einer Entfestigung des Werkstoffes zu späteren Zeitpunkten ersichtlich, während die Verschiebung der Randbedingung weiterhin entsprechend Gleichung 7.52 ansteigt.

In einer weiteren Periode springt die Spannung auf der linken Seite auf nahezu Null, währenddessen die Spannungswelle sich weiterhin im Balken ausbreitet. Die vorangegangenen Maximalwerte der dynamischen Spannungen der linken Seite werden im Balken nicht mehr erreicht, was zwei wesentliche Ursachen hat.

Zum einen verhält sich der Werkstoff nichtlinear elastisch was zu Dispersionseffekten führen kann, welche sich in einem Abfall der Spannungen äußern. Zum anderen ändern sich die aktuellen Dehnraten im Vergleich zu den nominellen Werten. Bezüglich des Entfestigungsverhaltens bewirkt dies eine Regularisierung der numerischen Methode durch das Gradientenverfahren.

Aufgrund der vordefinierten Verschiebungsrandbedingungen auf der rechten Seite wird die Zugwelle an dieser reflektiert. Diese reflektierte Welle überlagert sich mit der Eingangswelle was prinzipiell die effektiven Spannungen auf der rechten Seite vergrößert. Abbildung 7.7 verdeutlicht diesen Fall. Die Spannungen der rechten Seite sind wesentlich größer im Vergleich zur quasi-statischen Festigkeit, sind allerdings geringer als die der maximalen dynamischen Festigkeit.

Abbildung 7.8 visualisiert diese Spannungswellen in Abhängigkeit von den Dehnraten anhand von jeweils 5 Zeitschritten für die vier verschiedenen Werkstoffformulierungen.

Im rein elastische Schädigungsfall (ED, Elastic-Damage) und für den elastischen Fall mit verzögerter Schädigung (ERD, Elastic-Retarded-Damage) übersteigen die Spannungen die quasi-statischen Festigkeiten von 3.5 MN/m^2 nicht.

Aufgrund des geringen Einflusses der Schädigungsträgheit bei der Referenzdehnrade von $\epsilon_0 = 1 \text{ s}^{-1}$ können beide Fälle in Abb. 7.8 kaum unterschieden werden. Der Einfluss der modellierten Schädigungsträgheit zeigt sich erst mit höheren Dehnraten deutlicher.

Der wesentliche Anteil am sichtbaren Dehnrateneffekt ist durch die Viskosität für geringere und moderatere Dehnraten gegeben. Abbildung 7.8 widerspiegelt dies mit der viskosen Erweiterung des elastischen Schädigungsmodells zum viskoelastischen Schädigungsmodell (VED, Visco-Elastic-Damage). Die zugehörigen dynamischen Spannungen übersteigen hier deutlich die quasi-statischen Festigkeiten.

Letztlich ist das komplette Modell als Kombination der Viskosität und der Schädigungsträgheit (VERD, Visco-Elastic-Retarded-Damage) gegeben. Diese kann wiederum im vorliegenden Fall nicht

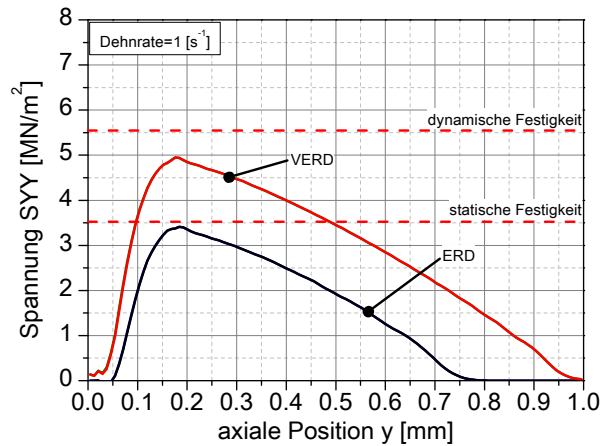


Abb. 7.8: Spannungswellen in Abhängigkeit von der Materialformulierung

von der VED-Formulierung in Abb. 7.8 aufgrund der geringen Referenzdehnrates unterschieden werden.

Abweichungen der Dehnungen und der damit verbundenen Spannungen treten während der Wellenausbreitung durch den Balken auf. Dadurch verändern sich in gleichen Maßen die Dehnrates aufgrund des nichtlinearen Materialverhaltens. Sie unterscheiden sich dann von den nominellen Werten $\dot{\epsilon}_0$, welche für die Randbedingung der Verschiebungen des Stabanfanges benutzt werden. (Gleichung 7.52)

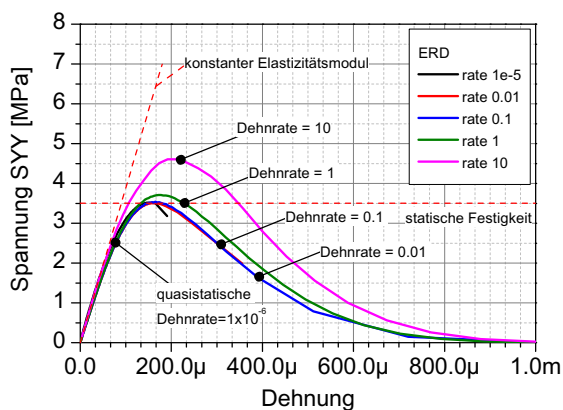


Abb. 7.9: Spannungs-Dehnungsbeziehung elastisch (ERD)

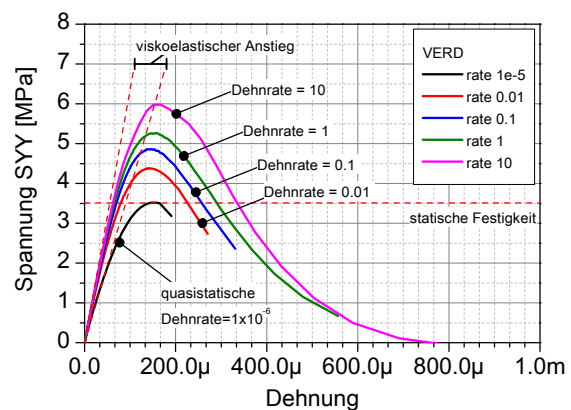


Abb. 7.10: Spannungs-Dehnungsbeziehung viskoelastisch (VERD)

Die Abweichungen der aktuellen Dehnrates von der nominellen Dehnrates auf der linken Stabseite sind relativ gering.

Daher können die damit verbundenen realen Dehnungs- und Spannungswerte für die Berechnung der uniaxialen Spannungs-Dehnungsrelation bei konstanter Dehnrates herangezogen werden. An dieser Stelle soll allerdings darauf hingewiesen werden, dass Spannungs-Dehnungsbeziehungen, welche durch eine konstante Dehnrates entstehen, praktisch kaum Relevanz haben, da dieser Fall nicht auftreten wird. Sie dienen im Wesentlichen der Beschreibung und Validierung des Verfahrens.

Die Abbildungen 7.9 und 7.10 zeigen diese Ergebnisse für die VERD- und ERD-Formulierung in Abhängigkeit von der nominellen Dehnrates und sind durch die quasi-statische Spannungs-Dehnungskurve komplettiert.

Generell werden höhere Spannungen für eine bestimmte Dehnung bei höheren Dehnrates und Maximalspannungen erreicht.

Verzögerte Schädigung ohne viskosen Anteil wird in Abb. 7.9 verdeutlicht und kann das Materialverhalten im ungeschädigten Zustand nicht ändern. Deswegen haben alle ERD basierten Spannungs-Dehnungskurven den gleichen Anfangs Elastizitätsmodul, unabhängig von der Dehnrates.

Den überlagerten Einfluss der Viskosität zeigt Abb. 7.10 für die VERD-Formulierung. Im Unterschied zu ERD steigen hier die Elastizitätsmodule mit steigender Dehnrates deutlich. Dieser geringe Einfluss der Dehnrates auf die Elastizität von Beton ist in ähnlichem Umfang auch durch **WEERHEIJM, VAN DOORMAL** [174] beschrieben, wobei generell gesagt werden muss, dass die Streuung in den experimentellen Daten nicht zu einer experimentellen Validierung dieser Aussage herangezogen werden sollte.

7.6.4 Dehnratesabhängigkeit der Zugfestigkeit

Zum Ende der Herleitung sollen die Modellergebnisse mit den experimentellen Daten verglichen werden. Dies erfolgt anhand der maximalen Spannungen welche während der uniaxialen Beanspruchungsgeschichte in Abhängigkeit der Dehnrates auftraten. Einen Überblick über die experimentellen Techniken hierfür gibt **WEERHEIJM, VAN DOORMAL** [174], **HÄUSSLER-COMBE, KITZIG** [80].

Eine Vielzahl von experimentellen Festigkeitsdaten bezogen auf die quasi-statischen Festigkeiten widerspiegelt Abb. 7.11 für Dehnrates im Bereich von 10^{-6} bis 10^3 . Weiterhin beinhalten diese die berechneten Daten anhand von unterschiedlichen Materialformulierungen, welche aus den maximalen Spannungen im virtuellen Experiment abgeleitet worden. Diese Darstellung ist des Weiteren durch die CEB Empfehlung des Model Codes [39] und einer Empfehlung von **MALVAR, ROSS** [116] ergänzt worden. Abweichend von der Standarddarstellung wird eine doppelt logarithmische Darstellung gewählt, in der dieser prinzipielle Zusammenhang erkennbar wird.

Die dehnratesabhängigen Kurven für die unterschiedlichen Materialformulierungen hängen von den jeweiligen Materialparametern $m_{\kappa}, \zeta, \varphi$ ab. Die Ergebnisse für das VERD-Modell sind wiederum mit den bereits erwähnten Referenzwerten für die dynamischen Parameter $m_{\kappa}, \zeta, \varphi$, aus Abschnitt 7.6.1 berechnet worden. Eine entsprechende Abwandlung dieser drei Parameter ändert je nach verwendeter Formulierung den Verlauf der Kurven, wobei diese ihren bilinearen Charakter stets beibehalten. Hiermit lässt sich eine Anpassung an den jeweiligen Werkstoff durch entsprechendes Kurvenfitting erzielen.

Nicht eindeutig geklärt ist der jeweilige Einfluss der Einzelanteile des Materialmodells auf den berechneten Dehnrateseffekt. Abb. 7.11 zeigt ebenfalls die relativen dynamischen Festigkeiten für die jeweils abgeleiteten Formulierungen ED, VED und VERD. Es ist erkennbar, dass die Gradientenschädigungsformulierung an sich, ohne den Einfluss von Viskosität oder verzögerter Schädigung, einen Dehnrateseffekt hervorruft, was bereits im vorangegangenen Abschnitt 7.6.2 diskutiert wurde. Der Gradientenschädigungseffekt beginnt mit einer nominellen Dehnrates von etwa $\dot{\epsilon}_0 = 10 \text{ s}^{-1}$ und verläuft in etwa linear in der log-log Skalierung.

Die Unterschiede zwischen den ED- und den VED-Verläufen zeigen den Einfluss der viskosen Anteile in der Materialformulierung auf. Ihr deutlicher Einfluss wird in einem Dehnratesbereich von ca. $1 - 10 \text{ s}^{-1}$ ersichtlich. Für höhere Dehnrates verläuft ihr Anstieg weiterhin konstant in der entsprechenden Darstellung.

Der Einfluss der Schädigungsträgheit auf den Dehnrateseffekt wird mit Dehnrates größer als 1 s^{-1} deutlich, was anhand der Differenz zwischen den VED- und VERD-Verläufen gezeigt werden kann. Der Dehnratesbereich von $1 - 10 \text{ s}^{-1}$ ist durch die senkrechten Strichlinien markiert und kennzeichnet auch in den experimentellen Ergebnissen den Übergangsbereich zwischen beiden Phänomenen.

Der Einfluss der dynamischen Materialparameter kann folgendermaßen zusammengefasst werden. Unter Betrachtung einer doppelt logarithmischen Skalierung der vorhandenen experimentellen Daten, beeinflusst die Schädigungsträgheit mit ihrem Parameter für die virtuelle Masse m_{κ} hauptsächlich den zusätzlichen Anstieg in Bereichen höhere Dehnrates. Größere Werte führen zu einer

Verschiebung dieser Anstiege in Richtung der linken Seite, hin zu geringen Dehnraten. Die Steigung der zugehörigen Kurve wird dabei nur geringfügig beeinflusst.

Die Parameter der viskosen Formulierung zeigen ihren Einfluss im niedrigen Dehnratenbereich auf, und verändern die Steigung der flacheren Kurve in diesem Bereich. Des Weiteren zeigen Parameterstudien, dass das Steifigkeitsverhältnis ϕ einen deutlich geringeren Einfluss auf die Steigung als die Relaxationszeit ζ hat.

Insgesamt widerspiegeln diese drei Parameter die hohe Flexibilität recht deutlich, mit der die Anpassung an die jeweiligen experimentellen Daten möglich ist.

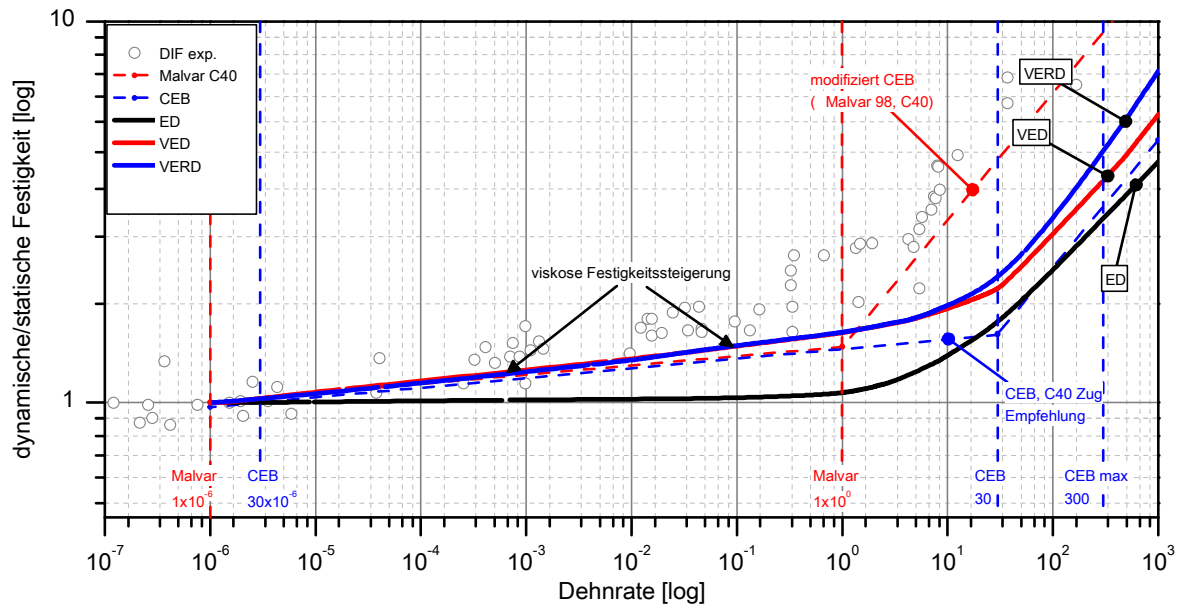


Abb. 7.11: Relative dynamische Zugfestigkeiten in Abhängigkeit von der Dehnrate

7.7 Strukturelles Verhalten

7.7.1 Systemkonfiguration und prinzipielles Strukturverhalten

Im folgenden Abschnitt soll das strukturelle Verhalten anhand eines scheinbar einfachen Balkenimpaktproblems aufgezeigt werden. Die entwickelte Formulierung gilt für den ebenen Spannungszustand, den ebenen Dehnungszustand, dem Sonderfall der Axialsymmetrie und den vollen dreidimensionalen Fall.

