

MECHANISCHER EINGRIFF HOCHFREQUENT AKTIVIERTER WERKZEUGE IN FESTGESTEIN

An der Fakultät Maschinenwesen
der Technischen Universität Dresden
zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktoringenieurs
eingereichte

DISSERTATION

VON

Karsten Ebenhan

geboren am 7. Juni 1979 in Wolfen

Erstgutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. Kunze
Zweitgutachter: Univ.-Prof. Dr. Drebenstedt

Tag der Einreichung: 11. Oktober 2012
Tag der Verteidigung: 26. August 2013

Diese Arbeit wurde aus Mitteln der Europäischen Union gefördert.
(ESF-Projektnummer 080945030)



Inhaltsverzeichnis

Abkürzungen	8
1 Motivation und Einleitung	8
2 Einführung in das Thema „Aktivierte Werkzeuge“	10
2.1 Konventionelle Aktivierung	10
2.2 Hochfrequente Aktivierung	12
2.2.1 Stand der Technik	12
3 Eingrenzung des Problems, Definition der Arbeitsaufgaben	16
3.1 Vorbetrachtungen	16
3.2 Arbeitsplan	17
4 Recherchen	20
4.1 Literaturrecherche zu den Eigenschaften von Gesteinen . .	20
4.1.1 Allgemeines	20
4.1.2 Elastizität	20
4.1.3 Härte	21
4.1.4 Festigkeit	22
4.1.5 Aufbau von Gesteinen	23
4.1.6 Versagen von Gesteinstoffen	25
4.1.6.1 Versagensart	25
4.1.6.2 Festigkeitshypothesen	26
4.1.6.3 Bruchmechanik	27
4.1.7 Dynamisch veränderliches Werkstoffverhalten . . .	27
4.1.7.1 Auswirkungen auf die elastischen Eigenschaften	28
4.1.7.2 Auswirkungen auf die Festigkeit	29
4.1.7.3 Ursachen der Dehnratenabhängigkeit . . .	30
4.2 Literaturrecherche zur Modellierung des Werkzeugeingriffs	33
4.2.1 Vorbetrachtungen	33

4.2.2	Grundlagen	34
4.2.2.1	Elementarlösung nach BOUSSINESQ	35
4.2.2.2	Flächenpressung im Kontakt	36
4.2.2.3	Superposition zu einer Flächenlast	36
4.2.2.4	Verschiebung unter einem Werkzeug	37
4.2.2.5	Versagenskriterium	37
4.3	Literaturrecherche zur Modellierung der Piezoaktorik	40
4.3.1	Vorbetrachtungen	40
4.3.2	Grundlagen	41
5	Modellbildungen und Simulationen	46
5.1	Modellierung des Werkzeugeingriffs	46
5.1.1	Kontaktproblem	46
5.1.2	Spannungsfeld unter einer Flächenlast	48
5.1.3	Dehnraten im Eingriff	51
5.1.4	Dynamische Festigkeitssteigerung	51
5.1.5	Erstellen des Versagenskriteriums	52
5.1.6	Simulation des Werkzeugeingriffs	54
5.2	Modellierung der Piezoaktorik	55
5.2.1	Randbedingungen	55
5.2.2	Modellbildung	58
5.2.2.1	Elektrische Größen	58
5.2.2.2	Mechanische Größen	61
6	Versuche	62
6.1	Voraussetzungen und Ziele	62
6.2	Planung und Ablauf	63
6.2.1	Vorversuche zur Verifikation	63
6.2.2	Hauptversuchsreihen	64
6.2.2.1	Einfluss der Aktivierungsfrequenz	65
6.2.2.2	Einfluss von Lastwechselzahl und Nennspannung	65
6.3	Versuchsergebnisse	66
6.3.1	Vorversuche zur Verifikation	66
6.3.2	Hauptversuchsreihen	66
7	Diskussion	70
7.1	Dynamisch veränderliche Werkstoffeigenschaften	70
7.2	Simulationsergebnisse zum Werkzeugeingriff	72
7.2.1	Statischer Lastfall	73

7.2.2	Dynamischer Lastfall	73
7.2.2.1	Festigkeitssteigerung unter dynamischen Belastungen	73
7.2.2.2	Maximaler Beanspruchungsquotient	73
7.2.2.3	Verändertes Versagensverhalten	74
7.2.2.4	Einfluss des E-Moduls	76
7.2.2.5	Einfluss der Querdehnzahl	77
7.2.3	Unzulänglichkeit des verwendeten Versagenskriteriums	78
7.3	Modell der Piezoaktorik	79
7.4	Versuchsergebnisse	80
7.4.1	Auswirkungen von Lastwechselzahl und Nennspannung	80
7.4.2	Auswirkungen der Aktivierungsfrequenz	81
7.4.2.1	Direkter Einfluss der Aktivierungsfrequenz	81
7.4.2.2	Einfluss der resultierenden Größen	83
7.4.3	Weitere Beobachtungen	84
7.5	Hinweise zur Anwendung der gewonnenen Erkenntnisse . .	85
7.6	Schlussfolgerungen	86
8	Zusammenfassung und Ausblick	87
	Literaturverzeichnis	90
	Anhang	97
	Anhang	
A	Aktivierte Werkzeuge	97
A.1	Schutzrechte	97
A.2	Ergebnisse vorausgegangener Arbeiten	98
B	Mechanische Kennwerte einiger Stoffe	99
C	Zusatzinformationen zur Modellierung des Werkzeugeingriffs	100
C.1	Superpositionsmethode	100
C.1.1	Herleitung	100
C.1.2	Verifikation	103
C.2	Impulsbilanz im Eingriff	106
C.3	Simulationsergebnisse für den Eingriff	107

D	Zusatzinformationen zur Modellierung der Piezoaktorik	113
D.1	Kennwerte	113
D.2	Herleitung der Ersatzkapazität	113
D.2.1	Einfluss der Feldstärke	113
D.2.2	Einfluss der Steifigkeit des Gesamtsystems	114
D.3	Simulationsergebnisse	116
E	Zusatzinformationen zu den Versuchen	118
E.1	Messsystem am Prüfstand	118
E.1.1	Werkzeugkräfte	118
E.1.2	Eindringtiefe des Werkzeugs	118
E.1.3	Werkzeugschwingwege	119
E.1.4	Elektrische Größen am Piezoaktor	119
E.2	Versuchsparameter	120
E.3	Werkstoffkennwerte der verwendeten Gesteine	121
E.4	Messergebnisse	122

Abkürzungen

AMS Inc.	AMS Incorporated, 105 Harrison St. American Falls, ID 83211, USA
CT	Computer-Tomografie
FEM	Finite-Elemente-Methode
FE-Simulation	Finite-Elemente-Simulation
ff.	folgende
FU	Frequenzumrichter
GGW	Gleichgewicht
LVDT	Linear-Variabler-Differentialtransformator (Wegmesseinrichtung)
LW-Zahl	Lastwechselzahl
PIC255	Firmeninterne Bezeichnung einer Piezokeramik
PZT	Blei-Zirkonat-Titanat (Piezokeramik)
USA	United States of America
usw.	und so weiter

1 Motivation und Einleitung

Um die Vortriebsleistung von Maschinen zur Festgesteinsgewinnung zu steigern, wird das Prinzip der Aktivierung seit Jahren erfolgreich eingesetzt. Dabei wird der grundlegenden Arbeitsbewegung des eingreifenden Werkzeugs eine Schlag- oder Vibrationsbewegung überlagert. Am bewährtesten ist diese Methode beim Schlagbohren. In den letzten Jahren konnten in anderen Bereichen (Holzbearbeitung, Metallbearbeitung, Umformen) Aktivierungen mit Frequenzen im kHz-Bereich neue positive Effekte im jeweiligen Prozess erzeugen. Von dieser Beobachtung motiviert, wurde am Lehrstuhl für Baumaschinen- und Fördertechnik der Technischen Universität Dresden die Möglichkeit zur hochfrequenten Aktivierung von Werkzeugen im Eingriff in Festgestein untersucht. In Experimenten konnte die Methode als erfolgreich bestätigt werden. Dabei wurden auch Besonderheiten beobachtet, deren Ursachen zu Beginn der vorliegenden Arbeit noch unklar waren.

Ziel dieser Arbeit ist es, diese Besonderheiten genauer zu definieren und zu klären, auf welchen Ursachen sie beruhen. Dazu ist der generelle geotechnische und ingenieurtechnische Wirkmechanismus zu analysieren. Die gewonnenen Erkenntnisse sollen für die mögliche Übertragung auf eine reale Maschine aufbereitet werden.

Zu Beginn der Arbeit in Kapitel 2 werden konventionelle und hochfrequente Aktivierungsprinzipien beispielhaft vorgestellt. Darauf aufbauend wird ein kurzer Einblick in das in dieser Arbeit untersuchte Aktivierungsprinzip und dessen Besonderheiten gegeben.

Im Anschluss daran werden in Kapitel 3 die bereits angesprochenen Wirkbesonderheiten und Fragen hervorgehoben und eine Methodik zu deren Untersuchung erläutert.

In Kapitel 4 erfolgt eine Literaturrecherche, die dem Leser die wichtigsten Informationen zum Verständnis des weiteren Arbeitsverlaufs bereitstellt. Es wird ein Überblick über die für diese Arbeit wichtigen Eigenschaften von Gesteinen gegeben. Im Zuge dessen werden auch Ursachen für die beobachteten Wirkbesonderheiten des hochfrequenten Aktivierungsverfahrens zusammengetragen. Besonderes Augenmerk liegt dabei auf den dy-

namisch veränderlichen Werkstoffeigenschaften, da sie den Schlüssel zum Verständnis der Wirkung hochfrequenter Aktivierung darstellen. Ebenfalls in diesem Kapitel findet sich eine Literaturrecherche zu den physikalischen Grundlagen des Werkzeugeingriffs und der Piezoaktorik.

In Kapitel 5 werden diese Informationen in zwei getrennten Bereichen — Werkzeugeingriff und Piezoaktorik — verarbeitet. Daraus gehen zwei Modelle hervor. Das Modell zur Simulation des Werkzeugeingriffs dient dazu, den Einfluss der in der Literaturrecherche zusammengetragenen Eigenschaften des Gesteins theoretisch unter statischen und dynamischen Belastungen zu analysieren. Das Modell zur Simulation des Piezoaktors dient dazu, das Verhalten des Prüfstandes besser zu verstehen.

In Kapitel 6 wird durch praktische experimentelle Verfahren die Wirksamkeit des hier eingesetzten Verfahrens bestätigt und in zahlreichen Versuchen eine Datengrundlage zur näheren Beschreibung des Prozesses sowie zur Kalibrierung der bereits angesprochenen Modelle aus Kapitel 5 geschaffen.

Kapitel 7 beinhaltet die Diskussion der durch Recherchen, Simulationen und Versuche erlangten Erkenntnisse. Ebenfalls finden sich in diesem Kapitel Vorschläge zur Anwendung der gewonnenen Erkenntnisse.

In der abschließenden Zusammenfassung in Kapitel 8 wird ein Überblick über die durchgeführten Arbeiten und ihre Ergebnisse gegeben. Weiterhin werden noch offene Fragen angesprochen und Vorschläge zu ihrer Klärung unterbreitet.