Ein vereinfachtes ebenes Balkenproblem unter Stoßbeanspruchung wird im Folgenden untersucht, um den Einfluss der Dehnratenwirkung auf das strukturelle Verhalten zu verdeutlichen. Die Geometrien, Randbedingungen und prinzipiellen Beanspruchungen sind in Abb. 7.12 zusammengefasst. Die Beanspruchung erfolgt anhand eines halbsinusförmigen Kraftstoßes, wobei die Stoßlänge für die ersten Untersuchungen vorerst auf ca. 0.1 ms festgeschrieben wird.

Die Systemsymmetrie wird für die Diskretisierung des Problems ausgenutzt, wobei 1074 Knoten und 1000 Elemente mit jeweils 4 Knoten und linearem Integrationsansatz mit einer Elementkantenlänge von 50mm als Referenz gewählt wurden. Ein ebener Spannungszustand wird betrachtet. Das implizite Newmark Verfahren wird für die Zeitintegration entsprechend Gl. 7.50 genutzt. Die Zeitschrittweite wird mit $\Delta t = 0.01$ ms entsprechend Gl. 7.57 gewählt.

Ein linear elastisches Materialverhalten mit einem Elastizitätsmodul von $E = 36000 \text{ MN/m}^2$, der Poissonzahl von $\nu = 0.2$ und einer spezifischen Masse von $\rho = 2.4 \cdot 10^{-3} \text{ MN s}^2/\text{m}^4$ wurde vorerst gewählt, um den Einfluss des strukturellen Systemverhaltens zu demonstrieren. Bezüglich

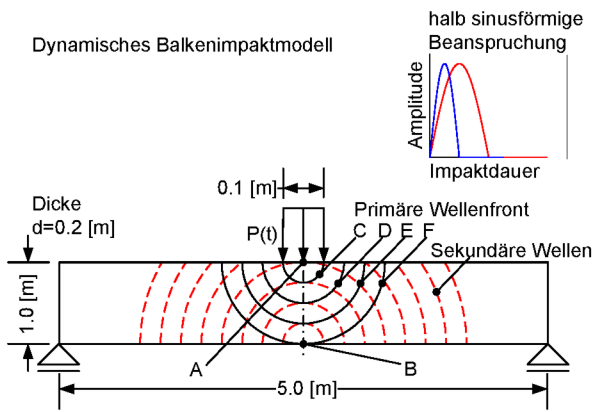


Abb. 7.12: Balkenproblem mit Stoßbeanspruchung

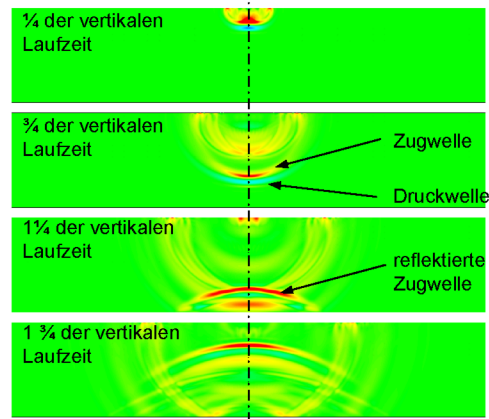


Abb. 7.13: Verteilung der elastische Spannungswellen

der Spannungsableitung von der oberen, beanspruchten Seite zur unteren Seite, ergibt sich eine Spannungswelle, welche über die gesamte Balkenhöhe mit einer Geschwindigkeit entsprechend der Wellengeschwindigkeit von $c = 4082 \text{ m/s}$ verläuft. Die berechneten vertikalen und horizontalen Spannungskomponenten der oberen Position *A* und der unteren Position *B* sind für diese Referenzdiskretisierung in Abb. 7.14 in Abhängigkeit von der Zeit veranschaulicht.

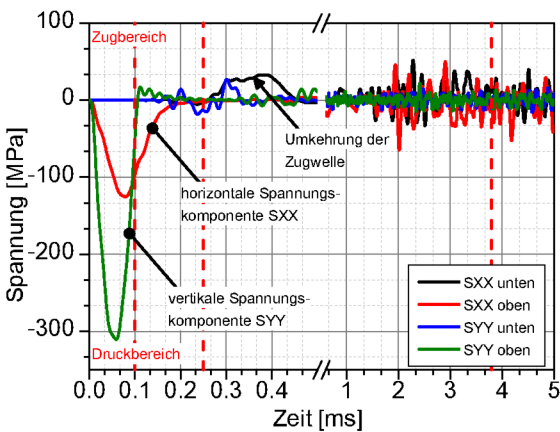


Abb. 7.14: linear elastischer Balken unter Stoßbeanspruchung (a) selektierte Spannungen

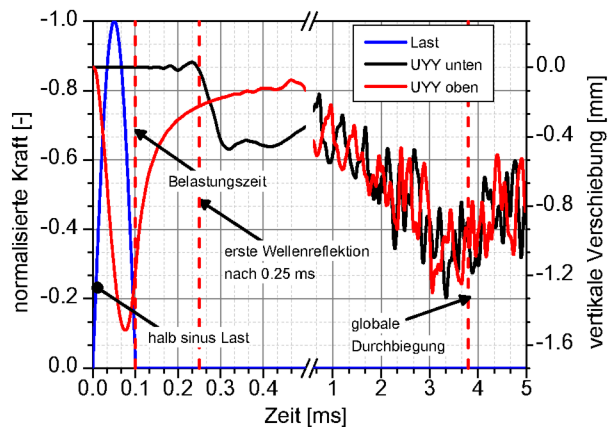


Abb. 7.15: selektierte Verschiebungen

Aufgrund der sphärischen Wellenausbreitung, ausgehend vom Belastungsursprung, reduzieren sich die Amplituden der Spannungswelle mit zunehmender Distanz r vom oberen Punkt entsprechend r^{-1} . Nach einer gewissen Zeit erreicht die Spannungswelle die untere Seite, was zu einer Umkehrung der Kompressionswelle in eine Zugwelle an der freien Oberfläche führt. Die reflektierte Wellenfront interferiert mit der Eingangswelle und verursacht einen zunehmend komplexeren Spannungszustand in der Struktur (vgl. Abb. 7.13). Die lokalen Dehnraten variieren dabei von hohen Raten im Belastungsbereich bis zu niedrigen Werten, die sich über das gesamte Bauteil verteilen.

Die berechneten vertikalen Verschiebungen des oberen Punkt *A* und des unteren Punktes *B* sind in Abb. 7.15 veranschaulicht. Ein Eindringen in den Körper mit einer deutlich höheren Verschiebung des Punktes *A* im Vergleich zu *B* in vertikaler Richtung zur Wellenausbreitung wird hierin deutlich. Nach dem Entlasten am Ende der Belastungszeit haben beide Punkte *A* und *B* prinzipiell die gleichen Verschiebungswerte, welche noch durch zusätzliche Schwingungen überlagert sind.

Zu einem späteren Zeitpunkt wird eine globale Biegung bei ca. $t = 3.8\text{ms}$ ersichtlich, welche etwa einem viertel der größten Eigenfrequenz des Systemes entspricht. Das berechnete lokale Verhalten verhält sich nicht unabhängig von der Diskretisierung. Feinere räumliche Diskretisierungen im Vergleich zur Referenzdiskretisierung führen zu mehr vertikalen Schwingungen zwischen den oberen und unteren Grenzflächen, wobei sich das globale strukturelle Verhalten mit dieser Konfiguration davon nahezu unbeeinflusst zeigt.

7.7.2 Stoßbeanspruchung mit Schädigung

Im Folgenden wird ein nichtlineares Materialverhalten mit Schädigung eingeführt. Des Weiteren wird ein Beton der Klasse C 40 mit den Referenzmaterialparameter aus Tabelle 7.1 benutzt. Die quasi-statische Beanspruchbarkeit des Balken beträgt $P_{stat} = 0.094\text{MN}$ bei einer quasi-statischen Zugfestigkeit von $f_{ct} = 3.5\text{MN/m}^2$.

Belastungsamplituden für kurze Belastungszeiten führen zu einem Überschreiten der quasi-statischen Werte, aufgrund von strukturellen Trägheitseffekten. Dies soll anhand der folgenden Belastungskonfiguration mit einer Belastungsdauer von $t_l = 0.1\text{ms}$ im direkten Vergleich zum rein elastischen Fall gezeigt werden.

Abb. 7.16 zeigt die berechneten maximalen Schädigungen D innerhalb eines Zeitraumes von 5ms in Abhängigkeit von der Belastungsamplitude. Die Maximalwerte sind in diesem Fall nicht an eine räumlich konstante Anordnung gebunden. Die Schädigung kann je nach Beanspruchungsamplitude an verschiedenen Positionen im System ihr Maxima erreichen.

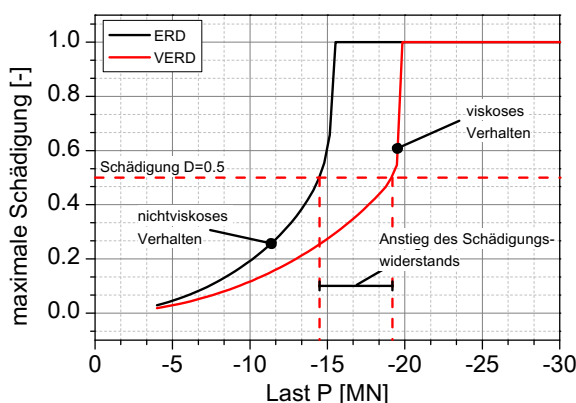


Abb. 7.16: Schädigung vs Lastamplitude

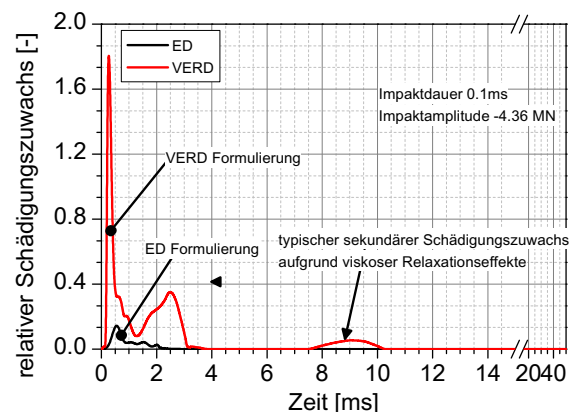


Abb. 7.17: Schädigungsentwicklung über die Zeit

Zwei Fälle werden verdeutlicht. Als erstes ein Material ohne dehnratensensitive Einflüsse mit den Parametern $m_{\kappa} = 0, \zeta \rightarrow 0$ und als weiteres, ein Material mit den dehnratensensitiven Referenzparametern $m_{\kappa} = 1 \cdot 10^{-12}\text{s}^2, \varphi = 1, \zeta = 1 \cdot 10^{-3}\text{s}$, welche in dieser Form auch für die bisherigen Untersuchungen genutzt wurden.

Neben den strukturellen Trägheitseffekten wird der zusätzliche werkstoffabhängige Dehnrateneffekt verdeutlicht. Er beträgt ein Vielfaches der quasi-statischen Festigkeit, ist jedoch geringer als der strukturelle Einfluss.

Vergleichsrechnungen mit der VED und VERD-Formulierung zeigen, dass der werkstoffabhängige Dehnrateneffekt bei diesem Beispiel im Wesentlichen durch die Viskosität bestimmt wird, während die verzögerte Schädigung nahezu vernachlässigbar ist. Für andere Last- Zeitkonfigurationen muss dies nicht zutreffen und kann deutlich abweichende Verhältnisse verursachen.

Auf weitere notwendige Betrachtungen im Zusammenhang mit der Bestimmung der dynamischen Festigkeiten sei in diesem ersten Beispiel hingewiesen. Der betrachtete Zeitraum beinhaltet das

erste globale Maximum der Verschiebungen im System, wobei bisher davon ausgegangen wird, dass Schädigungen zu späteren Zeitpunkten nicht auftreten können.

Diese Betrachtung ist nur ungenügend, da sich zeigte, dass gewisse Anteile der Schädigungen zu einem deutlich späteren Zeitpunkt auftreten, was seine Ursachen in dem komplexen Spannungs-Dehnungszusammenhang und der Vielzahl von Reflektionen an den Strukturgrenzen haben kann. Diesen Effekt illustriert Abb. 7.17, welche für ein Material mit Dehnrateneffekt den neu eingeführten relativen Schädigungszuwachs $D(t) - D(t - \Delta t)$ mit $\Delta t = 0.01 \text{ ms}$ über einen Zeitraum von 50ms aufzeigt.

7.7.3 Strukturelles Amplituden- und Zeitverhalten

Die Belastungsgeschwindigkeit war bisher auf 0.1ms festgelegt um den Einfluss der einzelnen Komponenten deutlich erkennbar zu gestalten.

Neben der Variation der Amplitude beeinflusst die Belastungszeit und die damit verbundene Belastungsgeschwindigkeit die strukturelle Festigkeit maßgeblich. Die dynamische Beanspruchung ist dabei als ein Kraftstoß mit einem halbsinusförmigen Verlauf der Amplitude über die Zeitdauer definiert.

Um den Einfluss der variierenden Amplituden und der verschiedener Belastungszeiten zu verdeutlichen wird im Folgenden eine maximal ertragbare strukturelle Schädigungsvariable eingeführt, welche je nach Anwendungsfall unterschiedlich gestaltet werden kann. Beispielsweise kann ein strukturelles Versagen dadurch definiert werden, dass die strukturelle Integrität des Bauteiles aufgehoben wird, auf der anderen Seite kann beispielsweise der strukturelle Kollaps versagensrelevant sein.

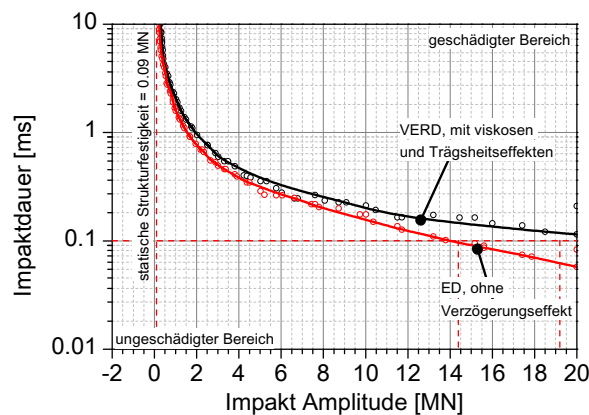


Abb. 7.18: Bereich der ertragbaren Amplituden und Beanspruchungszeiten mit $D_{crit} = 0.5$

In Abbildung 7.16 wurde ein einfaches Kriterium anhand der Schädigung $D_{crit} = 0.5$ gewählt um eine Grenze zwischen der intakten und der geschädigten Struktur zu definieren. Das Kriterium ist lokal angewandt, das heißt, dass die Gesamtstruktur als geschädigt erscheint, sobald lokal das Kriterium D_{crit} an einer beliebigen Position erreicht wird. Diese Beispielauswahl sichert eine gewisse globale Integrität der Struktur und entspricht in etwa einem globalen strukturellen Widerstand.

Abb. 7.18 unterscheidet in Abhängigkeit von den Parametern der Lastamplitude und der Belastungszeit die Bereiche mit den Schädigungen $D \leq D_{crit}$ und den Schädigungen welche zu $D > D_{crit}$ führen.

Beide Bereiche wurden für ein dehnratensensitives Materialverhalten (VERD) und eine Formulierung ohne diesen Effekten (ED) aufgestellt.

Eine logarithmische Darstellung wurde für die vertikale Ausrichtung der Belastungszeiten gewählt und korrespondiert somit mit der Skalierung aus Abb. 7.11.

Die Belastungsamplituden übersteigt die quasi-statischen Werte für längere Beanspruchungszeiten. Eine Reduzierung der Beanspruchungszeit führt entsprechend zu größeren Amplituden der strukturellen Beanspruchbarkeit. Ein wesentlicher Haupteinfluss für diese Erhöhung liegt in der Massenträgheit der Struktur, durch welche kurze Belastungsimpulse zu einem großen Anteil kompensiert werden und der Rest der Struktur unbeeinflusst erscheint.

Der Anteil der dehnratensensitiven Materialformulierung an diesem Verhalten ist wiederum durch die Unterschiede zwischen der VERD und der ED-Formulierung in Abb. 7.18 verdeutlicht. Es ist erkennbar, dass in beiden Formulierungen ein Dehnrateneffekt auftritt, wobei der strukturelle Einfluss deutlich von dem kombinierten abweicht. Beide Einflüsse steigen mit der Reduzierung der Belastungsdauer und mit zunehmender Amplitude. Sie erreichen dabei im untersuchten Bereich ein Vielfaches der quasi-statischen Festigkeit.

8 Zusammenfassung

8.1 Dynamische Druckversuche

Aus den Untersuchungen zum dynamischen Druckverhalten lassen sich eine Vielzahl von Parameter ableiten, die mehr oder weniger gut geeignet sind, den Werkstoff zu charakterisieren. Für jeden Versuch wurden auf diese Weise ca. 200 Werte ermittelt und der Datenbasis zugeführt. Nur ein Bruchteil dieser Daten lässt sich im Rahmen dieser Arbeit darstellen und interpretieren. Aus diesem Grund liegt das Hauptaugenmerk der Arbeit auf der detaillierten Darlegung der Methodik und möglicher Fehlerquellen. Am Referenzbeispiel wurde die Analyse der Daten detailliert erläutert und eine Vielzahl unterschiedlicher Herangehensweisen hierfür verglichen. Die unterschiedlichen Methoden verschiedener Autoren machen es nahezu unmöglich, die Daten untereinander zu vergleichen. Deshalb wurde in dieser Arbeit grundsätzlich auf den Vergleich mit fremden Daten oder auf die Einordnung der erzeugten Daten in die übliche DIF-Darstellung verzichtet.

Vor den eigentlichen SHB-Versuchen erfolgte eine umfangreiche Validierung der Anlage und die Kalibrierung der unterschiedlichen Messstellen. Hierbei wurden Zeitverzögerungen zwischen einzelnen Sensoren abgeglichen, die im Bereich von einigen μs liegen und einen entsprechend hohen Einfluss auf die resultierenden Daten haben. Das Anlagenverhalten wurde detailliert untersucht. Die modale Analyse der Eigenschaften der Stäbe ermöglicht dabei ein korrektes Filterdesign basierend auf den lokalen Gegebenheiten. Es hat sich dabei als zielführend erwiesen, die Eingangs- und reflektierte Welle unterschiedlich zu betrachten. Wellenlaufzeiten, Dispersion etc. wurden ermittelt und in die Auswertemethoden integriert. Es zeigte sich, dass Dispersionseffekte mit Amplitudenabweichungen im Bereich von 1 % eine untergeordnete Rolle spielen. Störungen aus Querwellen wurden allerdings durch eine geeignete Filterauswahl und eine optionale Bewertungsmethode für die reflektierte Welle deutlich reduziert. Hieraus lässt sich prinzipiell eine alternative Methode zur Dispersionskorrektur auf Basis einer energetischen Bilanzierung entwickeln, die kurz erläutert wurde.

Am Beispiel wurden wesentliche Fehlerquellen identifiziert. Hierzu zählen unter anderem Fehler, die aus der Selektion der Wellenstartzeitpunkte herrühren. Unterschiedliche Methoden wurden hierfür aufgezeigt und die größten Abweichungen im Bereich von bis zu ca. 2,69 % für die manuelle, rein subjektive Selektion bestimmt. Es zeigte sich, dass die Kombination verschiedener Methoden sinnvoll ist und vor allem die korrekte Bestimmung des Startzeitpunktes der reflektierten Welle Probleme bereitet. In dieser Arbeit konnten mit der Ausrichtung der Wellenanstiegsflanken zueinander die besten Ergebnisse erzielt werden.

Die Basisdaten wurden einer Plausibilitätsanalyse unterzogen. Ausgehend von den Anlagen- und Impaktordaten konnte durch eine grobe energetische Betrachtung die Validität nachgewiesen werden. Als problematisch stellten sich dabei die zunehmenden Toleranzen heraus, deren relative Fehler sich mit zunehmender Verfeinerungstiefe entsprechend vergrößern. Dies führt beispielsweise dazu, dass eine E-Modul-Bestimmung aus den Laufzeitunterschieden der Wellen aufgrund der recht hohen Toleranzen bei der Bestimmung der Laufzeiten nicht seriös durchgeführt werden kann.

Die konsequente Integration von Daten aus den Bildsequenzen und Daten zur Oberflächenvermessung ermöglicht völlig neue Ansätze bei der Bewertung der Versuche. So lassen sich aus den Bildsequenzen die resultierenden kinetischen Energien abschätzen und einer entsprechenden Korrektur zuführen. Die Werte hierfür passen erstaunlich gut zu den konventionell ermittelten an der Probe wirkenden Energieformen. Der Automatisierungsaufwand hierfür ist allerdings erheblich.

Aus der korrekten Filterauswahl resultieren beträchtliche Fehler. Die Abweichungen auf die resultierenden Spannungs-Dehnungsbeziehungen sind sehr unterschiedlich und liegen je nach Parameter zwischen 11 % und 20 %. Generell kann gesagt werden, dass eine deutlich höhere Aufzeichnungsrate anzustreben ist, als sie von den Grenzfrequenzen der DMS vorgegeben ist. In den Untersuchungen wurde generell mit 40 MS/s aufgezeichnet, was die hinreichend genaue Selektion auch kleiner Zeitdifferenz ermöglicht.

Die Auswirkungen der Selektionsmethoden auf das Spannungs-Dehnungsverhalten sind deutlich größer, als es der reine Zeitversatz erraten lässt. Für deren Beurteilung wurden 7 Methoden verglichen und je nach Methode Abweichungen im Bereich von 13 % bis 70 % ermittelt. Den höchsten Einfluss haben die Methoden ausgerechnet auf die ermittelten Dehnraten. Energien und maximale Spannungen zeigen dagegen eine recht geringe Beeinträchtigung hieraus.

Aus den Selektionsmethoden lässt sich der Einfluss des relativen Zeitversatzes ermitteln. Je nach Aufzeichnungsrate resultieren hieraus Fehler für die reflektierte Welle von bis zu ca. 54 % und für die transmittierte Welle von ca. 88 %, für Toleranzen im Bereich von bis zu ca. 25 μ s. Am anfälligsten hierfür ist wiederum die Bestimmung der Dehnraten. Für die Durchlaufzeit der Probe lässt sich in ähnlicher Weise eine Abweichung von bis zu ca. 65 % bei der Bestimmung der resultierenden Dehnungen ermitteln.

Aus den Basisgrößen der Dehnungen wurden die lokalen Randbedingungen der Probe wie Verschiebungen, Geschwindigkeiten, Beschleunigungen und Kräfte abgeleitet. Die relative Betrachtung dieser Größen anhand von Dehnungen, Dehnraten und Dehnbeschleunigungen bzw. mittlere Spannungen ist nicht unproblematisch, da der bisher enthaltene Zeitversatz für den Wellendurchlauf durch die Probe mit dieser Betrachtung aufgegeben wird. Die Auswirkungen hieraus sind vielfältig und wurden anhand alternativer Bewertungsmethoden hierzu beleuchtet.

Alle üblichen Ansätze ignorieren diesen Versatz mit dem Hinweis auf die Gültigkeit eines Kräftegleichgewichtes zwischen den Probenenden, welches so für Beton kaum erzielbar ist. Deshalb wurde vom Autor dieser Arbeit eine Methode zur Berücksichtigung der Probenbeschleunigung auf Basis der lokal aktivierten Massen entwickelt. Er berücksichtigt die Beschleunigung am Probeneingang und korrigiert die Kräfte um den entsprechenden Anteil. Im Beispiel wurden damit mittlere Abminderungen im Bereich von ca. 40 % festgestellt. Es zeigt sich allerdings, dass mit dieser Methode Geschwindigkeitseffekte nahezu vollständig ausgelöscht werden können.

Andere Methoden zur Trägheitskorrektur basieren meist auf gemittelten Dehnbeschleunigungen und resultieren in Abminderungen im Bereich von 10 % bis 83 %. Sie wurden ebenfalls exemplarisch anhand ihrer maximalen Spannungen global analysiert.

Ein Ansatz zur Reibungskorrektur nach **KLEPACZKO** wurde vorgestellt. Er basiert ebenfalls auf der Skalierung der Spannungen anhand mittlerer Kenngrößen. Aus ihm resultiert im Beispiel eine Reduktion der Spannungen im Bereich von 9,61 %. Dehnraten und Dehnbeschleunigungen sind hiervon nicht betroffen.

Die Betrachtungen zu wahren Spannungen und Dehnungen zeigten, dass diese Darstellungsform aufgrund der geringen maximalen Dehnung für die Untersuchungen nicht relevant sind. Die Abweichungen bei den Spannungsamplituden resultieren in einem Bereich von 0,10 %, die Abweichungen bei der Bestimmung der Dehnraten im Bereich von 1 %. Für Faserbetone mit deutlich höheren Dehnungen wird dies allerdings relevant.

Aus der Approximation der Daten mit einem analytischen Schädigungsmodell resultieren Abweichungen im Bereich von ca. 3,50 % für die Spannungsamplituden. Die Auswirkungen auf die Dehnraten sind unerheblich. Die Spannungsraten werden dadurch in einem Bereich von ca. 31 % verfälscht.

Aus der klassischen Mittelwertbildung resultieren im Beispiel Abweichungen bei den Spannungsamplituden von ca. 8 %. Die Auswirkungen auf die resultierenden Energien sind dabei deutlich geringer und liegen in einem Bereich von ca. 2 %.

Prinzipiell ist die Mittelwertbildung ein Problem der Datenklassifikation, bei der es darum geht, geeignete Datensätze miteinander zu vergleichen. Die Untersuchungen hierzu zeigen verschiedene Methoden der Klassifikation der Daten und die daraus abgeleiteten Mittelwertkurven der Spannungs-Dehnungsverläufe. Dabei kommt es im Wesentlichen auf die richtige Bezugsgröße an. Eine gute Abgrenzung konnte beispielsweise durch einen Bezug der Daten auf die resultierende Bruchenergie erfolgen. Ein Kernproblem bei dieser Methode ist allerdings, dass die objektive Betrachtung nur

einer eindimensionalen Größe nicht erfolgen kann und die Datensätze immer Abhängigkeiten zu anderen Größen aufweisen.

Einen Ausweg daraus liefert der Ansatz des Autors zu einer Klassifikation auf Basis des Schädigungsmodells. Die freien Parameter beschränken sich dabei auf wenige abhängige Größen. Die Analyse der Parameter bezüglich der Dehnrates und der Spannungsrate liefert das entsprechende analytische Modell zur Beschreibung der Geschwindigkeitseffekte. Es zeigte sich, dass die vier Parameter auf drei wesentliche Parameter reduziert werden können. Unter Umständen lassen sich hieraus noch zwei Konstanten ableiten, sodass ein einziger Parameter zur Beschreibung der Geschwindigkeitseffekte ausreichend erscheint. Hierfür ist eine rekursive Vorgehensweise bei der Parameterfindung notwendig, was einen nicht unerheblichen Programmieraufwand mit sich bringt. Aus diesem Grund beschränkt sich der Autor auf die Vorstellung der Methode.

8.1.1 Datenanalyse nach Standardmethode

Nach der Methodenentwicklung erfolgte die Analyse der Referenzdaten am Beispiel des C40. Hierfür wurde sich aus Gründen der Vergleichbarkeit hauptsächlich auf die Dehnratenabhängigkeit der maximalen Spannungen konzentriert. Dabei wurde vorerst auf die Anwendung alternativer Auswertemethoden verzichtet. Die Betrachtungen erfolgten im Detail für unterschiedliche Körnungen, für den Einfluss aus unterschiedlichen Betonagechargen, Einflüsse aus abweichendem Prüfalter und unterschiedlichen Probenlängen. Anschließend erfolgte eine Bewertung für unterschiedliche Festigkeitsklassen, Korngrößen, Feuchtigkeiten und für die Werkstoffe der Nebenversuche Faser und Granit. Die detaillierten Ergebnisse hierzu sind den entsprechenden Abschnitten zu entnehmen.

Für die Betrachtungen wurde auch eine relative Darstellungsform gewählt und die dynamischen Spannungen auf die statischen bezogen. Hieraus resultierten zwei unterschiedliche Ansätze zur Bestimmung dieser Relation. Der Einfluss lässt sich in eine Mittelwertbetrachtung und eine Betrachtung zum Achsenabschnitt der Gesamtdatenbasis zerlegen. Je nach Wahl der Methode resultieren hieraus Abweichungen bei der Interpretation von Dehnrateneinflüssen von bis zu ca. 20 %.

Ähnlich kritisch wurde die übliche logarithmische Skalierung der relativen Spannungen im sog. DIF-Diagramm hinterfragt. Die konsistent erhobene Datenbasis des Autors erlaubt keine logarithmische Interpretation der Daten, vielmehr ist ein klarer linearer Zusammenhang zu erkennen. Ein recht einfacher Vergleich zwischen beiden Skalierungsformen erzwingt zwar eine scheinbar ansprechendere Wichtung der statischen Datenbasis, allerdings bleibt der lineare Ansatz auch in logarithmischer Darstellung der Bessere zur Beschreibung der Zusammenhänge. Den Empfehlungen der CEB und einer Vielzahl anderer Autoren zu einem bilinearen Ansatz in der logarithmischen Skalierung kann nicht gefolgt werden. Vielmehr resultieren aus dieser logarithmischen Darstellungsform offensichtlich gravierende Interpretationsfehler.

Die Standardanalyse schließt mit der Angabe wesentlicher Kenngrößen zur Werkstoffcharakterisierung ab. Neben den maximalen Spannungen werden die skalaren Kenngrößen zu Dehnungen und Energien betrachtet. Die Quantifizierung des Dehnrateneffektes resultiert dabei aus der jeweiligen Steigung der Ausgleichsgeraden. Aus den Angaben zum Achsenabschnitt resultiert ein quasi-statischer Kennwert. Aus beiden lassen sich Rückschlüsse auf beliebige Dehnraten schließen. Eine wichtige Erkenntnis aus diesem globalen Vergleich ist, dass die resultierenden Dehnungen am Spannungsmaximum offensichtlich unabhängig vom Werkstoff sind. Die Angaben wurden um die drei wesentlichen Parameter des Schädigungsmodells ergänzt. Auch hierin zeigt sich die Unabhängigkeit von ED und ein nahezu konstantes Verhalten von GD.

8.1.2 Auswirkungen alternativer Bewertungsansätze

Die Analyse der Auswirkungen der bereits im einzelnen betrachteten alternativen Auswertansätze auf das globale Spannungs-Dehnratenverhalten war Ziel dieser Untersuchungen. Neben den

Auswirkungen der Filtermethoden, Selektionsmethoden und Versatzzeiten auf das Dehnratenverhalten, erfolgte die Analyse 6 verschiedener Auswertungsmethoden. Diese beinhalten sowohl die Lehrbuchvariante anhand der drei Grundgleichungen zum SHB, die Einwellenmethode sowie die ausführlichere Referenzmethode für die bisherigen Analysen.

Zusätzlich wurden Trägheiten und lokale Zeitversätze berücksichtigt, die jeweils unterschiedlich komplexe Vorgehensweisen bedingen. Sie stellen für sich betrachtet eigenständige Methoden dar. Im Vergleich zur Referenzmethode resultieren aus allen davon abweichenden Methoden deutlich geringere maximale Spannungen. Die Abweichungen liegen in einem Bereich von ca. 15 %. Die Referenzmethode ist am stärksten von einem Belastungsungleichgewicht betroffen, weshalb sich diese Unterschiede herausbilden.