2 Einführung in das Thema „Aktivierte Werkzeuge“

2.1 Konventionelle Aktivierung

Als aktivierte Werkzeuge werden solche bezeichnet, deren ursprünglicher Arbeitsbewegung (zum Beispiel Vorschub bei spanenden Verfahren) eine schlagende oder schwingende Bewegung überlagert wird. [PAS 1990] spricht von einer dadurch entstandenen Entkopplung zwischen externer Vorschubbewegung der Maschine und der aktivierten Bewegung des Werkzeugs. Die Aktivierung von Werkzeugen verfolgt das Ziel der Leistungssteigerung mechanischer Prozesse. In der Literatur sind Hinweise auf zahlreiche mehr oder weniger erfolgreiche Bemühungen zur Aktivierung klassischer Werkzeuge zu finden. Es wird auf folgende Beispiele hingewiesen, welche allerdings teilweise kritisch zu bewerten sind.

- eine beispielhafte Auflistung von Schutzrechten mit Bezug zu aktivierten Werkzeugen findet sich in Anhang A.1 auf Seite 97
- Gerät zur Herstellung von Erdschlitzen mit dynamisch aktivierten Gewinnungswerkzeugen [FRE 1989]
- Microtunnelingmaschinen mit aktivierten Disken [KOT 2004]
- aktivierter Reißzahn [OJI 1988]
- mechanischer Schlaghammer zum Lösen von Steinkohle und Nebengestein [PAS 1990]
- hydraulisch aktivierte Zähne am Löffel eines 60t-Baggers [BAU 1989]
- exzenteraktiviertes Bohrgerät für geotechnische Einsätze und Brunnenbau des Unternehmens AMS Inc. aus den USA
- Abbruchhämmer für den Handbetrieb (Schutzrecht EP 2213423 A1 (2010)) mit federpneumatischem Schlagwerk.

Beispielhaft soll hier nur das Schlagbohren erläutert werden:

Der Bohrprozess mit einem Drehbohrer beruht auf spanender Gewinnung an der im Eingriff mit dem Gestein befindlichen Bohrschneide. Die Schnittbewegung des Werkzeugkeils wird durch Rotation bewirkt. Beim Schlagbohren werden über den Bohrer Schläge in das Gestein eingeleitet. Dadurch erhöht sich momentan die Andruckkraft der Bohrschneide, was zu einem gesteigerten Bohrfortschritt führt. Zusätzlich kommt die in [WEU 1980] und [PAS 1990] erläuterte Spannungswellenreflexion¹ zum Tragen, was den Zerstörungserfolg noch einmal erhöht.

Wie die aufgeführten Beispiele zeigen, wurden in den letzten Jahren große Anstrengungen unternommen, um mittels Aktivierung von Werkzeugen deren Leistungsfähigkeit zu steigern. Nicht immer konnten sich diese Ideen durchsetzen. Problematisch beim Einsatz und der Gestaltung solcher Technologien sind vor allem folgende Elemente.

Antrieb Der Antrieb der Aktivierung sollte so nah wie möglich an der Eingriffszone positioniert sein. Auf diese Weise werden lange Kraftübertragungswege, Koppelverluste zwischen Maschinenelementen und große bewegte Massen vermieden. Die Schwierigkeit besteht darin, das relativ große Aktivierungsorgan (zum Beispiel Unwuchterreger) in das relativ kleine Arbeitsorgan (zum Beispiel Rollenbohrkopf) zu integrieren. Auch die Übertragung der Antriebsenergie (elektrisch, pneumatisch, hydraulisch, mechanisch) für das Aktivierungsorgan ist durch die meist bewegten Arbeitsorgane sehr aufwendig.

Abstützung Die Aktivierung eines Werkzeugs geschieht durch periodische Schläge oder Schwingungen. Diese zeichnen sich durch Frequenzen (meist bis maximal $f = 100$ Hz), Kraftamplituden (mehrere kN) und Wegamplituden² (bis $\hat{s}_{z\sim} = 100$ mm) aus. Die hohen Kräfte müssen von der Grundstruktur der Maschine abgestützt werden. Dazu muss sie über eine ausreichende Dienstmasse verfügen und in ihrer tragenden Struktur für solche großen wiederkehrenden Belastungen ausgelegt sein. Besonderes Augenmerk muss bei der Konstruktion auf die Lager und Dichtungen der Arbeitsorgane gelegt werden. Sie werden durch die häufig wiederholten Schläge und Schwingungen überanstrengt, was bei ihrer Auswahl zu

¹Der Impuls des aufschlagenden Werkzeuges induziert eine Druckspannungswelle in das Gestein, welche an Freiflächen oder Störungen als Zugspannungswelle reflektiert wird.

²Im weiteren Verlauf der Arbeit soll der Werkzeugschwingweg in Anlehnung an die noch folgenden Modellierungsmethoden und deren Nomenklatur das Formelzeichen $\hat{s}_{z\sim}$ tragen.

beachten ist.

Der konstruktive Mehraufwand für die Aktivierung klassischer Verfahren kann durchaus den Nutzen der angestrebten Leistungssteigerung überwiegen. Eine sorgfältige Planung und kritische Bewertung ist angezeigt. Dennoch können aktivierte Gewinnungsverfahren erfolgreich sein. Als positive Beispiele seien das Schlagbohren, der aktivierte Reißzahn [OJI 1988], aktivierte Diskmeißel an Teilschnittmaschinen [KOT 2004] und der aktivierte Kohlehobel [PAS 1990] genannt.

2.2 Hochfrequente Aktivierung

2.2.1 Stand der Technik

In den letzten Jahren wurde vielfach versucht, die Vorteile konventionell aktivierter Werkzeuge durch eine Steigerung der Frequenz zu verstärken. Oft geschah dies auf nicht wissenschaftlicher Basis in Erwartung von Effekten, die in der Umsetzung nicht eintraten, oder in falschem Verständnis physikalischer Zusammenhänge. Bei Sichtung verschiedener Schutzrechte und Gebrauchsmuster (siehe Anhang A.1 auf Seite 97) fallen Erfindungen auf, die ihre vom Erfinder erhoffte Wirkung keineswegs entfalten können. Dass sie sich in heutigen Maschinen nicht durchsetzen konnten, unterstreicht noch einmal ihren Mangel.

In der in Anhang A.1 aufgeführten Liste finden sich allerdings auch einige Verfahren, die in ihren Überlegungen sehr vernünftig sind und deren praktische Umsetzung bereits erfolgreich war. Zu nennen sind hier:

- Schutzrecht DE 10162636 (2001) betrifft eine Kernbohrkrone, welche mittels eines Piezoaktors axial mit Schwingungen im Ultraschallbereich angeregt wird. Die eingeleiteten Schwingungen werden über eine als Biegeschwingplatte ausgeführte Geometrie des Deckels verstärkt. Die Frequenz wird so abgestimmt, dass sich das Schwingungssystem in Resonanz befindet.
- Schutzrecht DE 3919895 (1989) betrifft eine Maschine mit hochfrequent aktiviertem Honwerkzeug. Das rotierende Werkzeug wird in Schwingungen mit Frequenzen von $f = 16 \dots 40$ kHz und Amplituden von $\hat{s}_{z\sim} = 5 \dots 100$ μm versetzt. Dadurch wird die Relativbewegung des Werkzeugs zu der zu bearbeitenden Oberfläche vergrößert.

- Schutzrecht DE 8805832 (1988) betrifft eine Maschine mit ultraschallaktiviertem Läppdorn. Der grundlegenden Rotation der Spindel wird eine axiale Schwingung überlagert, um eine größere Relativbewegung zu erreichen.

Weiterhin finden sich in der Literatur zahlreiche Hinweise auf den erfolgreichen Einsatz hochfrequent aktivierter Werkzeuge. Beispielhaft zu nennen sind die folgenden Anwendungen.

- In [MAY 2005] wird ein ultraschallaktiviertes Verfahren zur spanenden Holzbearbeitung mit Drehmeißel und Hobel beschrieben. Eine Aktivierung des Werkzeugs mit Frequenzen von etwa $f = 20$ kHz und Amplituden bis $\hat{s}_{z\sim} = 10 \mu\text{m}$ führt dort zu einer Reduzierung der Schnittkräfte um bis zu 80 %.
- Beim Ultraschallstoßlappen konnten verbesserte Abtragsleistungen beobachtet werden [MIL 1987].
- Weiterhin bekannt ist ein Verfahren zum Tieflochbohren in Metallen mithilfe axial hochfrequent angeregter Spiralbohrer. Hier kommen Aktivierungsfrequenzen von $f = 24\dots 27$ kHz und Schwingungsamplituden von $\hat{s}_{z\sim} = 6\dots 12 \mu\text{m}$ zum Einsatz. Auf diese Weise können gleich mehrere positive Effekte nutzbar gemacht werden. Durch die Schwingungen ändern sich ständig die Wirkwinkel im Eingriff, wodurch das Bohrklein eine Spanform erhält, die sich gut zum Abtransport aus dem Bohrloch eignet. Das Anhaften von Spänen am Bohrer wird verhindert, was die Reibung und somit das Schneidmoment senkt. Außerdem wird der Werkzeugverschleiß deutlich reduziert [NEU 2009, PAR 2002].
- Für Weltraumerkundungsmissionen wurde ein Gerät entwickelt, welches es ermöglicht, in verschiedene Gesteinsarten Löcher und Kernbohrungen zu treiben, ohne nennenswerte Abstützkräfte und -momente bereitstellen zu müssen [BAR 2003]. Das Gerät arbeitet ähnlich einem federpneumatischen Schlagwerk. Ein Piezoaktor ist direkt an ein Transformationsstück gekoppelt, welches die Schwingungsamplituden des Piezoaktors verstärkt. Die Spitze des Transformationsstücks schwingt mit einer Frequenz $f > 20$ kHz und beschleunigt einen frei beweglichen Flugkolben. Dieser trifft auf die Rückseite eines Werkzeugs, welches diesen Impuls in das zu bohrende Gestein weiterleitet.

Dabei oszilliert der Flugkolben zwischen Werkzeug und Transformationsstück mit einer Frequenz $f < 1000$ Hz. Der Bohrfortschritt wird nicht durch äußere Kräfte erzielt, sondern durch den Impuls des Flugkolbens und seiner Masse.

- Beim Ziehen von Rohren erweist sich die Aktivierung der Ziehmatrize mit Frequenzen von etwa $f = 20$ kHz als sehr vorteilhaft [MIL 1987]. Folgende Vorteile konnten festgestellt werden:
 - reduzierte Ziehkraft (20...40 %)
 - Verhinderung von Dornabgleiten oder Rattern
 - erhöhte Werkzeugstandzeit
 - verbesserte Oberflächengüte
 - erhöhte Ziehgeschwindigkeit (40 %).
- In [AST 1998] wird ein Verfahren zum ultraschallaktivierten Drehen von hochfesten Metallen beschrieben. Dabei wird der Drehmeißel tangential zum Eingriff in das Drehteil aktiviert. Die verwendeten Frequenzen betragen $f = 18,85...19,25$ kHz. Durch den Einsatz der Aktivierung konnten die Werkzeugkräfte verringert und die Oberflächenbeschaffenheit des Werkstücks verbessert werden. Bemerkenswert bei dieser Veröffentlichung ist die Tatsache, dass durch eine Steigerung der Aktivierungsfrequenz eine signifikante Reduktion der Werkzeugkräfte festgestellt wurde.
- Allgemein ist bekannt, dass die hochfrequente Aktivierung von Werkzeugen bei spanender Formgebung die Schnittkraft reduzieren, die Arbeitsgeschwindigkeit erhöhen und die Oberflächenbeschaffenheit des Werkstückes verbessern kann [MIL 1987].
- In der Medizintechnik haben *Ultraschallskalpelle* in jüngerer Vergangenheit Einzug gehalten. In diesen Geräten wird eine Skalpellklinge mithilfe eines Piezoaktors in hochfrequente Schwingungen versetzt [KOG 2000]. Die Frequenz wird mit $f = 55$ kHz, die Schwingungsamplitude mit $\hat{s}_{z\sim} = 25...100$ μm angegeben. Die Schwingung der Klinge dient hier aber weniger der Minimierung der Schnittkräfte. Vielmehr soll sie Kavitation im Gewebe auslösen, was zu lokaler Wärmeentwicklung führt. Der erwünschte medizinische Effekt daraus ist eine sofortige Blutstillung im Kontaktbereich.

Die dominierende Antriebsform für hochfrequent aktivierte Werkzeuge ist die piezoelektrische. Alternativ dazu ist auch der Einsatz von elektrodynamischen Antrieben denkbar. Der klare Vorteil von Piezoaktoren liegt allerdings in ihrer geringen Baugröße, ihrer hohen Steifigkeit und der Fähigkeit, mit enormen Geschwindigkeiten auf Spannungsänderungen zu reagieren und somit extrem hohe Frequenzen erreichen zu können.

Motiviert von den beobachteten Erfolgen wurde im Vorfeld der vorliegenden Arbeit am Lehrstuhl für Baumaschinen- und Fördertechnik der TU Dresden eine Methode entwickelt, Werkzeuge für die Zerstörung von Festgestein hochfrequent zu aktivieren [EBE 2009]. Die Grundlage dazu ist eine Kombination aus verschiedenen Wirkprinzipien aktivierter Werkzeuge und eine gezielte Einflussnahme auf die mechanischen Eigenschaften des zu zerstörenden Gesteins. Die ausgenutzten Prinzipien sind die momentane Erhöhung der Andruckkraft des Werkzeugs, Ermüdung und das Einleiten von Schlagimpulsen. Dabei erfordern die Erhöhung der Andruckkraft und die gewünschte Größe der Schlagimpulse eine möglichst große Amplitude der Aktivierungskräfte oder -wege. Um Ermüdung effektiv ausnutzen zu können, ist weiterhin eine große Lastwechselzahl im Eingriff und somit eine möglichst hohe Frequenz notwendig. Durch die richtige Abstimmung der Aktivierungsparameter Frequenz und Amplitude soll eine Versprödung des Gesteins im Eingriff herbeigeführt werden. Das Phänomen wird in Abschnitt 4.1.7 noch näher beleuchtet.

Aus den Untersuchungen in [EBE 2009] ging Folgendes hervor. Der Zerstörungserfolg³ einer hochfrequenten Aktivierung nimmt mit steigender Grundlast⁴ und steigender Aktivierungsamplitude zu. Weiterhin existiert eine „optimale Aktivierungsfrequenz“, welche nicht mit den berechneten Eigenfrequenzen des Prüfstandes übereinstimmt. Somit kann Resonanz als alleinige Ursache für die Frequenzabhängigkeit ausgeschlossen werden. Damit wird die These unterstützt, dass eine Versprödung auftreten kann, welche zu einem energetisch günstigeren Versagensverhalten des Gesteins führt. Diese Zusammenhänge sind werkstoffabhängig und somit von Gestein zu Gestein verschieden stark ausgeprägt. Abbildung A.1 auf Seite 98 zeigt einen Überblick über die erreichten Eindringtiefen und somit den Zerstörungserfolg, abhängig von der Aktivierungsfrequenz.

³Der Begriff Zerstörungserfolg drückt in dieser Arbeit aus, ob durch das Werkzeug verhältnismäßig viel oder wenig Werkstoff zum Versagen geführt wird.

⁴Die Grundlast ist die statische Andruckkraft, welche das Werkzeug im Eingriff hält.

3 Eingrenzung des Problems, Definition der Arbeitsaufgaben

3.1 Vorbetrachtungen

[EBE 2009] bestätigt prinzipiell die Möglichkeit der wirksamen hochfrequenten Aktivierung von Werkzeugen zur Gesteinszerstörung. Um eine zukünftige Anwendung der Methode technisch möglich zu machen und wirtschaftlich interessant zu gestalten, ist es notwendig, mehr über die beteiligten Wirkmechanismen zu erfahren.

Folgende Fragen geben die Ausrichtung dieser Arbeit vor.

- *Durch welche Ursachen und Zusammenhänge lässt sich die beobachtete Ausprägung von „optimalen Aktivierungsparametern“ erklären?* Die beobachteten Erscheinungen und Zusammenhänge lassen sich bisher keinen gesicherten Ursachen zuschreiben. Unklar ist vor allem, worauf die Ausbildung der beobachteten Frequenzabhängigkeit beruht. Es ist nicht sicher geklärt, ob die angestrebte Versprödung tatsächlich auftritt und inwiefern sie sich auswirkt. Weiterhin ist der Einfluss von Resonanzerscheinungen zu prüfen.
- *Welche Mechanismen können darüber hinaus zur Wirksamkeit der Aktivierung beitragen?* Es besteht die Notwendigkeit, den Einfluss eines jeden beteiligten Aktivierungsparameters quantitativ zu erfassen, um so objektive Erkenntnisse über die kombinierten Wirkmechanismen zu erlangen.
- *Wie kann eine technische Umsetzung der Methode in einer zukünftigen Maschine aussehen und welche Erfolge sind dabei zu erwarten?* Bei genügender Kenntnis über das Verhalten des hochfrequent aktivierten Werkzeuges können geeignete Arbeitspunkte festgelegt und Vorschläge zur technologischen Umsetzung unterbreitet werden.

3.2 Arbeitsplan

Recherche, Simulation und Versuche bilden die Grundlage der vorliegenden Arbeit.

Die Recherche soll eine Wissensbasis zur Analyse des hier untersuchten Problems liefern. Dabei bildet die Mechanik der Gesteine einen Schwerpunkt. Weiterhin soll für die Modellbildung und Simulation eine angemessene Methode zur Beschreibung des Werkzeugeingriffs ermittelt werden. Auf dem aktuellen Stand des Wissens aufbauend soll versucht werden, die für die hochfrequente Aktivierung von Werkzeugen relevanten Zusammenhänge zu erkennen.

Auf diese Weise werden die Wahl des Modellierungsansatzes getroffen, der Modellaufbau gestaltet und Modellparameter beigesteuert. Die geschaffenen Modelle helfen in anschließenden Simulationen, Effekte und ihre Ursachen zu quantifizieren.

Versuche liefern primär Erfahrungen über die Interaktion von Prüfstand und Gestein und bieten die Möglichkeit zur Parametrierung und anschließenden Verifikation des Modells. Die Gestaltung der Versuche soll zusätzlich Hinweise aus der Simulation beachten, um so schneller zu einem möglichst großen Zerstörungserfolg zu gelangen.

Recherche, Simulation und Versuche liefern Erkenntnisse, die zum Verständnis der Wirkmechanismen beitragen und auf ein für die Zerstörung geeignetes Parameterfeld hinweisen. Kernpunkte dabei sind:

- Untersuchungen zum Verhalten des Prüfstandes. Alle bisherigen Betrachtungen des Problems beruhen auf einem idealisierten Verhalten. Es ist jedoch davon auszugehen, dass sich das komplexe Gesamtgebilde des Prüfstandes anders verhält. Messungen sollen darüber Aufschluss geben. Geeignete Messverfahren sind zu finden.
- Aus den gemessenen Bewegungsgrößen des Werkzeugs sollen die in das Gestein eingetragenen Belastungen und Beanspruchungen bestimmt werden.
- Versuche, Simulationen und Erkenntnisse aus der Recherche sollen helfen, das dynamische Gesteinsverhalten möglichst genau beschreiben zu können.
- Für die geplante Modellierung des Verhaltens des Piezoaktors ist es notwendig, die elektrischen Größen am Aktor und die damit zusammenhängenden Auslenkungen zu bestimmen.

- Mithilfe statistischer Methoden sollen in geeigneten Versuchsreihen die Effekte der variierbaren Parameter quantifiziert werden. Damit soll die Möglichkeit zur Optimierung des Zerstörungserfolges gegeben werden.
- In [EBE 2009] wurde festgestellt, dass die beobachtete positive Wirkung der hochfrequenten Aktivierung sowohl auf dem angestrebten Effekt der Versprödung als auch auf Amplitudenüberhöhung durch Resonanz beruhen kann. Es ist zu klären, welcher Mechanismus der Auslöser für die beobachtete „optimale Frequenz“ ist und inwiefern er zukünftig ausnutzbar ist.

Auf dieser Basis können Rückschlüsse auf die Sinnhaftigkeit des Einsatzes gezogen werden. Abbildung 3.1 fasst den Arbeitsplan zusammen.