Bei der Einwellenmethode wird ein Gleichgewicht vollständig ignoriert. Die Bewertung erfolgt nur auf Basis der in den Ausgangsstab transmittierten Kräfte. Da die Dehnraten für diese einfache Methode nicht wirklich sinnvoll bestimmt werden können, wurden sie aus den Dehnungen des Eingangsstabes, also aus der zweiten Welle abgeleitet. Je nach Methode lässt sich aus den Untersuchungen ein Dehnrateneinfluss in der Größenordnung von $140 \text{ MPa} \cdot \text{ms}$ ableiten bzw. eine vollständige Auslöschung mit $0 \text{ MPa} \cdot \text{ms}$ verzeichnen.

8.1.3 Alternative Prüfkonzeppte

Aus den bisherigen Ansätzen resultieren einige grundlegende Probleme aus denen der Autor zwei wesentliche Denkansätze entwickelt hat. Beide Probleme sind miteinander verknüpft und bedingen eine grundlegend abweichende Herangehensweise. Betrachtet man die üblichen Annahmen zum SHB lässt sich erkennen, dass die Analysemethoden die Wechselwirkungen zwischen der Prüfanlage und dem Prüfobjekt nicht hinreichend genug auflösen und sich hieraus Fehlinterpretationen, wie beispielsweise die Überschätzung von Geschwindigkeiten, ableiten lassen.

Ein Beispiel hierfür ist der in der Probe wirksame Energieüberschuss, der auch in Form kinetischer Energie der resultierenden Bruchstücke erkennbar wird. Der Autor regt daher eine globale energetische Bilanzierung der Gesamtanlage als Ausgangspunkt der Methodenentwicklung an. Eine konsequente Zerlegung in die drei Wesentlichen Anteile der kinetischen, potentiellen und inneren Energien aller erfassbaren Einzelkomponenten der Prüfanlage und des Prüfobjektes mündet in physikalisch korrekte Randbedingungen zur Bewertung lokaler Effekte. Im Grunde genommen sichert nicht allein eine korrekte Energiebilanz den Rahmen ab, sondern das Zusammenspiel zwischen Energie-, Impuls- und Kräftebilanz.

In diesem Zusammenhang wird vom Autor auch eine energetisch motivierte Dispersionskorrektur angeregt. Im Grunde genommen handelt es sich bei den Wesentlichen Störungen in den Stäben, die zur Amplitudenreduktion führen, nicht um Wellendispersion im klassischen akustischem Sinne. Vielmehr sind die maßgeblichen Änderungen in der Form der Wellenzüge und der resultierende Amplitudenabfall mit der axialsymmetrischen Beanspruchung zu begründen. Aufgrund der üblichen eindimensionalen Annahme zur Wellenausbreitung werden Querdehnungseffekte vollständig vernachlässigt. Die Effekte hieraus werden dann meist mit Wellendispersion begründet.

Aus der detaillierten Bilanzierung wird ersichtlich, dass von der aufgewandten Impaktorenergie nur ca. 10 % an der Probe wirksam werden. Der verbleibende kinetische Anteil beträgt hiervon bis zu ca. 50 %, was bedeutet, dass energetisch betrachtet auch nur ca. 50 % der an der Probe wirksamen Energie auch an der Schädigung der Probe beteiligt ist. In der Kräftebilanz wird dieser Effekt bisher nicht berücksichtigt und verursacht demzufolge eine Überschätzung der ertragbaren Beanspruchungen. Inwieweit sich dieser resultierende energetische Anteil letztlich auf eine reduzierte Kraftwirkung auswirkt, ist momentan noch recht spekulativ und benötigt weiteren Forschungsbedarf.

Die Integration der spezifischen Bruchflächen bei der energetischen Bewertung der in der Probe wirkenden Verformungs- bzw. Schädigungsenergie ermöglicht die Abschätzung spezifischer Bruchenergien. Interessanter ist allerdings die Möglichkeit zur Definition eines geeigneten Schädigungskri-

teriums, welches hieraus abgeleitet wurde. Hierzu wurden Proben unterschiedlich stark geschädigt und daraus die notwendigen lokalen Energien abgeleitet. Die Beziehung zur spezifischen Oberfläche zeigt für vollständig geschädigte Proben eine Art Sättigung bei ca. $(10 \text{ mm}^2/\text{mm}^2)$, ab der eine Energiesteigerung keine weitere Steigerung der resultierenden Bruchflächen verursacht. Analog zum analytischen Schädigungsmodell lässt sich hieraus die vollständige Schädigung mit 1 definieren. Der Zuwachs der spezifischen Bruchflächen bis zur Sättigung bzw. bis zur vollständigen Schädigung ist abhängig vom jeweiligen Werkstoff.

Für die unterschiedlichen Werkstoffe wurden exemplarisch auch spezifische Bruchenergien abgeleitet, obwohl der Zugversuch hierfür die bessere Methode darstellt. Die Werte liegen in einem Bereich von ca. $0,50 \cdot 10^{-4} \text{ J/mm}^2$ bis $0,90 \cdot 10^{-4} \text{ J/mm}^2$ mit einer recht hohen Streubreite und liegen damit ca. 1/10 unter den Werten aus den SHBT-Versuchen.

8.1.4 Verfahren zur Abgrenzung überschüssiger Energieanteile

Die energetischen Betrachtungen zeigen, dass eine realistische Bestimmung einer Festigkeit aufgrund des deutlichen Energieüberschusses mit den bisherigen Methoden nicht wirklich möglich ist und eine Korrektur der wirksamen Kräfte recht spekulativ ist. Aus diesem Grunde wurde vom Autor eine Vorgehensweise entwickelt, mit der die Abschätzung einer realen Festigkeit ermöglicht wird. Die Methode ähnelt einem Abgrenzungsverfahren in Kombination mit einem Perlschnurverfahren zur statistisch abgesicherten Bestimmung von Dauerfestigkeiten und wird daher auch als Abgrenzungsverfahren eingeführt.

Die Belastungshorizonte bzw. Ladedrücke oder Impaktorenergien werden im SHPB-Versuch so gewählt, dass in etwa gleich viele geschädigte wie ungeschädigte Proben hieraus resultieren. Die Definition der Schädigung erfolgt anhand eines definierten Masseverlustes der resultierenden Bruchstücke oder auf Basis der erzeugten spezifischen Bruchflächen. Durch die Variation der Schädigungen lassen sich die ermittelten Spannungen und Dehnraten in den ungeschädigten Bereich extrapolieren und mit einer entsprechenden Sicherheit belegen. Aus einem Stichprobenumfang von ca. 10 Proben lässt sich damit ein recht gut abgesicherter Wert ableiten. Am Beispiel wurde gezeigt, dass mit Hilfe unterschiedlicher Impaktorklängen bei gleichen Dehnraten unterschiedliche Schädigungsgrade eingestellt werden konnten, was ein Indiz für die Wirksamkeit des Verfahrens ist. Für einen vollständigen Spannungs-Dehnratenzusammenhang wären bis zu ca. 10 unterschiedliche Impaktoren sinnvoll, was den Versuchsaufwand auf einige 100 Proben erhöht.

Für die vier Hauptwerkstoffe wurde mit dieser Methode je eine Festigkeit für den Schädigungsgrad 0 abgeleitet. Die Dehnraten liegen je nach Werkstoff im Bereich von ca. 13 1/ms bis 25 1/ms. Interessant dabei ist, dass sich aus Variante 2 der Trägheitskompensation des Autors mit dieser Methode höhere Festigkeiten ergeben als bei der Referenzauswertung. Gleichzeitig wird erkennbar, dass bei dieser Variante die Streubreiten deutlich geringer sind.

Das Verfahren ist zwar sehr aufwendig, erlaubt aber realistischere Aussagen zu echten Festigkeiten, bei denen davon ausgegangen werden kann, dass die zugrunde liegenden Proben auch wirklich intakt bleiben. Eine Etablierung einer solchen Methode benötigt allerdings einen gewissen zusätzlichen Forschungsbedarf, der an dieser Stelle und in diesem Umfang nicht geleistet werden kann.

8.1.5 Ausblick und Forschungsbedarf zum SHPB-Versuch

Die Publikationen auf dem Gebiet der Bestimmung dynamischer Druckfestigkeitskennwerte und die jährlichen Veröffentlichungsraten hierzu sind derart umfangreich, dass eine tiefgründige Analyse aller Methoden kaum möglich ist. Häufig wird allerdings von recht allgemeinen Annahmen ausgegangen, die im Detail nicht haltbar sind. Der Autor hat hierfür einige Beispiele aufgezeigt und möglichen Forschungsbedarf hieraus wie folgt identifiziert.

Parameteridentifikation

Die Untersuchungen haben gezeigt, dass die Definition der Bezugsgröße ein wesentlicher Punkt für die Datenbewertung ist. Häufig wird hierfür die Dehnrate angesetzt, vereinzelt gibt es Autoren die eher zur Spannungsrate tendieren. Letztere ist vor allem vor dem Hintergrund einer analytischen Bewertung von Belastungsszenarien deutlich besser geeignet. Beide Größen lassen sich nicht gezielt provozieren, weshalb an dieser Stelle der Bezug zur Energie, zum Impuls oder sonstigen äußeren Beanspruchungen besser geeignet wäre, stoffliche Eigenschaften hiermit zu vergleichen. An dieser Stelle wären neue Bewertungsansätze notwendig und mit entsprechender Forschungsarbeit zu untermauern.

Parametersignifikanz

In ähnlicher Weise treffen diese Aussagen auch auf die resultierenden Kenngrößen zu. Es zeigt sich, dass beispielsweise eine maximale Spannung für eine statische Dimensionierung zwar wesentlich ist, der dynamische Fall allerdings damit nicht hinreichend genug abgebildet werden kann. Hier ist in geeigneter Weise ein dynamisches Bewertungskonzept zu entwickeln, welches beispielsweise auf den absorbierten Energien begründet ist und als Nebenkenngröße ggf. eine resultierende quasi-statische Beanspruchung hieraus ableitet. Für ein solches Konzept sind die wirklich relevanten dynamischen Kenngrößen zu identifizieren. Es zeigte sich in den Untersuchungen hierzu beispielsweise, dass die resultierende Bruchenergie deutlich stärker von der Dehn- bzw. Spannungsrate abhängt, als die maximalen Spannungen. Mit Hilfe geeigneter Analysemethoden lassen sich die Zusammenhänge zwischen den Parametern identifizieren und die Wesentlichen Kenngrößen bestimmen. Ein Ansatz hierzu liefert das Schädigungsmodell, was letztlich einen dynamischen Effekt auf Basis von nur zwei Parametern abbilden kann. In einer solchen Analyse sind die mathematisch beschreibbaren und die phänomenologisch ermittelbaren Abhängigkeiten zu identifizieren und die Parameteranzahl geeignet zu reduzieren.

Bilanzierung von Energie, Impuls, Kräfte

Auf die korrekte Bilanzierung der Energieflüsse wurde bereits sehr häufig verwiesen. Forschungsbedarf besteht an dieser Stelle bei der Entwicklung eines völlig neuartigen Konzeptes für die Bewertung derartiger dynamischer Versuche. Dabei ist eine Top-Down-Vorgehensweise sinnvoll, welche die lokalen Erkenntnisse mit einschließt.

Trägheitskompensation

Wesentlich für die dehnratenübergreifende Bewertung von spröden Werkstoffen wie Betonen ist, dass ein Kräfte- bzw. Dehnungsgleichgewicht in Versuchen am SHB kaum erzielt werden kann. Der Aufwand hierfür ist recht hoch und lässt sich vor allem auch vor dem Hintergrund der üblichen Herstellungstoleranzen nicht wirklich rechtfertigen. Statt wie üblich ein Gleichgewicht einfach nur anzunehmen ist es besser, damit zu rechnen und die Effekte hieraus zu kompensieren. Ein Effekt, der auch mit Gleichgewicht relevant ist, ist die Beschleunigung der Probe. Für die Kompensation wurden verschiedene bekannte Ansätze aufgezeigt. Der Ansatz des Autors geht hier einen Schritt weiter und greift detailliert in die Bewertung ein. Das Konzept hierfür ist schlüssig, allerdings bedingt es weitere Forschungsarbeit, dieses grundlegender zu validieren und zu etablieren.

Abgrenzungsverfahren zur Festigkeitsermittlung

Der Autor vermeidet in der vorliegenden Arbeit bewusst den Begriff der Festigkeit für die messtechnisch erfassten maximale Spannungen. Ausnahme hiervon bilden die ermittelten Festigkeiten nach dem entwickelten Abgrenzungsverfahren. Der Hintergrund dieser Festlegung ist, dass der Begriff Festigkeit prinzipiell einen ungeschädigten Zustand des Prüflings voraussetzt, dies allerdings weder bei der statischen noch bei der dynamischen Kennwertermittlung realisiert werden kann. Das entwickelte Verfahren greift dies für den dynamischen Fall auf, da dies vor allem am SHB relevant ist. Mit Hilfe des Verfahrens wurden exemplarische Bewertungen durchgeführt, die zu interessanten Effekten führen. Für eine Etablierung eines solchen Verfahrens ist allerdings deutlich mehr Forschungsbedarf notwendig, als in einer solchen Arbeit als Randthema betrachtet werden kann.

8.2 Dynamische Spaltzuguntersuchungen

Aus den Untersuchungen zum dynamischen Spaltzugverhalten lässt sich im Wesentlichen nur auf einen Parameter mit hinreichender Sicherheit schließen. Das ist die resultierende maximale Spannung, welche auf Basis unterschiedlicher Modelle aus den wirksamen globalen Kräften der SHB-Stäbe abgeleitet wird. Problematisch hierbei ist die korrekte Bestimmung der wirksamen Kraft, welche in der Regel aus der Mittlung der angreifenden Kräfte resultiert. Unter der Voraussetzung eines Kräftegleichgewichtes erscheint dies legitim zu sein, jedoch ist ein Kräftegleichgewicht an sich noch kein guter Indikator für eine daran anschließende quasi-statische Betrachtung der Problematik. Die Untersuchungen zeigen, dass vielmehr der Zeitversatz zwischen den Kraftwirkungen eine entscheidende Rolle spielt und vor allem auch die Betrachtungen zu Spannungs-Dehnungsbeziehungen auf dieser Basis deutlich hinterfragt werden müssen. Ein zeitlich versetzt wirkendes Kräftegleichgewicht ist demnach kein Garant dafür, dass lokale Beschleunigungen nicht doch zu einer Überschätzung der gemittelten Kenngrößen führen.

Die Bestimmung der **lokalen Kenngrößen** erfolgte durch Messung der Verschiebungen der resultierenden Bruchstücke. Der sich hieraus einstellende Zeitversatz zu den global gemessenen Größen zeigt einen gravierenden Einfluss auf die Bestimmung von Dehnungs- bzw. Dehnratenverläufen auf. Ein Versatz von wenigen μs bewirkt in einem relevanten Auswertebereich von ca. $13 \mu\text{s}$ eine fehlerhafte Zuordnung der zeitlichen Verläufe, woraus sich letztlich fehlerhafte lokale Dehnraten oder Energien ableiten. In der Tat ist diese nicht beherrschbare zeitliche Toleranz ein wesentlicher Grund für die starken Streuungen der Dehnungen und den davon abgeleiteten Größen, wie den Dehnraten. Der Einfluss konnte in dieser Arbeit lediglich quantifiziert werden. Die Lösung dieses Problems bedarf wesentlich mehr Forschungsarbeit auf dem Gebiet des dynamischen Spaltzugversuches. Letztlich bleibt festzustellen, dass die Bestimmung einer lokalen Dehnrates bzw. einer Rissöffnungsrate als Vergleichsbasis auch in dieser Arbeit kritisch hinterfragt werden muss.

Ähnlich wirken sich die Toleranzen bei der Bestimmung der **Bruchenergien** bzw. der spezifischen Bruchenergien aus. Jedoch lassen sich dabei aus der zeitlich nahezu unabhängigen Bilanzierung der beteiligten Energieformen deutlich bessere Aussagen treffen. Die Bestimmung der resultierenden kinetischen Anteile der Bruchstücke nach der Schädigung ist hierbei ein zentraler Punkt, der messtechnisch recht einfach gelöst werden kann. Wesentlich komplexer gestaltet sich allerdings die Zuordnung der inneren und kinetischen Energieanteile der messtechnisch erfassten Wellenzüge. Hauptproblem dabei ist die korrekte Beschreibung der jeweiligen Grenzen eines Wellenzuges und die korrekte Selektion der reflektierten Anteile im Eingangsstab. Wie bereits bei der Validierung der SHB-Anlage beschrieben wurde, ist die reflektierte Welle deutlich von Querschwingungen überlagert, deren Einfluss bei der korrekten Bestimmung der Wellenzugenergie vor allem im SHBT nicht zu unterschätzen ist. Aufgrund des im Vergleich zu einer flach anliegenden Probe im SHPB-Versuch geringen, in die Probe transmittierten Anteils, resultieren hieraus recht hohe reflektierte Wellenanteile. Aufgrund der recht großen messtechnischen Toleranzen können diese dann auch scheinbar mehr Energie enthalten als überhaupt induziert wurde. Das Problem lässt sich zwar mit einer guten Kalibrierung der Anlage eindämmen, das Problem der korrekten Wellenzugselektion bleibt allerdings erhalten. Mit Hilfe der Bilanzierung der Energien lässt sich eine in der Probe wirksame Energie und die darin verbleibenden kinetischen Energien ableiten. Die Differenz aus beiden wird in dieser Arbeit direkt als Bruchenergie bezeichnet, was möglicherweise nicht ganz korrekt ist. Leider ist eine weitere Aufteilung der lokalen Energieformen, wie sie aus den Druckversuchen am SHB bekannt ist, wegen der nicht seriös bestimmbareren Spannungs-Dehnungsbeziehung nicht möglich. So kann beispielsweise ein verbleibender innerer Anteil, Anteile aus Rotationen der Probe oder Anteile aus einer quasi-plastischen Schädigung nicht bestimmt werden. Die Bruchenergien werden dementsprechend überschätzt.

Die Anwendung einer Flächenkorrektur auf Basis der individuell ermittelten **spezifischen Flächen** hat offensichtlich keinen Einfluss auf die Geschwindigkeitsabhängigkeit der resultierenden Spannungen bzw. spezifischen Brucharbeiten. Unter objektiver Betrachtung der zugrunde liegen-

den Toleranzen reduziert sich ihre Wirkung auf eine reine dehnratenunabhängige Skalierung der Daten. Prinzipiell ist dies auch erwartungsgemäß und unter Betrachtung von Abbildung 5.148 wird auch hieraus klar, dass die ausgebildete spezifische Fläche keinem Geschwindigkeitseffekt unterliegt. Das macht auch dahingehend Sinn, dass im Gegensatz zur Schädigung auf Druck natürlich keine Kräfte mehr übertragen werden können, wenn eine vollständige Trennung des Querschnittes vorliegt.

Eine Abbildung der Zusammenhänge mit Hilfe des Schädigungsmodells, wie es aus den statischen und dynamischen Druckversuchen bekannt ist, ist für die vorliegenden SHBT-Versuche nicht sinnvoll. Es resultieren zwar aus den Spannungs-Dehnungsverläufen diverse Parameter, allerdings sind diese aufgrund der benannten Probleme zum Zeitversatz nicht wirklich aussagekräftig. Ohne eine gesicherte Methode zur Bestimmung dieser Zusammenhänge macht es letztlich keinen Sinn, diese modellhaft abbilden zu wollen. Auf die Angabe der globalen Daten hierzu wurde daher bewusst verzichtet.

8.2.1 Ausblick, Forschungsbedarf zum SHBT-Versuch

Trotz der vielfältigen Forschungsarbeiten auf dem Gebiet des dynamischen Spaltzugversuches fehlen offensichtlich grundlegende Methoden und Theorien zur Ermittlung experimenteller Kenngrößen hierzu. Trotz intensiver Recherche konnte keine Arbeit identifiziert werden, die Versuche und deren Auswertung zusammenhängend darstellt. Die meisten Arbeiten gehen von einer direkten Übertragbarkeit der statischen Zusammenhänge bei der Bestimmung der Spaltzugspannungen aus. Die Bestimmung einer lokalen Dehnrate ist dabei nicht notwendig, für die Einordnung im dynamischen Bereich allerdings evident. Wie bereits ausgeführt wurde, liegt hierin der eigentliche Bedarf zukünftiger Anstrengungen. Teilweise liegen hierfür Arbeiten auf numerischer Basis vor, allerdings sind die hieraus ableitbaren Verfahren nicht direkt auf einen realen Versuch übertragbar, da vor allem die experimentellen Toleranzen und Messfehler das eigentliche Problem bei der Bewertung darstellen.

Hieraus leitet sich direkter Forschungsbedarf ab, welcher durch eine engere Kopplung numerischer und experimenteller Methoden unter Einbeziehung von Streuungen bei beiden Methoden umsetzbar ist. Wesentlich dabei ist die Entwicklung einer belastbaren Theorie zu den dynamischen Effekten. Ein Ansatz wäre hier eine semi-analytische Vorgehensweise wie beispielsweise bei der Bewertung von Spallationsversuchen, bei denen der lokale Spannungszustand durch Transformation der äußeren Beanspruchung in die Probe abgeschätzt wird. Für die geometrisch komplexeren Belastungen im SHBT-Versuch lässt sich hier ebenfalls die Methode zur Bestimmung der aktivierten Massen ansetzen.

Betrachtet man das Problem jedoch globaler, muss bei der Bestimmung der Signifikanz der Einzelparameter begonnen werden. Inwieweit eine Dehnrate die alleinige Bezugsgröße darstellt, ist kritisch zu hinterfragen. Vereinzelt gibt es hier Ansätze, die eher auf die Bestimmung der Belastungsrate abzielen, die letztlich auch praxisorientierter eingesetzt werden können. Beide Größen sind bereits abgeleitete Kenngrößen auf lokaler Ebene. In ähnlicher Weise implizieren diese Aussagen auch statistische Betrachtungen zu den Einflüssen.

Nahezu unbeachtet bleibt in der Regel eine wirkliche Bilanzierung der Energie, Impuls und bspw. Kraftflüsse. Hier sollte ein Top-Down-Ansatz gewählt werden, um neue Bewertungsmethoden zu entwickeln. So ließe sich mit einer Energiebilanzierung beispielsweise definieren, wie viel Energie eigentlich für die Reaktion einer Probe zur Verfügung steht und zu welchen Anteilen diese dann wirksam werden. Hieraus sollte auf Kräfte, Verschiebungen etc. geschlossen werden. Die bisherigen Betrachtungen gehen in der Regel einen anderen Weg, was im übrigen für die meisten hochdynamischen Methoden gilt.

8.3 Statische Kennwertermittlungen

Hintergrund der teilweise sehr detailliert wirkenden Betrachtung der statischen Zusammenhänge ist, dass bereits hierin transiente Effekte enthalten sind, die Auswirkungen auf die Interpretation der Geschwindigkeitseffekte bei den dynamischen Betrachtungen haben. In gleicher Weise gilt dies für die Betrachtung der resultierenden Toleranzen. Häufig wird bereits im Statischen eine Mittlung der Daten vorgenommen und dieser Kennwert dann als Bezugsgröße, bspw. zur Bestimmung eines dynamischen Erhöhungsfaktors (DIF) verwendet. Dass dies unweigerlich zu einem Informationsverlust aufgrund falscher Annahmen führt, liegt auf der Hand. Wie sich daraus Fehler fortpflanzen, lässt sich anhand der jeweiligen Kapitel nachvollziehen. Dabei wurde darauf geachtet, dass Toleranzen bzw. prozentuale Abweichungen konsequent angegeben werden.

Druckversuche

Um eine Vergleichbarkeit und Einordnung der Betone zu gewährleisten, wurden für die Hauptwerkstoffe Normprüfungen am 300 mm langen Zylinder durchgeführt. Der Chargeneinfluss wurde dabei berücksichtigt. Statische Druckversuche an 80 mm Zylinderproben dienen als Referenz für den Vergleich mit den dynamischen Kennwerten. Auch hierbei wurde der Chargeneinfluss berücksichtigt. Zusätzlich wurden Längen variiert und daraus Reibungseinflüsse abgeleitet.

Die Prüfungen an Kleinproben fanden jeweils für zwei verschiedene Geschwindigkeitsbereiche statt. Dies bedingt eine entsprechende Anpassung der Auswertung, Filtermethoden oder bspw. der Steifigkeitskorrekturen. Die Details hierzu wurden dargelegt. Analog zu hochdynamischen Versuchen wurden Geschwindigkeitseffekte und die Wechselwirkungen mit der Anlage berücksichtigt. Eine Trägheitskorrektur wirkt sich für die Spannungsamplituden in Abweichung unter 0,10 % aus und kann daher für die durchgeführten Untersuchungen vernachlässigt werden.

Der Abschnitt 4.3.2.7 beinhaltet auch die Definition der Kenngrößen. Hierbei wurde teilweise bewusst von den Standards im Bauwesen abgewichen und allgemeingültige Bezeichnungen verwendet. Das Kapitel beinhaltet des weiteren die Herleitung der Schädigungsfunktion zur Abbildung des Spannungs-Dehnungsverhaltens und die Methoden zur Parameteridentifikation hierzu. Es konnte auch gezeigt werden, dass abgeleitete Verteilungsfunktionen, die mit weniger Parameter auskommen, auch in der Lage sind, die Zusammenhänge hinreichend genau zu beschreiben.

Ein wichtiges Augenmerk wurde ebenfalls auf die Definition korrekter Mittelwertkurven gelegt. Aufgrund der zugrunde liegenden Datenmenge lässt sich dies nur durch eine vollständige Automation des Auswerteprozesses realisieren, wozu eindeutige und allgemeingültige Algorithmen gehören. Die Relevanz zeigt sich vor allem bei einer objektiven Mittelwertbildung teilweise stark voneinander abweichender Kurvenverläufe. Die Abweichungen hieraus und die Auswirkungen auf einen möglichen Geschwindigkeitseffekt können bei Nichtbeachtung gravierend sein.

Die Betrachtungen zwischen technischen und wahren Spannungs-Dehnungsbeziehungen zeigten, dass sich hieraus Abweichungen im Bereich von ca. 0,20 % ergeben. Für spröde Betone wirkt sich der Fehler demnach nur geringfügig aus. Inwieweit sich die zugrunde liegenden Beziehungen hierzu übertragen lassen ist an sich fraglich, da die Relationen hierfür für das isotrope Kontinuum entwickelt wurden und diese Methoden nicht direkt auf Betone übertragen werden sollten.

Die Ergebnisse der Prüfungen wurden für zwei verschiedene Geschwindigkeitsbereich und drei verschiedene Feuchtigkeitszustände in Form der maximalen Spannungen angegeben. Die Abweichungen zur Normprüfung am 300 mm Zylinder belaufen sich dabei auf ca. 10 %. Entsprechend würde auch ein Geschwindigkeitseffekt falsch eingeschätzt werden, betrachtet man hierzu die reinen Kennwerte der Normprüfung.

Schwankungen aus den Betonierchargen resultieren in Abweichungen von ca. 20 %. Sie lassen sich bei der Bewertung entsprechend berücksichtigen und für eine globale Analyse korrigieren.

Unterschiedliche Feuchtigkeiten resultieren in Abweichungen von bis zu 40 %. Feuchtere Proben bewirken dabei geringere maximale Spannungen.

Bereits im quasi-statischen Bereich ist eine Steigerung der maximalen Spannungen mit zunehmender Geschwindigkeit zu erkennen. Die Prüfungen fanden bei Geschwindigkeiten zwischen 0,02 mm/s und 1 mm/s statt. Für höhere Geschwindigkeiten liegen die mittleren maximalen Spannungen ca. 10 % höher. Die Werte bei höheren Geschwindigkeiten zeigen allerdings auch eine deutlich größere Streubreite, bei denen mit Abweichungen im Bereich von ca. 20 % zu rechnen ist.

Die statisch ermittelten Elastizitätsmodulen liegen in einem plausiblen Bereich und unterscheiden sich je nach Auswertemethode nur geringfügig. Ein Geschwindigkeitseffekt ist nicht zu erkennen. Ein Einfluss aus einer möglichen Viskosität ist ebenfalls nicht erkennbar.

Der Einfluss der Probenlänge lässt sich bereits im statischen Bereich deutlich erkennen. Das Länge-Durchmesser-Verhältnis von 2 stellt dabei offensichtlich das Maximum der maximalen Spannungen dar. Unter Vernachlässigung dieses Effektes resultieren Abweichungen in der Größenordnung von 20 %. Die Referenzproben mit einer Länge von 80 mm zeigen geringfügig niedrigere maximale Spannungen gegenüber dem scheinbaren Optimum. Dennoch wurde sich hierauf bei den Untersuchungen festgelegt.

Aus den Längenbetrachtungen lassen sich prinzipiell Reibungsanteile ableiten. Das Modell von **KLEPACZKO** und **MALINOWSKI** zeigt dabei aber keine gute Übereinstimmung mit den zugrunde liegenden Daten. Die resultierende Streubreite lässt keine eindeutige Reibwertermittlung zu. Für die zugrunde liegenden Daten lässt sich mit dem Modell ein Reibungseinfluss bestimmen. Die Abweichungen hieraus liegen bei ca. 7 %.

Ein Einfluss auf die Ausbildung der resultierenden Bruchflächen ist bei den beiden quasi-statischen Geschwindigkeiten nicht zu erkennen. Zu erkennen ist allerdings die deutlich höhere Sprödigkeit des C160, welcher dadurch weniger Bruchflächen ausbildet.

Direkte Zugversuche

Für die definierten Betone wurden analog zur Vorgehensweise im Druckversuch direkte Zugversuche bei unterschiedlichen Feuchtigkeiten und unterschiedlichen Geschwindigkeiten durchgeführt. Es zeigte sich dabei, dass es vor allem bei den schnelleren Messungen eine Vielzahl von Fehlerquellen gibt.

Zur besseren Bewertung des Anlageneinflusses wurden vor und nach der Probe lokale DMS angebracht und der Messaufbau in seinem Gewicht reduziert. Die wenigen leichten Komponenten erlaubten eine Steifigkeitskorrektur und die Ableitung der an der Probe real einwirkenden Kräfte und Verschiebungen. Aus der modalen Analyse dieser Komponenten wurde eine Mindestaufzeichnungsrate von ca. 3 kHz ermittelt, um ein Nachbruchverhalten möglichst realistisch abzubilden. Die eigentlichen Messungen erfolgten bei ca. 10 kHz.

Ein spezielles Augenmerk wurde auf die korrekte Filtereinstellung gelegt. Es zeigte sich schnell, dass auch in langsamen statischen Versuchen die Auswirkungen üblicher Filtermethoden zu gravierenden Fehlinterpretationen der Daten führen können. Vor allem wird das Nachbruchverhalten dadurch deutlich verfälscht dargestellt, weshalb hierfür ein spezielles gradientensensitives multimodales Filter entwickelt wurde. Ein Fehler bei der Filtereinstellung wirkt sich im Beispiel leicht mit ca. 27 % auf die maximalen Spannungen aus.

Aus den Analysen wurde deutlich, dass das Verhalten der Proben im Bereich des Bruches und danach mit den üblichen Methoden nicht korrekt dargestellt werden kann. Hier spielen vor allem Trägheitseffekte bei der Rissöffnung eine Rolle. Die dargestellte Methode zeigt, dass ein Nachbruchbereich, wie er häufig postuliert wird, nicht erkennbar ist.