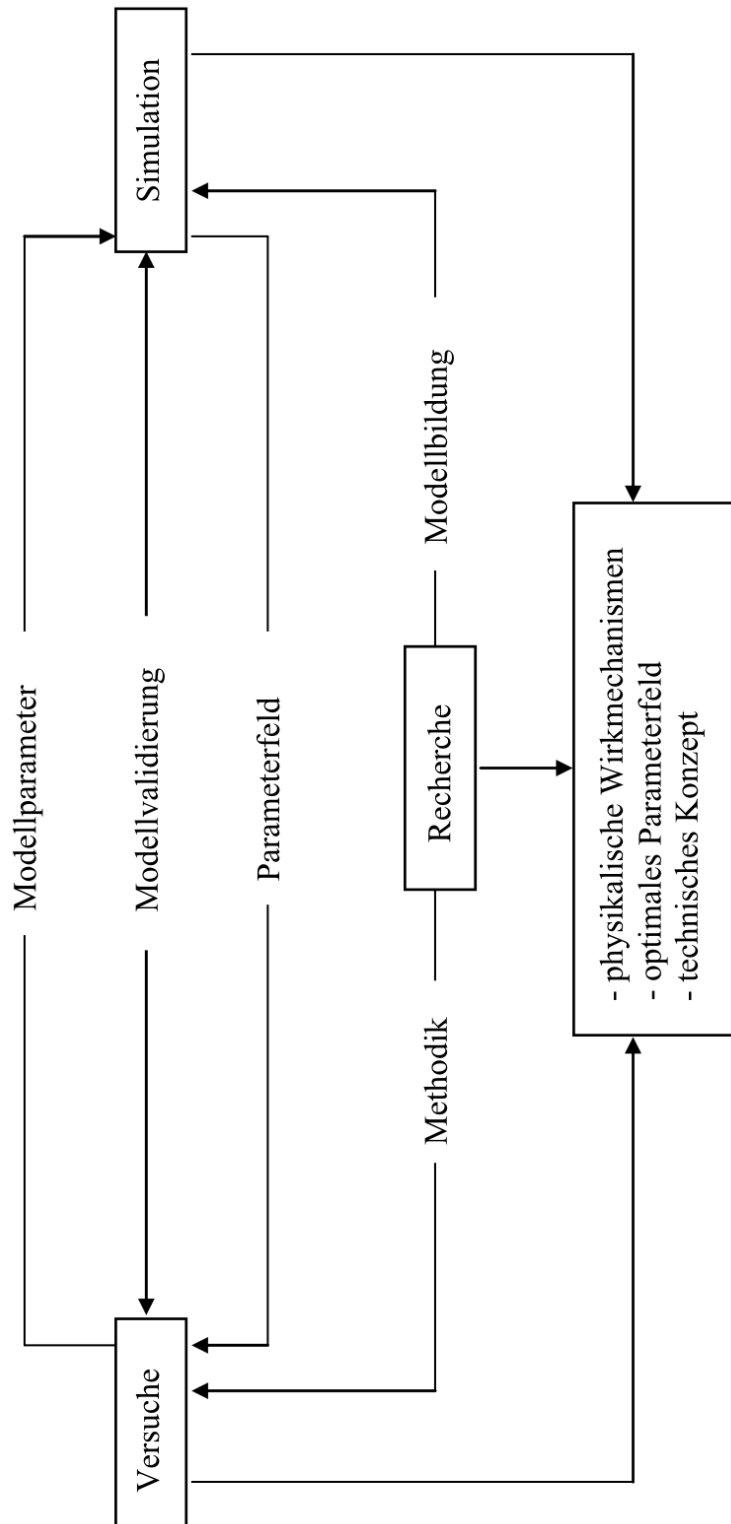


Abbildung 3.1: Arbeitsplan

4 Recherchen

4.1 Literaturrecherche zu den Eigenschaften von Gesteinen

4.1.1 Allgemeines

Gesteine sind Stoffe, die sowohl in ihrer natürlich gewachsenen Form als auch in künstlich geschaffener Variation des Betons vorkommen können. In kompakter, geschlossener Form werden natürlich gewachsene Gesteine als *Festgestein* bezeichnet. Je nach Entstehungsgeschichte und Verwitterungserscheinungen kann dieses Festgestein von Klüften durchzogen sein, welche wiederum in ihrer Kluftrichtung ungeordnet oder geordnet sein können. Bei fortschreitender Verwitterung oder Zerrüttung aufgrund tektonischer Vorgänge treten Gesteine auch als *Lockergestein* in vielfältiger Klassiergröße auf. Beispielhaft seien dafür Kies, Sand und Geröll angeführt. Die vorliegende Arbeit soll sich auf die Festgesteine konzentrieren. Festgestein tritt als ein Dreiphasensystem von fester Phase (Minerale), flüssiger Phase (Porenwasser) und gasförmiger Phase (Porenluft) in unterschiedlichsten Verhältnissen zueinander auf [SMD 1996]. Das Gestein kann durch eine Vielzahl physikalischer und chemischer Eigenschaften charakterisiert werden. Um eine ausreichende Grundlage zum Verständnis dieser Arbeit zu schaffen, sollen die dafür relevanten Eigenschaften und Begriffe angeführt werden. Der Begriff Gestein soll im Verlauf der Arbeit synonym für Festgestein stehen.

4.1.2 Elastizität

Wird ein Gestein durch Kräfte belastet, erfährt es, abhängig von der sich ausbildenden Spannung, verschiedene Dehnungen. In Krafrichtung tritt axiale Dehnung auf, senkrecht dazu laterale Dehnung. Ist diese Dehnung reversibel, wird von elastischem Verhalten gesprochen. Über die Spannung und die axiale Dehnung kann unter der Annahme von linear-elastischem

Verhalten entsprechend dem HOOKSchen Gesetz (Gleichung (4.1)) der E-Modul bestimmt werden. Er repräsentiert den Anstieg des linearen Abschnittes der Spannungs-Dehnungskurve (siehe Abbildung 4.1).

$$\sigma_z = E\varepsilon_z. \quad (4.1)$$

Es bezeichnen:

σ_z	Spannung in z -Richtung in N/mm ²
E	E-Modul in N/mm ²
ε_z	Dehnung in z -Richtung.

Die Querdehnzahl oder Poisson-Zahl wird nach Gleichung (4.2) aus dem Verhältnis von lateraler (ε_r) zu axialer (ε_z) Dehnung ermittelt [WAG 2005].

$$\nu = -\frac{\varepsilon_r}{\varepsilon_z}. \quad (4.2)$$

Es bezeichnen:

ν	Querdehnzahl
ε_r	Dehnung in r -Richtung.

Die Beträge des E-Moduls und der Querdehnzahl für Gesteine sind von einer starken Variabilität durchsetzt. Selbst innerhalb einer Gesteinsart treten enorme Unterschiede auf. Die E-Moduln variieren dabei üblicherweise zwischen $E = 10\,000\text{ N/mm}^2$ für einige Sandsteine bis zu $E = 120\,000\text{ N/mm}^2$ für manche Gabbros. Die Querdehnzahlen schwanken zwischen $\nu = 0,12$ für das Beispiel einer Grauwacke und $\nu = 0,32$ für einen Diabas.

4.1.3 Härte

Härte bezeichnet den Widerstand eines Stoffes gegen Eindringen eines anderen in ihn. In der Gesteinskunde wird die Härte oft in Form der Mohshärte angegeben. Sie wird auch als Ritzhärte bezeichnet, da im zugehörigen Prüfverfahren eine Kerbe in die Oberfläche des zu prüfenden Gesteins geritzt wird.

Für Maschinen ist die Härte des Gesteins von großem Einfluss auf den Werkzeugverschleiß. In Tabelle B.2 auf Seite 99 wird eine Übersicht über typische Härten von Mineralien und metallischen Werkstoffen gegeben.

4.1.4 Festigkeit

Für die Zerstörung von Gestein mit Werkzeugen im mechanischen Eingriff stellt die Überwindung der Gesteinsfestigkeit die Wirkungsgrundlage dar.

Bei der Charakterisierung von Gestein spielt die *Druckfestigkeit* die wichtigste Rolle. Da die einaxiale Druckfestigkeit (σ_{D0} in Abbildung 4.1) sehr einfach experimentell zu ermitteln ist, findet sie als typische Werkstoffkenngröße Anwendung. Tabelle B.1 auf Seite 99 gibt einen Überblick über häufig anzutreffende Gesteine und ihre Festigkeiten.

Der einaxiale Spannungszustand tritt beim mechanischen Werkzeugeingriff allerdings so gut wie nie auf. Meist herrscht im Kontaktpunkt und den umliegenden Bereichen ein mehraxialer Zustand (Abbildung 4.2). Die Angabe von mehraxialen Druckfestigkeiten ist wegen der Vielzahl von möglichen Kombinationen nicht praxisrelevant.

Für die Gesteinszerstörung kann auch die *Scherfestigkeit* von Bedeutung sein. Die Überwindung der Scherfestigkeit ist vor allem bei schürfenden Prozessen (Abbildung 4.3) in weniger festen Stoffen oder beim Hinterschnittverfahren mit Diskmeißeln in festen Gesteinen relevant (Abbildung 4.4). Lokal tritt sie aber auch bei Oberflächenausbrüchen um eindringende Werkzeuge herum auf (Abbildung 4.5).

Die *Zugfestigkeit* spielt im mechanischen Eingriff von Werkzeugen in Festgestein nur eine untergeordnete Rolle. Generell gilt, dass die Zugfestigkeit von Gestein ungefähr $\frac{1}{10}$ bis $\frac{1}{5}$ der einaxialen Druckfestigkeit beträgt. In [WER 2003] wird dieses Verhalten damit begründet, dass sich die im Gestein vorhandenen Mikrorisse bevorzugt unter Zug ausbreiten. Es ist sinnvoll, das Zerstörungsprinzip so zu gestalten, dass diese Schwäche ausgenutzt wird.

Die Größe dieser Festigkeiten ist auch maßgeblich vom Umgebungsdruck um den Eingriff herum abhängig [WAG 2005]. Sie nimmt mit zunehmendem Druck zu. Im Bergbau bedeutet dies, dass im Labor untersuchte Proben geringere Festigkeiten aufweisen als die unter dem Gebirgsdruck stehende Ortsbrust in der Tiefe des Schachtes. Hinzu kommen verschiedene Fakto-

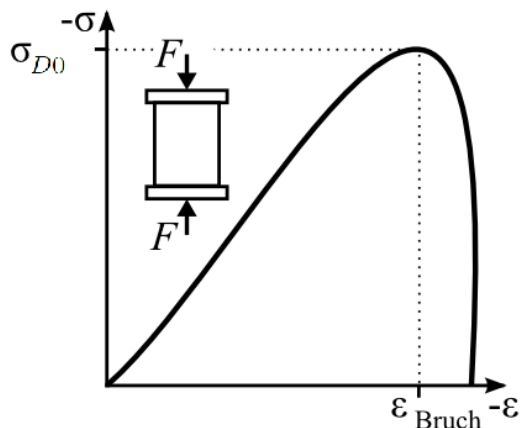


Abbildung 4.1: Spannungs-Dehnungsdiagramm beim einaxialen Druckversuch

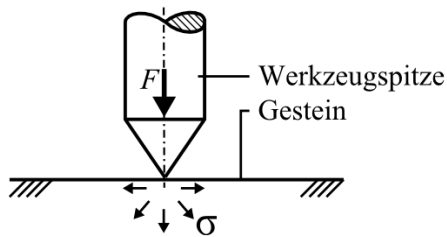


Abbildung 4.2: Spannungszustand im Werkzeugeingriff

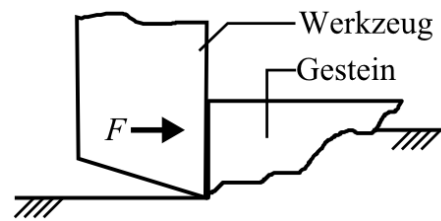


Abbildung 4.3: Schürfen in Gestein

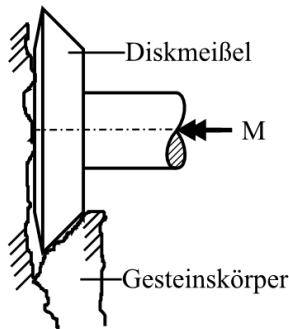


Abbildung 4.4: Hinterschnittverfahren mit Diskmeißel

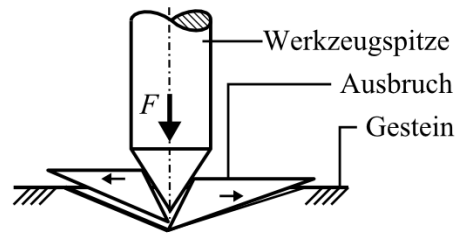


Abbildung 4.5: Laterale Oberflächenausbrüche durch Scherbeanspruchung im Eingriff

ren wie Wassergehalt und Temperatur, welche die genannten Festigkeiten beeinflussen können [WER 2003].

4.1.5 Aufbau von Gesteinen

Die mikroskopischen Bestandteile von Gesteinen ordnen sich in einem Gefüge. Die Gefügeelemente lassen sich entsprechend Tabelle 4.1 benennen [ING 2006].

Gestein ist ein hochgradig inhomogener Stoff. Makroskopisch ist es von Einschlüssen, Klüften und Hohlräumen durchzogen. Im mikroskopischen Skalenbereich finden sich Körner unterschiedlicher Größe, Form und chemischer Zusammensetzung, eine dazwischen liegende Matrix, Mikrorisse und Poren. Diese Inhomogenität des Aufbaus spiegelt sich auch in der Verteilung der mechanischen Eigenschaften innerhalb eines Gesteinskörpers wider.

Unterschiedliche E-Moduln und unterschiedliche Bindungsbedingungen der einzelnen Elemente führen zu ungleichmäßiger Verteilung von eingetragenen Spannungen. Bei der Beschreibung eines Gesteinskörpers sollte dieser Umstand Beachtung finden. [SUL 2006] gibt den Hinweis, dass die Porosität einen wichtigen Teil der mechanischen Eigenschaften bestimmt. Wird

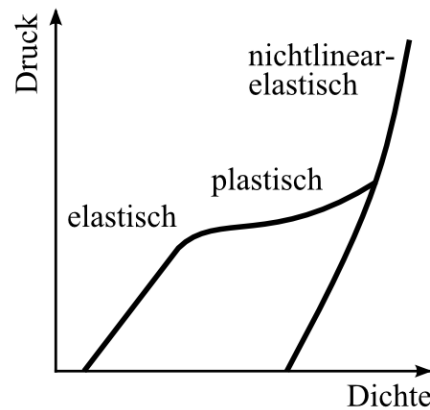


Abbildung 4.6: *Druck-Dichte-Beziehung poröser Stoffe nach [SUL 2006]*

poröses Gestein unter einer Druckbeanspruchung verdichtet, erfährt es mit der Dichteänderung auch eine Änderung seines elastisch-plastischen Verhaltens (Abbildung 4.6). Zu Beginn der Verdichtung zeigen sich noch elastische Eigenschaften. Mit dem sukzessiven Kollaps der Poren tritt plastisches Verhalten in den Vordergrund. Bei fortschreitender Verdichtung stellen sich nach Schließung des gesamten Porenraumes nichtlinear-elastische Eigenschaften ein. Bei der Analyse oder Modellierung des Verhaltens sehr poröser Materialien sollten diese Zustandsänderungen beachtet werden. Besonders Sediment- und Umwandlungsgesteine weisen häufig eine starke Anisotropie bezüglich der petrografischen und mechanischen Eigenschaften auf, welche auf ihre Entstehungsgeschichte zurückzuführen ist. Sedimentgesteine lagern sich im Laufe der Zeit in Schichten mit unterschiedlichen Eigenschaften und Bindungen ab. Dies führt zu einer horizontalen Ausrichtung ihrer Merkmale, die sich durch geologische Prozesse in ihrer Richtung ändern oder in Falten legen können. Umwandlungsgesteine erfahren bei ihrer Entstehung eine Umwandlung durch hohe Drücke und Temperaturen. Diese Einflussgrößen sind vor allem von der Tiefe ihrer Lage abhängig und dementsprechend gerichtet und skaliert.

materielle Elemente	nichtmaterielle Elemente	
Mineralkörner	Hohlräume	Trennflächen
	Poren, Blasen	Schichtfugen, Störungen

Tabelle 4.1: *Gefügeelemente nach [ING 2006]*

4.1.6 Versagen von Gesteinstoffen

Für die Zerstörung von Gestein spielt dessen Versagensmechanismus eine zentrale Rolle. Das Versagen eines Stoffes ist prinzipiell eine Definitionsfrage. Je nach konstruktiver Anforderung kann die Überschreitung von Spannungs- (Zugfestigkeit, Streckgrenze) beziehungsweise Dehnungsgrenzen (Bruchdehnung) des Werkstoffes oder einer Grenzverformung des Bauelementes als Versagenkriterium in Frage kommen. Im Abschnitt 4.1.6.2 soll darauf noch näher eingegangen werden. Nach [BLU 1982] ist für die Zerstörung von Gestein das Versagenkriterium die Auflösung der molekularen Bindungskräfte zwischen den materiellen Elementen, wodurch freie Oberflächen geschaffen werden. Die räumliche Ausdehnung dieser Versagenszone muss in einem prozessspezifischen Maß liegen.

4.1.6.1 Versagensart

Einen wichtigen Punkt dieser Arbeit stellt die Versagensart von Gestein dar. Zu unterscheiden sind dabei *sprödes* oder *duktil* Verhalten und dazwischenliegende Mischzustände.

Spröde Werkstoffe zeigen in ihrer Spannungs-Dehnungs-Kurve vor allem elastisches, reversibles Verhalten; während der plastische, irreversible Anteil äußerst gering ist. Spröde Brüche treten bei Zugspannungen auf, die unterhalb der makroskopischen Fließgrenze liegen. Bei duktilen Werkstoffen setzt bereits sehr früh Plastizität ein und dominiert den Spannungs-Dehnungs-Verlauf (Abbildung 4.7) [GRO 2007].

Eine Unterscheidung in spröde und duktil wird oft auch anhand der notwendigen Energie zur Schaffung neuer Oberflächen getroffen [BUE 2008]. Es wird angenommen, dass duktile Werkstoffe zum Bruch eine größere Oberflächenenergie als spröde Werkstoffe benötigen (siehe Abbildung 4.8). Allerdings ist dieser Zusammenhang nicht als allgemeingültig zu betrachten.

Die Eigenschaft eines Werkstoffes, spröde oder duktil zu versagen, wird in [BUE 2008] mit seinem atomaren Gitteraufbau begründet. Liegt ein kubisch flächenzentriertes Gitter vor, handelt es sich um einen eher duktilen Stoff. Kubisch raumzentrierte Gitter sind bei weniger duktilen Stoffen anzutreffen.

[BUE 2008] erklärt ebenfalls, dass der duktile Charakter eines Werkstoffes aus seinen mikroskopischen Rissen und Störungen entsteht. Diese Störungen steigern lokale Spannungen, wodurch plastische Verformungen in Form von Versetzungen entstehen. Die resultierende Bewegung von Versetzun-

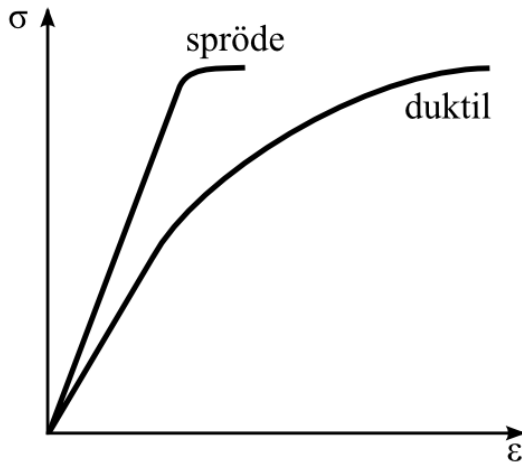


Abbildung 4.7: σ - ϵ -Diagramm für sprödes und duktilen Verhalten nach [GRO 2007]

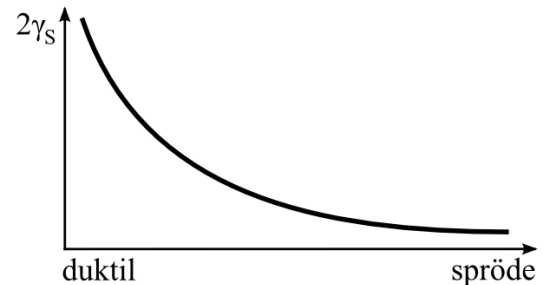


Abbildung 4.8: Spezifische Oberflächenenergie für sprödes und duktilen Verhalten nach [BUE 2008]

gen ist makroskopisch eine plastische Verformung, welche den Sprödbbruch verhindert.

Das Verhalten eines Gesteins ist sowohl materialspezifisch als auch abhängig von Umgebungsdruck, Temperatur und Belastungsgeschwindigkeit (siehe dazu Abschnitt 4.1.7) [KOL 2007]. In [SÄH 1989] wird erwähnt, dass mehrachsige Spannungszustände die Sprödbrechneigung begünstigen.

4.1.6.2 Festigkeitshypothesen

Festigkeitshypothesen bezeichnen in der technischen Mechanik Ansätze, mithilfe entsprechend gebildeter Vergleichsspannungen und Versagenkriterien Aussagen über die Festigkeit von Werkstoffen im einaxialen oder mehraxialen Spannungszustand zu treffen. Dabei ist anzumerken, dass diese Hypothesen keine Allgemeingültigkeit besitzen. Vielmehr ist es notwendig, je nach Anwendungsfall und Werkstoff diejenige Hypothese zu finden, deren Ergebnisse möglichst genau mit den Beobachtungen in der Realität übereinstimmen. Am bekanntesten sind folgende Ansätze: die Normalspannungshypothese, die Einfache und Erweiterte Schubspannungshypothese, und die Gestaltänderungsenergiehypothese nach VON MISES.

Keine dieser Hypothesen ist zur Beschreibung des in der vorliegenden Arbeit behandelten Problems geeignet, da Gestein zu wenig Duktilität für die Schubspannungs- und Gestaltänderungsenergiehypothese aufweist. Von der Anwendung der Normalspannungshypothese für mehraxiale Spannungszustände wie im Werkzeugeingriff wird üblicherweise abgeraten. In

Abschnitt 5.1.5 auf Seite 52 ff. wird unter Beachtung bis dahin getätigter Beobachtungen ein für das Problem dieser Arbeit geeignetes Versagenskriterium formuliert.

4.1.6.3 Bruchmechanik

Eine weitere Möglichkeit, Aussagen über das Versagen von Gestein zu treffen, ist die Anwendung der Bruchmechanik. Die Bruchmechanik ist eine Disziplin zur Beschreibung von Trenn- und Bruchvorgängen in Festkörpern mithilfe verschiedener theoretischer Modellvorstellungen und Methoden. In dieser Arbeit sollen bruchmechanische Ansätze keine Verwendung finden, da die Ermittlung der dazu nötigen Kenngrößen einen unverhältnismäßig großen Aufwand darstellt. Daher wird auf weitere Ausführungen verzichtet. Da die Bruchmechanik aber Mittel bietet, die in dieser Arbeit behandelten Phänomene zu erklären, sollen die folgenden Literaturhinweise die Möglichkeit zum weiterführenden Studium bieten: [AND 1995, BAZ 1983, BUE 2008, BLU 1982, GRO 2009, GRO 2007, LAW 1993, WER 2003].

4.1.7 Dynamisch veränderliches Werkstoffverhalten

Es ist bekannt, dass die Festigkeit und die Elastizität von Gesteinen von der Belastungsgeschwindigkeit abhängig sind. Allgemein wird dieses Verhalten als Dehnrateneffekt bezeichnet. Die Dehnrate ist die Geschwindigkeit einer Dehnungsänderung und steht im direkten Zusammenhang mit der Belastungsgeschwindigkeit. Die exakte Beschreibung der Dehnrate bei einer periodischen Beanspruchung, wie sie typisch für aktivierte Werkzeuge ist, gibt Gleichung (4.3). Die mittlere Dehnrate wird durch Gleichung (4.4) beschrieben. Die maximal mögliche Dehnrate kann durch Gleichung (4.5) bestimmt werden.

$$\dot{\varepsilon}(t) = \frac{d\varepsilon(t)}{dt} = 2\pi f \hat{\varepsilon} \cos(2\pi ft), \quad (4.3)$$

$$\bar{\varepsilon} = 4f\hat{\varepsilon}, \quad (4.4)$$

$$\hat{\dot{\varepsilon}} = 2\pi f\hat{\varepsilon}. \quad (4.5)$$

Es bezeichnen:

$\dot{\varepsilon}$	Dehnrates in s^{-1}
t	Zeit in s
ε	Dehnung
$\hat{\varepsilon}$	Maximale Dehnung
f	Frequenz in Hz
$\bar{\varepsilon}$	Mittlere Dehnrates in s^{-1}
$\hat{\dot{\varepsilon}}$	Maximale Dehnrates in s^{-1} .