Ähnlich komplex ist die korrekte Zuordnung von Dehnungen bzw. Rissöffnungen zu den messtechnisch erfassten Spannungen. Die Daten wurden mit zwei verschiedenen Systemen gemessen und die Zeitverzögerungen zwischen den Systemen bestmöglich korrigiert, trotzdem ist die Angabe einer Rissöffnung bzw. Dehnung schwierig, da nur ein Versatz von wenigen μs zu einer starken Verfälschung der Probensteifigkeiten führt.

Der Einfluss der Prüfgeschwindigkeit wirkt sich im betrachteten Bereich ohne Trägheitskorrektur mit Abweichungen von bis zu 50 % aus. Die ermittelten Elastizitätsmodulen bleiben hingegen konstant.

Die ermittelten spezifischen Bruchoberflächen liegen in einem Bereich von ca. $1,40 \text{ mm}^2/\text{mm}^2$. Entsprechend wirkt sich eine Anwendung dieser Methode auf die Spannungen mit deutlichen Abweichungen aus. Bezieht man die jeweiligen Flächen jeder einzelnen Probe mit in die Auswertung der Versuche ein, resultieren hierfür Verminderungen im Bereich von 25 % bis 35 %.

Generell ist der direkte Zugversuch an Zylinderproben nicht optimal für die Kennwertermittlung im Zugbereich. Hier sollte man sich perspektivisch eher an taillierten Rundproben orientieren.

Spaltzugversuche

Für die Bewertung der Spaltzugversuche gilt prinzipiell das Gleiche wie für Druck- und direkte Zugversuche. Die korrekte Filterauswahl ist auch hier ein entscheidender Faktor. Wesentlich für die Spaltzugversuche ist allerdings auch die korrekte Ermittlung der lokalen und globalen Kennwerte. Je höher die Geschwindigkeit ist, desto größer wird der Einfluss des ermittelten Zeitversatzes zwischen globaler Beanspruchung und lokaler Reaktion.

Für die Bestimmung der lokalen Spaltzugspannungen wurde sich auf das Standardverfahren berufen. Die unterschiedlichen Definitionen hierzu sind Gegenstand intensiver Forschungsarbeiten und würden den Rahmen dieser Arbeit sprengen. Die Gleichung nach **HERTZ** unterschätzt dabei die maximalen Spannungen des direkten Zugversuches um ca. 30 %. Die Abweichungen sind allerdings nicht systematisch kleiner. Aus der Datenbasis lässt sich hier ein Zusammenhang zur Korngröße und zur Sprödigkeit des Betons vermuten.

Die spezifischen Bruchflächen sind mit einem Mittel von ca. $1,27 \text{ mm}^2/\text{mm}^2$ weniger zerklüftet als im direkten Zugversuch. Bis auf den C160 lässt sich hierfür mit einer Abweichung von unter 5 % ein einheitlicher Faktor angeben.

8.4 Numerische Untersuchungen zum VERD-Model

Zwei wesentliche Effekte werden in der aktuellen Diskussion um den Dehnrateneffekt als Ursache dafür herangezogen, wobei Wasser in den Kapillaren der Porensysteme auf der einen Seite und die Limitierung der Rissausbreitungsgeschwindigkeit aufgrund von Mikro- und Makrorissen auf der anderen Seite als wesentliche physikalische Ursachen hierfür postuliert werden.

In diesem Abschnitt wurde ein viskoelastischer Ansatz weiterentwickelt, welcher die ersten Mechanismen abbilden kann. Für das zweite Phänomen erfolgte die Kopplung eines Ansatzes zur verzögerten Schädigung. Beide Ansätze wurden auf neuartige Weise miteinander kombiniert und als eine Erweiterung eines isotropen Gradienten-Schädigungsverfahrens implementiert.

Die Gradientenschädigung beinhaltet eine nichtlokale Vergleichsdehnung als Zustandsvariable für die Schädigung und führt gleichzeitig zu einer Regularisierung der numerischen Methode im Entfestigungsbereich. Weiterhin sind diese Ansatzfunktionen benutzt wurden, um die Verbindung zur verzögerten Schädigung zu komplettieren. Dies erfolgt anhand eines zusätzlichen Trägheitsterms mit einer virtuellen Masse in Analogie zu den Gleichungen des Momentengleichgewichtes.

Das gesamte Gleichungssystem wurde räumlich mit der Finiten Elemente Methode und mit einem impliziten Newmark-Verfahren im Zeitbereich als ein Mehrfeldsystem von Verschiebungen und den nichtlokalen Vergleichsdehnungen als unabhängige Variablen diskretisiert. Die Lösungen der Nichtlinearitäten innerhalb eines Zeitschrittes erfolgten mit einem Newton-Raphson-Schema.

Die numerische Simulation der Zugwellenausbreitung in einem exemplarischen Betonkörper erlaubt die Diskussion der grundsätzlichen Mechanismen der stoffgesetzlichen Formulierung. Dabei wurden Effekte wie die des lateralen Confinements und das dreiaxiale Materialverhalten durch den axial-symmetrischen Ansatz berücksichtigt.

Eine konstante nominelle Dehnrates dient als Randbedingung in Form einer vorgeschriebenen Verschiebung auf das eine Balkenende. Diese Herangehensweise zeigt deutlich, dass die erreichten maximalen Zugspannungen mit zunehmenden Dehnraten ansteigen, wobei diese hohen Spannungen allerdings nur für eine geringe Zeit auftreten. Der Werkstoff wird vollständig geschädigt, währenddessen die Verschiebung aufgrund der konstanten Dehnrates weiter ansteigt. Die maximale Zugspannung wird hierin als dynamische Zugfestigkeit aufgefasst. Diese numerische Vorgehensweise erlaubt es, die dynamischen Zugfestigkeiten bzw. die relativen dynamischen Festigkeitsüberhöhungsfaktoren als Funktion der nominellen Dehnraten zu bestimmen.

Die grundlegenden Ergebnisse wurden anhand des bilinearen Zusammenhanges in doppelt logarithmischer Darstellung aufgetragen und widerspiegeln prinzipiell die experimentellen Ergebnisse. Es konnte gezeigt werden, dass der viskoelastische Anteil des Stoffgesetzes zum flacheren Anstieg bis zu einer Dehnrates von ca. $1 - 10\text{s}^{-1}$ führt, wohingegen der steilere Anstieg durch die Gradientenschädigung und die verzögerte Schädigung verursacht wird. Die Art der Verläufe dieser beiden Anteile für die Erhöhungsfaktoren in Abhängigkeit von der Dehnrates wird durch drei Materialparameter beschrieben, welche als Ergänzung zum quasi-statischen Materialverhalten eingeführt wurden. Im Zugfestigkeitsbereich führen die vorhandenen experimentellen Daten zu einer guten Übereinstimmung im prinzipiellen Verhalten, wodurch es möglich ist, diese Daten für die Kalibrierung der Materialparameter heranzuziehen. Es konnte an diesem Beispiel allerdings auch gezeigt werden, dass bei einer rein elastischen Betrachtung des Problems bereits Trägheitseffekte zu einem Dehnrateseffekt führen.

Der Bereich der Druck-Dehnratesabhängigkeit ist prinzipiell durch das Stoffgesetz mit abgedeckt, bedingt allerdings weitere Untersuchungen, die den Rahmen der Arbeit übersteigen würden. Dies betrifft im Wesentlichen die Integration von Zuständen höherer Drücke bzw. Kompaktierungen, Zustandsänderungen etc., die mit dem volumetrischen Anteil des Dehnungstensors verbunden sind (vgl. [HIERMAIER \[71\]](#)). Interessant wäre diese Komplettierung, um deutlich schnellere Vorgänge im selben Stoffgesetz abbilden zu können. Ein weiteres Augenmerk muss auf die Möglichkeit zur erneuten Risschließung nach der Zugschädigung gelegt werden. In ähnlicher Weise betrifft dies auch eine Implementierung zur Berücksichtigung einer Schädigungsinduzierten Anisotropie auf dieser Ebene.

Während der Fokus im ersten numerischen Beispiel auf die Validierung des Werkstoffverhaltens lag, wurde mit dem zweiten Beispiel die prinzipielle Vorgehensweise bei der strukturellen Beschreibung der Vorgänge verdeutlicht. Sie ist in dieser Form prinzipiell auf beliebige Tragwerke übertragbar. In betrachteten Beispiel wurde ein ebener Balken mit einer Stoßbeanspruchung, welche durch eine Amplitude und Beanspruchungszeit charakterisiert ist, beaufschlagt.

Komplexe Wellenausbreitungsmechanismen treten in solchen Strukturen auf und es konnte gezeigt werden, dass ein Großteil der beobachteten Effekte aufgrund von strukturellen Trägheiten auftreten und nicht dem stofflichen Verhalten zugewiesen werden können. Die dynamischen Effekte aus der Materialformulierung zeigen hierbei nur einen geringen Anteil auf, was bei anderen Konfigurationen allerdings nicht der Fall sein muss.

Es konnte weiterhin gezeigt werden, dass die Strukturantwort für kurze Beanspruchungszeiten weitestgehend durch Massenträgheitseffekte dominiert wird. Dennoch führt die Dehnratesensitivität des Werkstoffes zu einem erhöhten strukturellen Widerstand gegen Versagen gegenüber dem des quasi-statischen Falles. Diese Maximalbeanspruchbarkeit der Struktur ist im Beispiel durch einen kritischen Schädigungskennwert im lokalen Strukturelement definiert und kann je nach Anwendungsfall in seiner Formulierung abweichen. Damit konnte eine relativ einfache Beziehung gefunden werden, um exemplarisch den Einfluss der Hauptparameter aus der Belastung auf den Widerstand der Struktur zu beschreiben. Dies demonstriert, dass der Anstieg des strukturellen Widerstandes in Folge des Dehnrateseffektes stark von der Art der Beanspruchung abhängt. Die übliche Verwendung dynamischer Festigkeitsüberhöhungsfaktoren für die Dimensionierung von Bauteilen, aufgrund der quasi-statisch zugrunde liegenden Dehnrates erscheint als nicht wirklich ratsam und bedarf eines deutlich komplexeren Vorgehens.

Literaturverzeichnis

Literaturverzeichnis

- [1] *DIN 66165: Partikelgrößenanalyse; Siebanalyse; Grundlagen.* April 1987
- [2] *CEB Bulletin 187: Concrete Structures Under Impact and Impulsive Loading.* Switzerland : Comite Euro-International Du Beton, September 1988
- [3] *DIN 1048-2: Prüfverfahren für Beton - Teil 2: Festbeton in Bauwerken und Bauteilen.* Juni 1991
- [4] *DIN 1048-5: Prüfverfahren für Beton - Teil 5: Festbeton, gesondert hergestellte Probekörper.* Juni 1991
- [5] *ISO 11562: Geometrical Product Specification (GPS) - Surface Texture: Profile method - Metrological characteristics of phase correct filters.* 1996
- [6] *ISO 13565: Geometrical Product Specification (GPS) - Surface Texture: Profile method - Surfaces having stratified functional properties.* 1996
- [7] *ISO 4287: Geometrical Product Specification (GPS) - Surface Texture: Profile method - Terms, definitions and surface texture parameters.* 1997
- [8] *ISO 4288: Geometrical Product Specification (GPS) - Surface Texture: Profile method - Rules and procedures for the assessment of surface texture.* 1997
- [9] *DIN 1045-1: Tragwerke aus Beton, Stahlbeton und Spannbeton - Teil 1: Bemessung und Konstruktion.* 08 2008
- [10] *DIN 1045-2: Tragwerke aus Beton, Stahlbeton und Spannbeton - Teil 2: Beton - Festlegung, Eigenschaften, Herstellung und Konformität - Anwendungsregeln zu DIN EN 206-1.* August 2008
- [11] *DIN EN 12390-6 Entwurf- Prüfung von Festbeton.* Mai 2009
- [12] *DIN EN 197-1:2011-11: Zement - Teil 1: Zusammensetzung, Anforderungen und Konformitätskriterien von Normalzement.* 11 2011
- [13] *DIN EN 12620: Gesteinskörnungen für Beton.* 07 2013
- [14] *Lexikon der Physik.* Spektrum Akademischer Verlag, 2015
- [15] ABRAMS, D. A.: Effect of Rate of Application of Load on the Compressive Strength of Concrete. In: *American Society for Testing and Materials: Proceedings of the 20th Annual Meeting* 17 (1917), S. 364–377
- [16] AKAZAWA, T.: New testing method to find the tensile strength of concrete. In: *Journal of Japan Society of Civil Engineers* 29 (1943), S. 777–787
- [17] AKAZAWA, T.: Tension test method for concrete. In: *Bulletin RILEM* 16 (1953), S. 13–23
- [18] ALBERTINI, C. ; MONTAGNANI, M.: Study of the True Tensile Stress-Strain Diagram of Plain Concrete with Real Size Aggregate; Need for and Design of a Large Hopkinson Bar Bundle. In: *Journal de Physique IV* 04 (1994), Nr. C8, S. 113–118
- [19] ANDREEV, G.E.: A review of the Brazilian test for rock tensile strength determination. Part I: calculation formula. In: *Mining Science and Technology* 13 (1991), Nr. 3, S. 445 – 456. – ISSN 0167–9031
- [20] ASTM: *Standard Test Method for Splitting Tensile Strength of Intact Rock Core Specimens.* 2008
- [21] BACHMANN, H.: *Die Massenträgheit in einem Pseudo-Stoffgesetz für Beton bei schneller Zugbeanspruchung.*, Universität Fridericiana zu Karlsruhe (TH), Diss., 1993

- [22] BANCROFT, D.: The Velocity of Longitudinal waves in cylindrical bars. In: *physical review* 59 (1941), April, S. 588–593
- [23] BATHE, K. J.: *Finite Element Procedures*. Englewood Cliffs, New Jersey : Prentice Hall, 1996
- [24] BAZANT, Z. P. ; CANER, F. C. ; ADLEY, M. D. ; AKERS, S. A.: Fracturing Rate Effect and Creep in Microplane Model for Dynamics. In: *Journal of Engineering Mechanics* 126 (2000), S. 962–970
- [25] BERTHOLF, L. D. ; KARNES, C. H.: Two-dimensional analysis of the split hopkinson pressure bar system. In: *J. Mech. Phys. Solids* 23 (1975), S. 1–19
- [26] BIRKIMER, D. L. ; LINDEMANN, R.: Dynamic Tensile Strength of Concrete Materials. In: *American Concrete Institute Journal* 68 (1971), S. 47–49
- [27] BISCHOFF, P. H.: *Compressive Response of Concrete to Hard Impact.*, University of London Imperial College, Diss., 1988
- [28] BISCHOFF, P. H. ; PERRY, S. H.: Compressive Strain Rate Effects of Concrete. In: *MRS Proceedings* 64 (1986), S. 151–165
- [29] BISCHOFF, P. H. ; PERRY, S. H.: Compressive behavior of concrete at high strain rates. In: *Materials and Structures* 24 (1991), S. 425–450
- [30] BRESLER, B. ; BERTERO, V. V.: Influence of High Strain Rate and Cyclic Loading on Behavior of Unconfined and Confined Concrete in Compression. In: *Proceedings of 2nd Canadian Conference on Earthquake Engineering*. Hamilton, Ontario, 1975, S. 1–13
- [31] CADONI, E. ; DOTTA, M. ; FORNI, D. ; RIGANTI, G. ; TESIO, N.: Tensile Behaviour at High Strain Rate of UHPFRC for Protective Structures. In: *Proceedings of fib Symposium 2013*, 2013
- [32] CAMPBELL, J. D. ; FERGUSON, W. G.: The Temperature and Strain-Rate Dependence of the Shear Strength of Mild Steel. In: *Philosophical Magazine* 21 (1970), S. 63–82
- [33] CARNEIRO, F. L. L. B.: A new method to determine the tensile strength of concrete. In: *Proceedings of the 5th meeting of the Brazilian Association for Technical Rules* (1943), S. 126–129
- [34] CARPINTERI, B.: A. und C. A. und Chiaia: Multifractal nature of concrete fracture surfaces and size effects on nominal fracture energy. In: *Materials and Structures* 8, (1995), S. 435–443
- [35] CERVERA, M. ; OLIVIER, J. ; MANZOLI, O.: A rate-dependent isotropic damage model for the seismic analysis of concreditedams. In: *Earthquake Engineering and Structural Dynamics* 25 (1996), S. 987–101
- [36] CHEN, Weinong W.: *Split Hopkinson (Kolsky) Bar*. Mechanical Engineering Series, 2011
- [37] CHIAIA, van Mier J. und Vervuurt A. B.: Crack growth mechanisms in four different concretes: Microscopic observations and fractal analysis. In: *Cement and Concrete Research, Band 28, Nr. 1*, (1998), S. 103–114
- [38] CLAESSON, J ; BOHLOLI, B: Brazilian test: stress field and tensile strength of anisotropic rocks using an analytical solution. In: *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 39 (2002), Nr. 8, S. 991 – 1004. – ISSN 1365–1609
- [39] COMITE EURO-INTERNATIONAL DE BETON: *CEB-FIP Model Code 1990*. London : Thomas Telford, 1993
- [40] COWELL, W. L.: Dynamic Properties of Plain Portland Cement Concrete / U. S. Naval Civil Engineering Laboratory, Port Hueneme, California. 1966 (Technical Report No. R 447). – Forschungsbericht