Es ist erkennbar, dass die maximale Dehnrates um $\pi/2$ größer ist als die mittlere Dehnrates. Abbildung 4.9 verdeutlicht die Zusammenhänge.

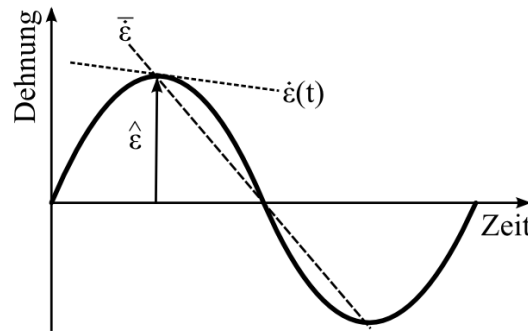


Abbildung 4.9: Dehnrates bei einer periodischen Beanspruchung

Für die Entwicklung und den Einsatz von aktivierten Werkzeugen zur Gesteinszerstörung ist diese Erkenntnis des Zusammenhangs zwischen der Dynamik und den mechanischen Gesteinseigenschaften von großer Bedeutung. Zur Untersuchung dieser Zusammenhänge lassen sich in der Literatur zahlreiche Hinweise finden. Es fällt auf, dass einzelne Literaturquellen teils gegensätzliche Aussagen bezüglich ihrer Beobachtungen oder Hypothesen treffen. Da das dynamisch veränderliche Werkstoffverhalten im Verlauf der vorliegenden Arbeit relevant ist, soll im Folgenden näher darauf eingegangen werden.

4.1.7.1 Auswirkungen auf die elastischen Eigenschaften

Die in der Literatur zu findenden Aussagen über die Abhängigkeit des *E-Moduls* von der Belastungsgeschwindigkeit sind widersprüchlich. In [KOL

2007] wird auf die Viskoelastizität von Feststoffen hingewiesen. Neben den damit zusammenhängenden Erscheinungen Relaxation und Kriechen wird auch eine Abhängigkeit des E-Moduls von der Verformungsgeschwindigkeit erwähnt. Mit steigender Dehnrates nimmt die Steifigkeit des Werkstoffes zu. In [KOL 2002] hingegen wird eine Dehnratesabhängigkeit des E-Moduls explizit verneint. Aus [ORT 2006] können E-Modulsteigerungen rekonstruiert werden. Weiterhin wird der Dehnrateseffekt auf den E-Modul noch in [CUR 1987, HUN 1991, LAN 1973, MEH 1996] erwähnt, aber nicht weiter erläutert. Mögliche Auswirkungen des Dehnrateseffektes auf die *Querdehnzahl* wurden in keiner der untersuchten Quellen festgestellt.

4.1.7.2 Auswirkungen auf die Festigkeit

Generell besteht in der Literatur Einigkeit darüber, dass die *Festigkeit* eines Gesteins mit steigender Belastungsgeschwindigkeit zunimmt. Untersuchungen dazu wurden beispielsweise von [RAS 1962] vorgenommen. Diese im Kriechbereich festgestellte Geschwindigkeitsabhängigkeit der Festigkeit wurde von [SUL 2006] und [MEH 1996] auch in größeren Geschwindigkeitsbereichen erkannt (Abbildung 4.10 auf der nächsten Seite)¹. Bei extrem hohen Dehnrates lassen sich Festigkeitssteigerungen um den Faktor 2 erkennen. Genauere Angaben zum Gestein wurden nicht gemacht. Aus [KOL 2002] lässt sich entnehmen, dass für jedes Gestein ein individueller Verlauf dieser Steigerung vorliegt.

Zur Festigkeitssteigerung von Beton unter hohen Dehnrates hat [ORT 2006] umfangreiche Informationen zusammengetragen. Die daraus hervorgehenden Schlüsse führen zu sich teilweise überschneidenden und sich teilweise widersprechenden Aussagen über das Verhalten. Generell wird festgestellt, dass Beton unter hohen Dehnrates eine Festigkeitssteigerung erfährt. Die unter dynamischer Belastung eingestellte Festigkeitssteigerung des Betons bleibt nach [ORT 2006] unter anschließender statischer Belastung erhalten. Die Dehnratesabhängigkeit wird durch Porenwasser unterstützt. In den Poren erzeugt das Wasser bei Deformation Druckverhältnisse und kapillare Wirkungen, welche zu viskosen Eigenschaften im Werkstoff führen. Laut [ORT 2006] spielt die Betonart eine maßgebliche Rolle bei der Ausprägung der Dehnratesabhängigkeit der Festigkeit. Abbildung 4.11 illustriert dies für die Zugfestigkeit zweier Betonarten.

Bezüglich der Abhängigkeit der *Bruchdehnung* von der Dehnrates finden

¹In Abbildung 4.10 gibt der Begriff *relative* Druckfestigkeit das Verhältnis von dynamischer zu statischer Druckfestigkeit an, also einen Steigerungsfaktor. Eine entsprechend ähnliche Benennung soll in dieser Arbeit auch für die *relative* Zugfestigkeit, Bruchdehnung und E-Modul gelten.

sich Widersprüche. [ORT 2006] erklärt, dass Beton unter hohen Dehnraten eine Steigerung der Bruchdehnung erfährt. Diese Aussage steht auf den ersten Blick im Gegensatz zu den Feststellungen von [RAS 1962] (an Beton), [LAN 1973] (an Salzgestein) und [HUN 1991] (an Gestein allgemein), welche eine Abnahme der Bruchdehnung mit steigender Dehnraten konstatieren. Dabei ist aber zu beachten, dass [RAS 1962] seine Messungen nur im Bereich von Kriechen und quasistatischer Belastung durchführt, während [ORT 2006] hochdynamische Kräfte einträgt. Auch [LAN 1973] betrachtet nur sehr geringe Dehnraten im quasistatischen Bereich. [HUN 1991] quantifiziert die Dehnraten nicht. Die Neigung zur Bruchdehnungssteigerung beschreibt [ORT 2006] als nicht werkstoffabhängig.

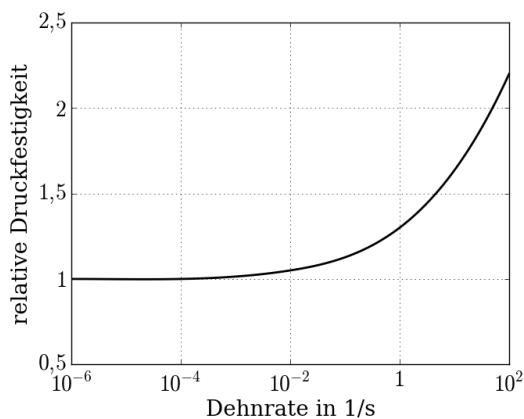


Abbildung 4.10: *Steigerung der Druckfestigkeit über der Dehnraten nach [SUL 2006]*

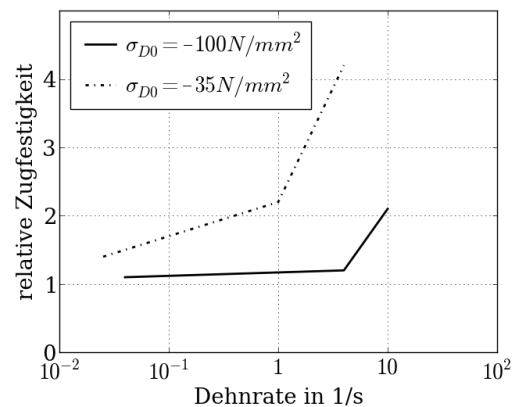


Abbildung 4.11: *Relative Zugfestigkeit über der Dehnraten bei verschiedenen Betondruckfestigkeiten nach [ORT 2006]*

4.1.7.3 Ursachen der Dehnratenabhängigkeit der Werkstoffeigenschaften

Die in der Literatur entwickelten Erklärungsansätze für das dynamisch veränderliche Verhalten von Gestein zeigen zahlreiche Ähnlichkeiten und lassen sich zu den folgenden Betrachtungsweisen zusammenfassen: *Energetisch, geschwindigkeitsbasiert, viskositätsbasiert, bruchpfadbasiert, trägheitsbasiert und bruchmechanisch*. Diese Betrachtungsweisen sollen im Folgenden erläutert werden. Es sei darauf hingewiesen, dass in [CUR 1987, ORT 2006] eine sehr ausführliche Verknüpfung verschiedener Betrachtungsweisen und Erklärungsansätze zu finden ist. In diesem kombinatorischen Ansatz finden auch die unterschiedlichen Geschwindigkeitsbereiche Beachtung (Abbildung 4.12).

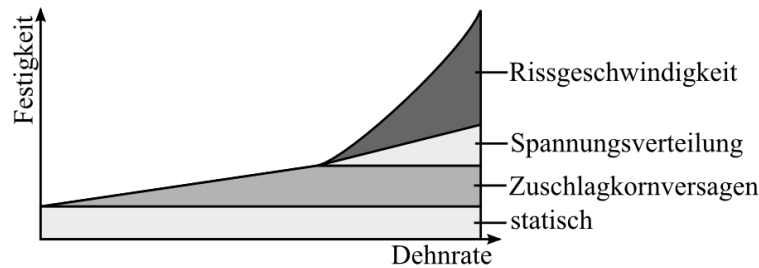


Abbildung 4.12: Geschwindigkeitsbedingte Einflüsse auf den Dehnrateneffekt nach [CUR 1987]

Akkumulation von Energie. In [HUN 1991] wird erläutert, dass im elastischen Bereich der Verformung die eingetragene Energie akkumuliert wird. Nach dem Übergang in den plastischen Bereich wird weiterhin zugeführte Energie in plastische Verformung überführt und als Wärme dissipiert, also nicht gespeichert. Mit steigender Belastungsgeschwindigkeit nimmt die Fähigkeit des Gesteins ab, sich plastisch zu verformen. Dies steigert den Widerstand, den das Material der Belastung entgegensetzt, wodurch die Festigkeit zunimmt.

Überschreitung der Rissgeschwindigkeit. [WER 2003] begründet die geschwindigkeitsabhängige Zunahme der Festigkeit von Beton mit der Rissausbreitungsgeschwindigkeit. Es wird angenommen, dass sich bei einer Verformung Mikrorisse bilden. Übersteigt die Geschwindigkeit der Verformung die der Mikrorissausbreitung, steigt die Festigkeit.