- [41] CURBACH, M.: *Festigkeitssteigerung von Beton bei hohen Belastungsgeschwindigkeiten.*, Universität Fridericiana zu Karlsruhe (TH), Diss., 1987
- [42] CURBACH, M. ; ORTLEPP, S.: Dynamische Untersuchungen an hochfestem Beton. In: *2. Symposium Experimentelle Untersuchungen von Baukonstruktionen, Ehrenkolloquium zum 65. Geburtstag von Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Heinz Opitz.* Institut für Tragwerke und Baustoffe, Technische Universität Dresden, Eigenverlag, 2002
- [43] D. J. HANNANT, J. C. K.J. Buckley B. K.J. Buckley: The effect of aggregate size on the use of the cylinder splitting test as a measure of tensile strength. In: *Materials and Structures* 6 (1973), S. 15–21
- [44] DARGEL, H. L.: *Zur Rechnerischen Analyse von Stahl-betontragwerken unter Stossartiger Beanspruchung: Berücksichtigung des Einfluss hoher Dehngeschwindigkeiten im Werkstoffgesetz*, T.H. Darmstadt, Diss., 1984
- [45] DAVIES, R. M.: A Critical Study of the Hopkinson Pressure Bar. In: *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences* 240 (1948), S. 375–457
- [46] DUBE, J. F. ; PIJAUDIER-CABOT, G. ; LA BORDERIE, C.: Rate dependent damage model for concrete in dynamics. In: *Journal of Engineering Mechanics* 122 (1996), S. 939–947
- [47] DUDA, Herbert: Bruchmechanisches Verhalten von Beton unter monotoner und zyklischer Zugbeanspruchung. In: *Deutscher Ausschuss für Stahlbeton* 419 (1991)
- [48] DUFFY, J. ; CAMPBELL, J. D. ; HAWLEY, R. H.: On the Use of a Torsional Split Hopkinson Bar to Study Rate Effects in 1100-0 Aluminium. In: *Journal of Applied Mechanics* 38 (1971), S. 83–91
- [49] EIBL, J.: *Ein Strukturmodell zur dynamischen Betonfestigkeit.* 1980. – Universität Dortmund
- [50] EIBL, J.: Soft and Hard Impact. In: *Concrete for Hazard Protection, Concrete Society, Edinburgh* (1987), S. 175–186
- [51] EIBL, J. ; SCHMIDT-HURTIENNE, B.: Strain-rate-sensitive constitutive law for concrete. In: *Journal of Engineering Mechanics* 125 (1999), S. 1411–1420
- [52] ERZAR, B. ; FORQUIN, P. ; PONTIROLI, C. ; BUZAUD, E.: Influence of Aggregate Size and Free Water on the Dynamic Behaviour of Concrete Subjected to Impact Loading. In: *EPJ Web of Conferences* 6 (2010), Nr. 39007, S. 1–8
- [53] EVANS, R. H.: Effect of Rate of Loading on the Mechanical Properties of some Materials. In: *Journal of the Institution of Civil Engineers* 18 (1942), S. 296–306
- [54] FAIRHURST, C.: On the validity of the Brazilian test for brittle materials. In: *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts* 1 (1964), Nr. 4, S. 535 – 546. – ISSN 0148–9062
- [55] FOLLANSBEE, C. P.; F. P.; Frantz: Wave propagation in the split Hopkinson pressure bar. In: *Journal of Engineering Materials and Technology* 105 (1983)
- [56] FREUND, L. B. ; FREUND, L. B. (Hrsg.): *Dynamic Fracture Mechanics.* Cambridge University Press, 1998
- [57] GATUNGT, F. ; PIJAUDIER-CABOT, G.: Coupled damage and plasticity modelling in transient dynamic analysis of concrete. In: *Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech.* 26 (2002), S. 1–24
- [58] GÖDDE, P.: *Rechnerische Untersuchungen zur Betonzugfestigkeit unter hoher Belastungsgeschwindigkeit*, Abteilung Bauwesen der Universität Dortmund, Diss., 1986
- [59] GERT KÖNIG, Nguyen Viet-Tue: *Grundlagen des Stahlbetonbaus: Einführung in die Bemessung nach DIN 1045-1.* Vieweg + Teubner Verlag, 2010

- [60] GÜNTER NEROTH, Dieter V. ; GÜNTER NEROTH, Dieter V. (Hrsg.): *Wendehorst Baustoffkunde*. Springer Science & Business, 2011
- [61] GORHAM, D.A: Specimen inertia in high strain-rate compression. In: *Phys. D: Appl. Phys.* 22 (1989), S. 1888–1893
- [62] GRAY III, G. T.: Classic Split-Hopkinson Pressure Bar Testing. In: *ASM Handbook*, 2000, S. 462–476
- [63] HARDING, J. ; WELSH, L. M.: A Tensile Testing Technique for Fibre-Reinforced Composites at Impact Rates of Strain. In: *Journal of Materials Science* 18 (1983), S. 1810–1826
- [64] HATANO, T. ; TSUTSUMI, H.: Dynamical Compression Deformation and Failure of Concrete Under Earthquake Load. In: *Proceedings of the Second World Conference on Earthquake Engineering*, 1960, S. 1963–1978
- [65] HÄUSSLER-COMBE, U. ; KITZIG, M.: Modeling of concrete behavior under high strain rates with inertially retarded damage. In: *International Journal of Impact Engineering* 36 (2009), S. 1106–1115
- [66] HAUSSLER-COMBE, U. ; PANTEKI, E. ; KUHN, T.: Strain rate effects for spallation of concrete, 2015. – cited By 2
- [67] HECKER, R.: *Stoß- und Schallprobleme beim schlagenden Bohren*. VDI-Verlag GmbH Düsseldorf, 1983
- [68] HEILMANN, H. G.: Beziehungen zwischen Zug- und Druckfestigkeit des Betons. In: *beton* 2 (1969), S. 68–70
- [69] HEILMANN, H. G. ; HILSDORF, H. ; FINSTERWALDER, K.: *Festigkeit und Verformung von Beton unter Zugspannungen*. Berlin : Beuth-Verlag, 1969 (Schriftenreihe des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton, Heft 203)
- [70] HERTZ, Heinrich: Ueber die Berührung fester elastischer Körper. In: *Journal für die reine und angewandte Mathematik* 92 (1881), S. 156–171
- [71] HIERMAIER, S.: *Structures Under Crash and Impact*. New York : Springer Verlag, 2008
- [72] HONDROS, G.: The evaluation of Poisson's ratio and the modulus of materials of low tensile resistance by the Brazilian (Indirect tensile) test with particular reference to concrete. In: *Australian journal of basic and applied sciences* 10 (1959), S. 243–268
- [73] HOPKINSON, B.: A Method of Measuring the Pressure Produced in the Detonation of High Explosives or by the Impact of Bullets. In: *Philosophical Transactions of the Royal Society Mathematical, Physical & Engineering Sciences* 213 (1914), S. 437–456
- [74] HOPKINSON, J.: On the Rupture of Iron Wire by a Blow / Further Experiments on the Rupture of Iron Wire. In: *Proceedings of the Literary and Philosophical Society of Manchester* 11 (1872), S. 40–45 / 119–121
- [75] HSIEH, S. S. ; TING, E. ; CHEN, W. F.: A plasticity fracture-model for concrete. In: *International Journal of Solids and Structures* 18 (1982), S. 181–197
- [76] HUDSON, G.E.: Dispersion of Elastic Waves in Solid Circular Cylinders*. In: *Physical Review* 63 (1942), S. 6
- [77] HUGHES, B. P. ; WATSON, A. J.: Compressive Strength and Ultimate Strain of Concrete Under Impact Loading. In: *Magazine of Concrete Research* 30 (1978), S. 189–199
- [78] HÄUSSLER-COMBE, Ulrich ; PANTEKI, Evmorfia ; KÜHN, Tino ; QUAST, Matthias: Simulation of Dynamic Fracture of Concrete with Damaged Viscoelasticity and Retarded Damage. In: *9th International Conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures*, 2016

- [79] HÄUSSLER-COMBE, U. ; HARTIG, J.: Formulation and numerical implementation of a constitutive law for concrete with strain-based damage and plasticity. In: *International Journal of Non-Linear Mechanics* 43 (2008), S. 399–415
- [80] HÄUSSLER-COMBE, U. ; KITZIG, M.: Modeling of concrete behavior under high strain rates with inertially retarded damage. In: *International Journal of Impact Engineering* 36 (2009), S. 1106–1115
- [81] HÄUSSLER-COMBE, Ulrich ; KÜHN, Tino: Modeling of strain rate effects for concrete with viscoelasticity and retarded damage. In: *International Journal of Impact Engineering* 50 (2012), S. 17 – 28. – ISSN 0734–743X
- [82] ISSA, M. A.: Fractal dimension - a measure of fracture roughness and toughness of concrete. In: *Engineering Fracture Mechanics* 70 (2003), S. 125–137
- [83] JIRASEK, M.: Nonlocal models for damage and fracture: comparison of approaches. In: *International Journal of Solids and Structures* 35 (1998), S. 4133–4155
- [84] J.M. MALVAR, C.A. R.: Review of strain rate effects for concrete in tension. In: *ACI Mater J* 95 (1998)
- [85] JONES, P. G. ; RICHART, F. E.: The Effect of Testing Speed on Strength and Elastic Properties of Concrete. In: *Proceedings - American Society for Testing Materials* 36 (1936), S. 380–392
- [86] J.R. KLEPACZKO, J.Z. M.: Dynamic frictional effects as measured from the split Hopkinson pressure bar,. In: *High: Velocity Deformation of Solids, IUTAM Symposium, Tokyo, Japan* (1977), S. 403
- [87] K. PAULMANN, J. S.: Beton bei sehr kurzer Belastungsgeschichte. In: *Beton* 32 (1982), S. 225–228
- [88] K. SAFA, G.Gary: Displacement correction for punching at a dynamically loaded bar end. In: *International Journal of Impact Engineering* 37 (2010), S. 371–384
- [89] KAUTSCH, Robert: *Beitrag zur Nachweisführung von querkraftbewehrten Stahlbeton- und Spannbetonquerschnitten unter kombinierter Biege- und Schubbeanspruchung auf Grundlage der Erweiterten Technischen Biegelehre*, Technische Universität Kaiserslautern, doctoralthesis, 2010
- [90] KESSLER-KRAMER, Christoph: *Zugtragverhalten von Beton unter Ermüdungsbeanspruchung*, Universität Fridericiana zu Karlsruhe, Diss., 2002
- [91] KÜHN, T. ; STEINKE, C. ; SILE, Z. ; ZREID, I. ; KALISKE, M. ; CURBACH, M.: Dynamische Eigenschaften von Beton im Experiment und in der Simulation. In: *Beton- und Stahlbetonbau* 11 (2016), S. 41–50
- [92] KÜHN, Tino ; CURBACH, Manfred: Behavior of RC-slabs under impact-loading. In: *The European Physical Journal Conferences* (2015), Nr. 94:01062
- [93] KÜHN, Tino ; HERING, Marcus: Dynamic behaviour of reinforced slabs -blast testing. In: *Proceedings of the 5th International Conference on Protective Structures* Bd. 5, 2018, S. 485–493
- [94] KÜHN, Tino ; SCHMITT, Daniel ; MILON, Olivier ; HÄNTZSCHEL, Thomas ; STOLZ, Alexander ; CURBACH, Manfred ; THOMA, Klaus: Messtechnische Herausforderungen bei der Analyse von hochdynamischen Aufprallbeanspruchungen. In: *Bautechnik* 93 (2016), Juli, Nr. 10
- [95] K.J. WILLAM, E.P. W.: Constitutive model for the triaxial behaviour of concrete. In: *Proceedings of the Seminar on Concrete Structures Subjected to Triaxial Stresses* 19 (1975), S. 1–30
- [96] KLEPACZKO, J. R.: An Experimental Technique for Shear Testing at High and Very High Strain Rates. The Case of a Mild Steel. In: *International Journal Impact Engineering* 15 (1994), S. 25–39

- [97] KLEPACZKO, J. R. ; BRARA, A.: An Experimental Method for Dynamic Tensile Testing of Concrete by Spalling. In: *International Journal of Impact Engineering* 25 (2001), S. 387–409
- [98] KOLMOS, K.: Investigation of Rheological Properties of Concrete in Uniaxial Tension. In: *Materialprüfung* 12 (1970), S. 300–304
- [99] KOLSKY, H.: An Investigation of the Mechanical Properties of Materials at Very High Rates of Loading. In: *Proceedings of the Physical Society. Section B* 62 (1949), S. 676–700
- [100] KOLSKY, H.: An investigation of the mechanical properties of materials at very high rates of loading. In: *Proc. Physical Society, Section B* 62 (1949), S. 676–700
- [101] KOLSKY, H.: Stress Waves in Solids. In: *Journal of Sound and Vibration* 1 (1963), S. 88–110
- [102] KÖRMELING, H. A.: *Strain Rate and Temperature Behaviour of Steel Fibre Concrete in Tension.*, Delft University of Technology, Diss., 1986
- [103] KÖRMELING, H. A. ; ZIELINSKI, A. J. ; REINHARDT, H. W.: Experiments on Concrete Under Single and Repeated Uniaxial Tensile Loading / Delft University of Technology. 1980 (Stevin Report No. 5-80-3). – Forschungsbericht
- [104] KUPFER H., Rusch H. Hilsdorf H. K. K. Hilsdorf H. K.: Behavior of concrete under biaxial stresses. In: *ACI Journal* 66 (1969), S. 656–666
- [105] LAMB, H.: On Waves in an Elastic Plate. In: *Proceedings of the Royal Society of London* 93 (1917), S. 114–128
- [106] LAMPMAN, S. R. (Hrsg.): *ASM Metals Handbook Volume 19 - Fatigue and Fracture.* ASM International, 1996
- [107] LEWIS, J. L. ; GOLDSMITH, W.: The Dynamic Fracture and Prefracture Response of Compact Bone by Split Hopkinson Bar Methods. In: *Journal of Biomechanics* 8 (1975), S. 27–40
- [108] LI, Diyuan ; WONG, Louis Ngai Y.: The Brazilian Disc Test for Rock Mechanics Applications: Review and New Insights. In: *Rock Mechanics and Rock Engineering* 46 (2013), Mar, Nr. 2, S. 269–287. – ISSN 1434–453X
- [109] LI, Feng: *Materialmodelle und Querschnittsverhalten von Stahlbetonbauteilen unter extrem dynamischer Beanspruchung*, Ruhr-Universität Bochum, Diss., 2004
- [110] LI, Q. M. ; MENG, H.: About the dynamic strength enhancement of concrete-like materials in a split Hopkinson pressure bar test. In: *International Journal of Solids and Structures* 40 (2003), S. 343–360
- [111] LINDHOLM, U. S. ; YEAKLEY, L. M.: High Strain Rate Testing: Tension and Compression. In: *Experimental Mechanics* 8 (1968), S. 1–9
- [112] LOHRMANN, G.: *Faserbeton unter hoher Dehngeschwindigkeit.*, Universität Fridericiana zu Karlsruhe, Diss., 1998
- [113] LOK, T. S. ; ZHAO, P. J.: Impact Response of Steel Fiber-Reinforced Concrete Using a Split Hopkinson Pressure Bar. In: *Journal of Materials in Civil Engineering* 16 (2004), S. 54–59
- [114] MAINSTONE, R.J.: Properties of material at high rates of straining or loading. In: *Materiaux et Constructions* 8 (1975), S. 102–116
- [115] MALÁRICS, Viktória: *Ermittlung der Betonzugfestigkeit aus dem Spaltzugversuch an zylindrischen Betonproben*, Karlsruher Institut für Technologie, Diss., 2011
- [116] MALVAR, L. J. ; ROSS, C. A.: Review of strain rate effects for concrete in tension. In: *ACI Materials Journal* 95 (1998), S. 735–739
- [117] MALVERN, L. E.: *Introduction to the Mechanics of a Continuous Medium.* 1. Auflage. Englewood Cliffs, New Jersey : Prentice-Hall, 1969

- [118] MALVERN, L. E. ; JENKINS, D. A. ; TANG, T. ; ROSS, C. A.: Dynamic Compressive Testing of Concrete. In: *Proceedings of the Second Symposium on the Interaction of Non-Nuclear Munitions with Structures* (1985), S. 194–199
- [119] MASCHINENBAU, Forschungskuratorium: Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile, 6. überarbeitete Ausgabe / VDMA-Verlag. 2012. – Forschungsbericht
- [120] McVAY, M. K.: Spall Damage of Concrete Structures / U.S. Army Engineer Waterways Experiment Station Vicksburg. 1988 (No.SL-88-22). – Forschungsbericht
- [121] MECHTERINE, V.: *Bruchmechanische und fraktologische Untersuchungen zur Rissausbreitung von Beton*, Universität Karlsruhe, Diss., 2000
- [122] MIER, J.G.M. v. ; REINHARDT, H.-W. ; VLUGT, B.W. van d.: Ergebnisse dreiachsiger verformungsgesteuerter Belastungsversuche an Beton. In: *Bauingenieur* 62 (1987), Nr. 9, S. 353–361
- [123] MIHASHI, Hirozo ; WITTMANN, Folker: Stochastic Approach to Study the Influence of Rate of Loading on Strength of Concrete. In: *HERON*, 25 (3), 1980 25 (1980), 07
- [124] MILLON, Oliver: *Analyse und Beschreibung des dynamischen Zugtragverhaltens von ultrahochfestem Beton*, Dresden, TU, Diss., 2014
- [125] NELDER, J. A. ; MEAD, R.: A Simplex Method for Function Minimization. In: *The Computer Journal* 7 (1965), Nr. 4, S. 308–313. – ISSN 0010–4620
- [126] NEMES, J. A. ; SPECIEL, E.: Use of a rate-dependent continuum damage model to describe strain-softening laminated composites. In: *Computers & Structures* 58 (1996), S. 1083–1092
- [127] NICHOLAS, T.: Tensile Testing of Materials at High Rates of Strain. In: *Experimental Mechanics* 21 (1981), S. 177–185
- [128] NICHOLAS, T. ; LAWSON, J. E.: On the Determination of the Mechanical Properties of Materials at High Shear-Strain Rates. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 20 (1971), S. 57–64
- [129] NILSSON, S.: The tensile strength of concrete determined by splitting tests on cubes. In: *Bulletin RILEM* 11 (1961), S. 121–125
- [130] NÖLDGEN, M.: *Modellierung von ultrahochfestem Beton (UHPC) unter Impaktbelastung - Auslegung eines Hochhauskerns gegen Flugzeuganprall.*, Universität Kassel, Diss., 2009
- [131] NÖLDGEN, M. ; MILLON, O. ; THOMA, K. ; FEHLING, E.: Hochdynamische Materialeigenschaften von Ultrahochleistungsbeton. In: *Beton- und Stahlbetonbau* 104 (2009), S. 717–727
- [132] OGAWA, K.: Impact-Tension Compression Test by Using a Split-Hopkinson Bar. In: *Experimental Mechanics* 24 (1984), S. 81–85
- [133] ORTLEPP, S.: *Zur Beurteilung der Festigkeitssteigerung von hochfestem Beton unter hohen Dehngeschwindigkeiten.*, Technischen Universität Dresden, Diss., 2006
- [134] OTTOSEN, N. S.: A Failure Criterion for Concrete. In: *Journal of the Engineering Mechanics* 103 (1977), S. 527
- [135] OZBOLT, J. ; SHARMA, A. ; REINHARDT, H. W.: Dynamic fracture of concrete - compact tension specimen. In: *International Journal of Solids and Structures* 48 (2011), S. 1534–1543
- [136] PAJAK, Malgorzata: The influence of the strain rate on the strength of concrete taking into account the experimental techniques. In: *Archit. Civ. Eng. Environ* 3 (2011), S. 77–86
- [137] PAJAK, Malgorzata ; KÜHN, Tino: The Influence of Steel Fibers on the Dynamic Response of Self-Compacting Concrete. In: *Key Engineering Materials* 711 (2016), S. 179–186

- [138] PEDERSEN, R. R. ; SIMONE, A. ; SLUYS, L. J.: An analysis of dynamic fracture in concrete with a continuum visco-elastic-visco-plastic damage model. In: *Engineering Fracture Mechanics* 75 (2008), S. 3782–3805
- [139] PEDERSEN, R. R. ; SIMONE, A. ; STROEVEN, M. ; SLUYS, L. J.: Mesoscopic modelling of concrete under impact. In: *Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures* Proceedings of FraMCoS-6, 2007 in Catania, Italy (Taylor & Francis, London), Delft University of Technology, Faculty of Civil Engineering and Geosciences, Delft, The Netherlands, June 2007, S. 571–578.
- [140] POCHHAMMER, L.: Über die Fortplanzungsgeschwindigkeiten kleiner Schwingungen in einem unbegrenzten isotropen Kreiscylinder. In: *Journal für die reine und angewandte Mathematik* 81 (1876), S. 324–336
- [141] POLLING, R.: *Eine praxisnahe, schädigungsorientierte Materialbeschreibung von Stahlbeton für Strukturanalysen*, Ruhr-Universität Bochum, Diss., 2000
- [142] PROTODIAKONOV, Koifman M. I. Chirkov S. E. Kuntish M. F. M.M. ; TEDDER, R.: Rock strength passports and methods for their determination. In: *Nauka, Moscow* (1964), Nr. 73
- [143] REINHARDT, H. W.: Concrete Under Impact Loading, Tensile Strength and Bond. In: *Heron* 27, 1982
- [144] REINHARDT, H. W.: Strain rate effects on the tensile strength of concrete as predicted by thermodynamic and fracture mechanics models. In: MINDESS, Shah S. P. S. (Hrsg.) ; Materials Research Society Symposia Proceedings (Veranst.): *Cement-Based Composites: Strain rate Effects on Fracture* Bd. 64. Pittsburg, 1986 (Cement-Based Composites: Strain rate Effects on Fracture), S. 1–13
- [145] REINHARDT, H. W. ; KÖRMELING, H. A. ; ZIELINSKI, A. J.: The Split Hopkinson Bar, a Versatile Tool for the Impact Testing of Concrete. In: *Materials and Structures* 19 (1986), S. 55–63
- [146] REINHARDT, H. W. ; ROSSI, P. ; MIER, J. M. G.: Joint Investigation of Concrete at High Rates of Loading. In: *Materials and Structures* 23 (1990), S. 213–216
- [147] RIEDEL, W.: *Beton unter dynamischen Lasten: Meso- und makromechnische Modelle und ihre Parameter.*, Fraunhofer-Institut für Kurzzeitdynamik, Ernst-Mach-Institut EMI, Freiburg, Diss., 2004
- [148] RITTER, Robert: *Verformungsverhalten und Grenzflächen von Ultrahochleistungsbeton unter mehraxialer Beanspruchung*, TU Dresden, Institut für Massivbau, Diss., 2013
- [149] ROSS, C. A. ; THOMPSON, T. Y. ; TEDESCO, J. W.: Split-Hopkinson-pressure-bar tests on concrete in tension and compression. In: *ACI Materials Journal* 86 (1989), S. 475–481
- [150] ROSSI, P.: A Physical Phenomenon Which Can Explain the Mechanical Behaviour of Concrete Under High Strain Rates. In: *Materials and Structures* 24 (1991), S. 422–424
- [151] ROSSI, P.: A Physical Phenomenon Which Can Explain the Mechanical Behaviour of Concrete Under High Strain Rates. In: *Materials and Structures* 24 (1991), S. 422–424
- [152] ROSTÁSY, F. S. ; SCHEUERMANN, J. ; SPRENGER, K. H.: Zum mechanischen Verhalten einiger Baustoffe bei schneller Belastung und tiefer Temperatur. In: *Betonwerk + Fertigteilverfahren* 6 (1984), S. 393–401
- [153] S. WALKER, D.L. B.: Effects of aggregate size on properties of concrete. In: *Journal of the American Concrete Institute* 32 (1960), S. 283–298
- [154] SAM E. RIGBY, Andrew D. Barr & Max C.: A review of Pochhammer-Chree dispersion in the Hopkinson bar. In: *Engineering and Computational Mechanics* (2017), S. 16

- [155] SAMANTA, S.K.: Dynamic deformation of aluminium and copper at elevated Temperatur. In: *Journal of Mech. Phys. Solids* 19 (1971), S. 117–135
- [156] SCHNEIDER, Klaus-Jürgen: *Bautabellen für Ingenieure: mit Berechnungshinweisen und Beispielen*. 2002
- [157] SCHULER, H.: *Experimentelle und numerische Untersuchungen zur Schädigung von Stoßbeanspruchtem Beton.*, Fraunhofer-Institut für Kurzzeitdynamik, Ernst-Mach-Institut EMI, Freiburg, Diss., 2004
- [158] SCHULER, H. ; HANSSON, H.: Fracture Behaviour of High Performance Concrete (HPC) Investigated with a Hopkinson-Bar. In: *Journal de Physique IV* 134 (2006), S. 1145–1151
- [159] SCHULER, H. ; MAYRHOFER, C. ; THOMA, K.: Spall Experiments for the Measurement of the Tensile Strength and Fracture Energy of Concrete at High Strain Rates. In: *International Journal of Impact Engineering* 32 (2006), S. 1635–1650
- [160] SCHWER, Leonard E.: Strain Rate Induced Strength Enhancement In Concrete: Much Ado About Nothing? In: *IWSRIB 2009 Haifa*, 2009
- [161] SELL, R.: Einfluß der Zwischenlage auf die Streuung und Größe der Spaltzugfestigkeit von Beton. In: *Schriftenreihe des DAfStb* 155 (1963)
- [162] SPECK, Kerstin: *Beton unter Mehraxialer Beanspruchung*, Technische Universität Dresden, Diss., 2008
- [163] STAAB, G. H. ; GILAT, A.: A Direct-tension Split Hopkinson Bar for High Strain-rate Testing. In: *Experimental Mechanics* 31 (1991), S. 232–235
- [164] STANDARDISIERUNG, Verlag für: *Ermüdungsfestigkeit, Ermittlung der Dauerfestigkeit, Beschleunigte Verfahren*. 1989
- [165] SUFFIS, A. ; LUBRECHT, T. A. A. ; COMBESURE, A.: Damage model with delay effect: Analytical and numerical studies of the evolution of the characteristic damage length. In: *International Journal of Solids and Structures* 40 (2003), S. 3463–3476
- [166] SV, Kuznetsov: Pochhammer-Chree Waves: Spectral Analysis of Axially Symmetric Modes. In: *Journal of Applied Mechanical Engineering* 7:1 (2018), S. 5
- [167] T. JANKOWIAK, T. L. A. Rusinek R. A. Rusinek: Validation of the Klepaczko-Malinowski model for friction correction and recommendations on Split Hopkinson Pressure Bar. In: *Finite Elements in Analysis and Design* 47 (2011), S. 1191–1208
- [168] TAKEDA, J. ; TACHIKAWA, H.: The Mechanical Properties of Several Kinds of Concrete at Compressive, Tensile, and Flexural Tests in High Rates of Loading. In: *Transactions of the Architectural Institute of Japan* 77 (1962), S. 1–6
- [169] TEDESCO, J. ; ROSS, C. A. ; BRUNAI, R. M.: Numerical Analysis of Dynamic Split Cylinder Tests. In: *Computers & Structures* 32 (1989), S. 609–624
- [170] TEDESCO J. W., KUENNEN S. T. ROSS C. A. A. ROSS C. A.: Experimental and numerical analysis of high strain rate splitting tensile tests. In: *ACI Materials Journal* 80 (1993), S. 162–169
- [171] T.L. WARREN, M.J. F.: Comments on the Effect of Radial Inertia in the Kolsky Bar Test for an Incompressible Material. In: *Experimental Mechanics* 50 (2010), S. 1253–1255
- [172] WATSTEIN, D.: Effect of Straining Rate on the Compressive Strength and Elastic Properties of Concrete. In: *Journal of the American Concrete Institute* 49 (1953), S. 729–744
- [173] WEERHEIJM, J.: *Concrete Under Impact Tensile Loading and Lateral Compression.*, Delft University of Technology, Diss., 1992

- [174] WEERHEIJM, J. ; VAN DOORMAAL, J. C. A. M.: Tenstile Failure of Concrete at High Loading Rates: New Test Data on Strength and Fracture Energy from Instrumented Spalling Tests. In: *International Journal of Impact Engineering* 34 (2007), S. 609–626
- [175] WEISSTEIN, Eric W.: Wiener-Khinchin Theorem. MathWorld–A Wolfram Web Resource
- [176] WITTMANN, F. H.: Structure of Concrete with Respect to Crack Formation. In: *Fracture Mechanics of Concrete* (1983), S. 43–74
- [177] WRIGHT, P. J. F.: Comments on an indirect tensile test on concrete cylinders. In: *Magazine of Concrete Research* 7 (1955), S. 87–96
- [178] ZHENG, S.: *Beton bei variierender Dehngeschwindigkeit untersucht mit einer neuen modifizierten Split-Hopkinson-Bar-Technik.*, Universität Fridericiana zu Karlsruhe (TH), Diss., 1996
- [179] ZHENG, S. ; EIBL, J. ; HÄUSSLER-COMBE, U.: New approach to strain rate sensitivity of concrete in compression. In: *Journal of Engineering Mechanics* 125 (1999), S. 1403–1411
- [180] ZHOU, X. Q. ; HAO, H.: Modelling of compressive behaviour of concrete-like materials at high strainrate. In: *International Journal of Solids and Structures* 45 (2008), S. 4648–4661
- [181] ZIELINSKI, A. J.: *Fracture of Concrete and Motar under Uniaxial Impact Tensile Loading.*, Delft University of Technology, Diss., 1982
- [182] ZIELINSKI, A. J. ; REINHARD, H. W. ; KÖRMELING, H. A.: Experiments on Concrete Under Repeated Uniaxial Impact Tensile Loading. In: *Materials and Structures* 14 (1981), S. 103–112
- [183] ZILCH K., Zehetmaier G.: *Bemessung im konstruktiven Betonbau.* Springer-Verlag, 2006
- [184] ZWILLINGER, D.: CRC Standard Mathematical Tables and Formulae. In: *Boca Raton, FL: CRC Press* (1995), S. 223