Es wird erkannt, dass bei geringer Dehnrates im Versagensfall nur wenige, dafür große Risse auftreten. Mit steigender Dehnrates nimmt die Anzahl der Risse zu und ihre Größe ab. Dies führt theoretisch zu einer vergrößerten Bruchoberfläche, welche einer größeren Bruchenergie bedarf [WER 2003]. Dieser Vermutung steht allerdings der aus Messungen gewonnene Hinweis entgegen, dass die notwendige Bruchenergie von der Dehnrates unabhängig ist [WER 2003, RNH 1991]. Das vermehrte Auftreten kleinerer Risse lässt sich folgendermaßen erklären: Wenn die Ausbreitungsgeschwindigkeit der Spannungswelle größer ist als die maximale Rissausbreitungsgeschwindigkeit, überholt die Spannungswelle den Riss und trifft auf neue Risskeime. Diese wachsen und entlasten so den vorhergehenden Riss, was diesen in seiner Größe begrenzt. Der Rissfortschritt wird von Rissinitiation überholt. Als Ursache für die Begrenzung der Rissausbreitungsgeschwindigkeit beschreibt [CUR 1987] folgende Überlegung. Ein Riss kann sich logischerweise nicht schneller ausbreiten als sich die Information dazu an seiner Oberfläche fortpflanzt. Diese Information wird an der Oberfläche (Rissufer) in Form einer Rayleighwelle gebildet. Die sich ausbreitende mechanische Spannung

kann als eine solche risstreibende Information interpretiert werden. Die Rissausbreitungsgeschwindigkeit wird in [RNH 1991, CUR 1987] als generell deutlich niedriger als die Rayleighwellengeschwindigkeit im Gestein festgestellt. Dabei schwanken die Angaben zwischen $v = 200$ m/s und $v = 1000$ m/s. Hohe Rissgeschwindigkeiten treten nur sehr selten auf, weil sie gleichzeitig zu Rissverzweigung führen, was mehr Energie konsumiert und somit den Riss verzögert.

Widerstand durch rheologische Effekte. [KOL 2007] und [WER 2003] erklären die dehnratenbedingten Festigkeitssteigerungen beim Kriechen von Gestein mittels Viskoelastizität.

Auf die Viskoelastizität von Beton bezieht sich auch [RAS 1962] bei seinen Untersuchungen über die Abhängigkeit der mechanischen Eigenschaften von Beton von der Geschwindigkeit der eingetragenen Belastung. [RAS 1962] beschränkt sich auf relativ geringe Dehnraten, die Kriechen gleichzusetzen sind. Dennoch wird die Geschwindigkeitsabhängigkeit deutlich. Es wird darauf hingewiesen, dass die rheologischen Effekte nur in niedrigen Geschwindigkeitsbereichen relevant sind. Bei größeren Geschwindigkeiten überwiegen andere Ursachen für den Dehnrateneffekt.

Kürzere Bruchpfade durch höhere Geschwindigkeiten. [ORT 2006] beobachtet, dass unter dynamischen Belastungen Normalbeton vermehrt auf den kürzesten Pfaden durch seine Zuschlagskörner bricht. Unter quasistatischer Belastung erfolgt ein Versagen hingegen vorwiegend durch die Zementmatrix an den Körnern vorbei. Da die Zuschlagskörner eine höhere Festigkeit aufweisen als die Zementmatrix, muss in diesem Versagensfall die notwendige Spannung größer sein.

Widerstand durch Trägheit. Als Ursache für die Festigkeitssteigerung wird in [ORT 2006] auch die Massenträgheit der Rissufer beim Versagen genannt. Bei größerer Verformungsgeschwindigkeit müssen die Trägheitskräfte im Werkstoff zunehmen.

Bruchmechanische Ursache des Dehnrateneffektes. [RNH 1991] bietet einen weiteren Erklärungsansatz für die Festigkeitssteigerung. Er geht von bruchmechanischen Betrachtungsweisen aus, wonach ein existierender Riss an seiner Spitze durch einen Spannungsintensitätsfaktor gekennzeichnet ist (siehe dazu auch [BUE 2008, BLU 1982, GRO 2009, GRO 2007, WER 2003]). Im Kräftegleichgewicht an der Risspitze beginnt der

Einfluss von Trägheiten mit zunehmender Beschleunigung über den Einfluss des Spannungsintensitätsfaktors zu dominieren. Dies bewirkt eine Verminderung des Spannungsintensitätsfaktors mit steigender Beanspruchungsgeschwindigkeit, was als gesteigerte Festigkeit interpretiert werden kann. Bei Beanspruchungsgeschwindigkeiten $\dot{\sigma} > 10^4 \text{ N}/(\text{mm}^2 \text{ s})$ tritt diese Wirkweise in Kraft. Unterhalb dieser Beanspruchungsgeschwindigkeit beruht die Festigkeitssteigerung auf einem erhöhten Energiebedarf zur Schaffung größerer Oberflächen durch übermäßiges Auftreten kleinerer Risse.

Eine erschöpfende Erklärung zu einer möglichen E-Modulsteigerung kann aus keiner Quelle gewonnen werden. Bemerkenswert ist, dass sich explizit mit dem Dehnrateneffekt auf die Elastizität nur sehr wenige Arbeiten beschäftigen.

4.2 Literaturrecherche zur Modellierung des Werkzeugeingriffs

4.2.1 Vorbetrachtungen

Die Notwendigkeit einer Modellierung und somit rein theoretischen Betrachtung des Zusammenwirkens von Werkzeug und Gestein ergibt sich aus dem Umstand, dass innerhalb des Gesteins verschiedene Erscheinungen nicht messbar sind. Für eine wissenschaftliche Beurteilung sind diesbezügliche Kenntnisse aber dennoch notwendig. In den Experimenten am Prüfstand wird das Zerstörungsvermögen der Aktivierung beobachtet. Die in das Gestein eingetragenen Belastungen setzen sich dabei immer aus einem statischen und einem dynamischen Anteil zusammen. In Abschnitt 4.1.7 wird auf unterschiedliche Werkstoffeigenschaften von Gestein unter statischen oder dynamischen Lastfällen hingewiesen. Für konsistente Aussagen zum Zerstörungsvermögen der jeweiligen Aktivierungsparameter ist eine getrennte Betrachtung der statischen und dynamischen Anteile notwendig. Die Modellierung soll helfen, zumindest qualitativ zu unterscheiden. Dabei soll geklärt werden, auf welche Weise Belastungen in das Gestein eingetragen werden und wie sie sich physikalisch auswirken. Anschließend ist festzustellen, wie sich das Zerstörungsvermögen durch den Einsatz der Aktivierung verändert. Darüber hinaus ist zu klären, wie der dynamische und der statische Anteil der Belastung miteinander verknüpft sind. Im Vordergrund steht dabei die Frage, ob der dynamische Anteil als Welle oder als

momentan gesteigerte Grundlast zu betrachten ist.

Um das Spannungsfeld im Gestein unter der Werkzeugspitze abzubilden, sind zahlreiche Methoden bekannt. Die rein qualitative Abbildung des Feldes unter Vernachlässigung der meisten Werkstoffeigenschaften des Gesteins (Querdehnzahl, E-Modul, Kornstruktur usw.) ist mit *spannungsoptischen Verfahren* möglich. Quantitative Aussagen über Spannungen sind mit dieser Methode nicht zu erhalten, weshalb sie in dieser Arbeit vernachlässigt wird.

Um schnell zu zuverlässigen Aussagen über Verteilung und Größe des Spannungsfeldes zu gelangen, empfiehlt sich eine Analyse mittels der *Finite-Elemente-Methode (FEM)*. Dabei kann der Kontakt zwischen zwei Körpern (Kontaktproblem) oder eine räumlich konstante Flächenlast entsprechend der verwendeten Werkzeuggeometrie angenommen werden. Auf eine numerische Analyse durch die FEM wird verzichtet, da eine FE-Simulation für ein breites Parameterspektrum eine sehr große Anzahl von Berechnungsvarianten erfordern würde. Damit lässt sich keine klare Übersicht über konkrete physikalische Zusammenhänge liefern.

Stattdessen wird eine Lösung mittels analytischer Zusammenhänge gesucht. Sämtliche Betrachtungen werden auf die Randbedingungen der linearen Elastizitätstheorie vereinfacht. Dies kann unter der Feststellung geschehen, dass Gestein allgemein als spröder Stoff keine starke Duktilität aufweist. Somit lassen sich plastische Verformungen vernachlässigen. Die auf diese Weise verfolgte analytische Lösung macht es möglich, Charakteristika auch ohne Berechnung abzulesen und stärkt zudem während der Modellentwicklung das Verständnis der Zusammenhänge. Im aktuellen Abschnitt werden Methoden zur Beschreibung des Werkzeugeingriffs vorgestellt, die in Abschnitt 5.1 auf Seite 46 ff. in ein entsprechendes Modell führen.

4.2.2 Grundlagen

Wird die Interaktion zwischen Werkzeug und Gestein als eine konstante, kreisförmig verteilte Flächenlast auf einen Halbraum idealisiert, ist es möglich, die Reaktionen im Gestein isoliert zu betrachten und Zusammenhänge analytisch klar zu erkennen. Grundlage für eine solche Methode ist die auf der Elastizitätstheorie basierende Elementarlösung für eine Einzelkraft am Halbraum nach BOUSSINESQ [BOU 1885].

Zur Verminderung des Modellieraufwandes ist es zu empfehlen, das Kontaktproblem zu einer konstant verteilten Flächenlast zu vereinfachen. Ob

dies möglich ist, wird im Verlauf der Arbeit überprüft.

Die zur Modellierung des Werkzeugeingriffs notwendigen Parameter seien hier definiert. Sie orientieren sich an typischen Bedingungen im Experiment. Für das Gestein gelten die Kennwerte des Betonwürfels nach Anhang E.3 auf Seite 121. Die Parameter des aktivierten Werkzeugs lauten:

- Werkzeugradius $R = 2 \text{ mm}$
- statische Andruckkraft des Werkzeugs $F = 5600 \text{ N}$
- Amplitude des Werkzeugschwingweges $\hat{s}_{z\sim} = 10 \text{ }\mu\text{m}$
- Aktivierungsfrequenz $f = 7,5 \text{ kHz}$.

4.2.2.1 Elementarlösung nach Boussinesq

Das Problem wird im Zylinderkoordinatensystem betrachtet.

Unter Vernachlässigung von Volumenkräften und unter der Annahme von isothermem Verhalten liefert [BOU 1885] Lösungen zur Beschreibung des Spannungs- und Verschiebungsfeldes unter einer Punktlast auf einen unendlich ausgedehnten Halbraum. Eine sehr verständliche Aufbereitung des Themas ist [TIM 1951] zu entnehmen. Diese Lösungen sind in den Gleichungen (4.6) bis (4.9) als Komponenten des Spannungsfeldes gegeben. Der Kraftangriffspunkt befindet sich im Koordinatenursprung.

$$\sigma_r = \frac{F}{2\pi} \left((1 - 2\nu) \left(\frac{1}{r^2} - \frac{z}{r^2 \sqrt{r^2 + z^2}} \right) - \frac{3r^2 z}{(r^2 + z^2)^{5/2}} \right), \quad (4.6)$$

$$\sigma_z = -\frac{3F}{2\pi} \cdot \frac{r z^3}{(r^2 + z^2)^{5/2}}, \quad (4.7)$$

$$\sigma_\phi = \frac{F}{2\pi} (1 - 2\nu) \left(-\frac{1}{r^2} + \frac{z}{r^2 \sqrt{r^2 + z^2}} + \frac{z}{(r^2 + z^2)^{3/2}} \right), \quad (4.8)$$

$$\sigma_{rz} = -\frac{3F}{2\pi} \cdot \frac{r^2 z^2}{(r^2 + z^2)^{5/2}}. \quad (4.9)$$

Es bezeichnen:

$\sigma_{r,z,rz,\phi}$	Komponente des Spannungsfeldes in N/mm^2
r	Laufkoordinate des Zylinderkoordinatensystems
z	Laufkoordinate des Zylinderkoordinatensystems
ϕ	Winkelkoordinate des Zylinderkoordinatensystems
ν	Querdehnzahl
E	E-Modul in N/mm^2 .

In den Gleichungen (4.6) bis (4.9) ist eine $\frac{1}{f(r,z)}$ -Singularität zu erkennen. Theoretisch würde diese Singularität bei einer Annäherung $r \rightarrow 0$ und

$z \rightarrow 0$ zu einer Spannungsüberhöhung $\sigma_{r,\phi,z,rz} \rightarrow \infty$ führen. In der Realität ist jedoch weder eine Punktlast noch die daraus resultierende unendliche Spannungsüberhöhung möglich. Allgemein wird angenommen, dass der dargestellte Charakter des Modells aber die Realität gut beschreibt. Die Zustände in einer nicht genau begrenzten Umgebung um den Kraftangriffspunkt herum bedürfen einer aufwendigeren Beschreibung. Numerische Verfahren, welche lokales plastisches Fließen des Werkstoffes berücksichtigen, können der theoretischen Spannungsüberhöhung $\sigma_{r,\phi,z,rz} \rightarrow \infty$ einen realen Grenzwert entgegensetzen.

Generell muss darauf hingewiesen werden, dass der Werkzeugeingriff, welcher in dieser Arbeit betrachtet wird, nicht durch eine Punktlast repräsentiert werden kann. Das Werkzeug hat eine bestimmte radiale Ausdehnung, welche eine Berücksichtigung als Flächenpressung im Kontakt verlangt.

4.2.2.2 Flächenpressung im Kontakt

Für die Flächenpressung im Werkzeugkontakt liefert [TIM 1951] bereits eine fertige Lösung. Er stellt fest, dass bei Kontaktproblemen die tatsächliche Spannungsverteilung nicht dem idealisierten Verhalten nach Gleichung (4.10) entspricht, sondern einer bestimmten Verteilung folgt. Werden Rundungsradien an den Werkzeugkanten und Reibung zwischen beiden Partnern vernachlässigt und das Werkzeug als unendlich steif gegenüber dem Gestein angenommen, kann die Spannungsverteilung unter dem Werkzeug entsprechend der Gleichungen (4.11) formuliert werden.

$$\bar{q} = \frac{F}{\pi R^2}, \quad (4.10)$$

$$q(r) = \frac{F}{2\pi R\sqrt{R^2 - r^2}}. \quad (4.11)$$

Es bezeichnen:

\bar{q}	Durchschnittliche Spannung unter der Kontaktfläche in N/mm ²
R	Radius der Kontaktfläche in mm
$q(r)$	Tatsächliche Spannungsverteilung unter der Kontaktfläche in N/mm ² .

In Abbildung 4.13 sind die Graphen der Spannungsverteilung entsprechend Gleichung (4.10) und (4.11) dargestellt.

4.2.2.3 Superposition zu einer Flächenlast

Um den Einfluss einer Flächenlast auf den Halbraum abzubilden, ist es möglich, die Elementarlösung von BOUSSINESQ durch Superposition in die

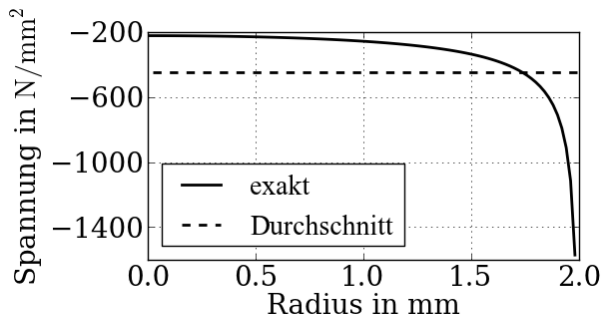


Abbildung 4.13: Spannungsverteilung nach Gleichung (4.10) und (4.11)

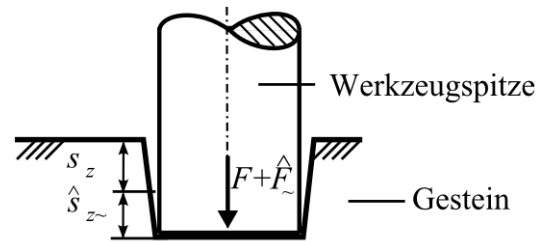


Abbildung 4.14: Verschiebungen s_z der Oberfläche der Gesteinsprobe

Lösung für eine Flächenlast zu überführen. [TIM 1951] hat zu diesem Problem eine allgemein anwendbare Lösung formuliert. In Abschnitt 5.1.2 wird diese Methode aufgegriffen und den Zwecken der vorliegenden Arbeit angepasst.

4.2.2.4 Verschiebung unter einem Werkzeug

[TIM 1951] gibt eine Näherungslösung zur Bestimmung der durchschnittlichen Verschiebung einer Halbraumbegrenzung (siehe Abbildung 4.14) unter einer gleichmäßig verteilten Flächenlast (Gleichung (4.12)).

$$s_z = 0,54 \frac{F(1 - \nu^2)}{RE}. \quad (4.12)$$

Es bezeichnet:

s_z Verschiebung in z -Richtung in mm.

Diese Gleichung ermöglicht es, Kräfte und Auslenkungen unter dem Werkzeug zu berechnen. Im Verlauf der Arbeit wird die Auslenkung der Werkzeugspitze und Verschiebung der Halbraumgrenze im Kontakt als identisch betrachtet, weshalb für beide Größen das Formelzeichen s_z verwendet wird.

4.2.2.5 Versagenskriterium

Aus den Ergebnissen der BOUSSINESQschen Gleichungen geht die Verteilung einzelner Spannungskomponenten über den Halbraum hervor. Dabei sind sowohl Zug- als auch Druckspannungen in verschiedene Raumrichtungen zu beobachten. Unklar bleibt, in welchem Maße der mehrachsige Spannungszustand lokal Schaden im Gestein auslösen kann. Diese Aussage kann mithilfe eines Versagenskriteriums getroffen werden. Es ist davon auszugehen, dass bei Überschreiten eines Grenzwertes des Versagenskriteriums ein lokales Versagen eintritt. Dieses äußert sich am realen Gestein in

einer örtlich begrenzten Pulverisierung des Gesteins oder in Rissbildung. Die Pulverzone verliert theoretisch die mechanischen Eigenschaften des Gesteins und ist nicht mehr als zusammenhängender Festkörper anzusehen. Für das Versagen von Feststoffen ist bekannt, dass im mehraxialen Spannungszustand deutlich größere Spannungen ertragen werden als im einaxialen. Dieses Verhalten lässt sich auf ein Verhältnis von hydrostatischen² (σ_0) zu deviatorischen³ (τ_0) Anteilen im Spannungsfeld zurückführen. Aus den Hauptspannungen des Spannungsfeldes können gemäß Gleichung (4.13) und (4.14) der hydrostatische und der deviatorische Anteil berechnet werden [HAM 2006, SPE 2007].

$$\sigma_0 = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}, \quad (4.13)$$

$$\tau_0 = \frac{1}{3} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_2)^2}. \quad (4.14)$$

Es bezeichnen:

σ_0	Hydrostatische Komponente des Spannungsfeldes in N/mm ²
τ_0	Deviatorische Komponente des Spannungsfeldes in N/mm ² .

Allgemein wird davon ausgegangen, dass hydrostatischer Druck die Fähigkeit steigert, deviatorische Spannungen zu ertragen. Abbildung 4.15 illustriert dies anhand der Steigung der begrenzenden Zug- und Druckmeridiane. Im mehraxialen Zustand resultieren aus den drei Hauptspannungskomponenten entsprechende hydrostatische Anteile, die wiederum die Resistenz gegen τ_0 erhöhen. Übliche Versagenshypothesen, die dieses Verhalten berücksichtigen, sind die von MOHR-COULOMB, HOEK-BROWN oder DRUCKER-PRAGER. Umfangreiche Erläuterungen dieser und weiterer Versagenshypothesen können [HAM 2006] entnommen werden.

Aus den Hauptspannungen kann der Kosinus des deviatorischen Spannungswinkels $\cos(\Theta)$ entsprechend Gleichung (4.15) hergeleitet werden. Mit Gleichung (4.16) kann durch Rotation der Meridiane r_{V1} und r_{V2} (siehe Abbildung 4.15) eine Polfigur (siehe Abbildung 4.16 und 4.17) erzeugt werden. Diese Polfigur stellt den Grenzfall der mehraxialen Festigkeit und somit das Versagenskriterium dar. Überschreitet die Position des Spannungszustandes im Spannungsraum $\{\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3\}$ die Grenzfläche der Polfigur, ist mit einem Versagen zu rechnen.

²Der hydrostatische Anteil des Spannungsfeldes repräsentiert den Spannungswert, der in allen drei Hauptrichtungen gleich ist. Es können sowohl hydrostatische Druck- als auch Zugspannungen auftreten.

³Der deviatorische Anteil gibt die Abweichung des Spannungsfeldes vom hydrostatischen Zustand an.

$$\cos(\Theta) = \frac{2\sigma_1 - \sigma_2 - \sigma_3}{\sqrt{2((\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_2)^2)}}, \quad (4.15)$$

$$r_V(\Theta) = \frac{2r_{V2}(r_{V2}^2 - r_{V1}^2) \cos(\Theta)}{4(r_{V2}^2 - r_{V1}^2) \cos^2(\Theta) + (r_{V2} - 2r_{V1})^2} + \frac{r_{V2}(2r_{V1} - r_{V2}) \sqrt{4(r_{V2}^2 - r_{V1}^2) \cos^2(\Theta) + 5r_{V1}^2 - 4r_{V1}r_{V2}}}{4(r_{V2}^2 - r_{V1}^2) \cos^2(\Theta) + (r_{V2} - 2r_{V1})^2}. \quad (4.16)$$

Es bezeichnet:

$\cos(\Theta)$ Kosinus des theoretischen Spannungswinkels Θ
 $r_V(\Theta)$ Winkelspezifische Grenzspannung der Polfigur in N/mm^2 .

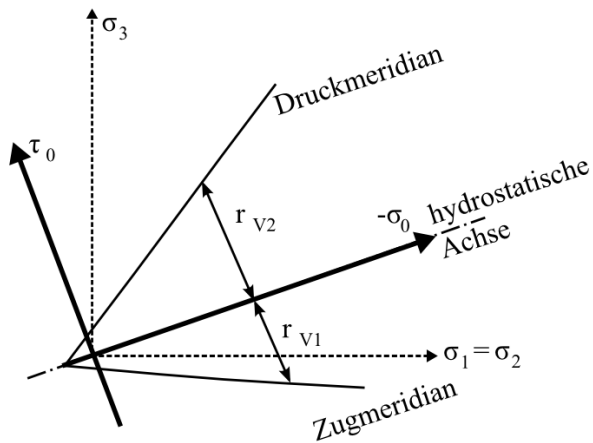


Abbildung 4.15: Lage der Meridiane für das Versagenskriterium

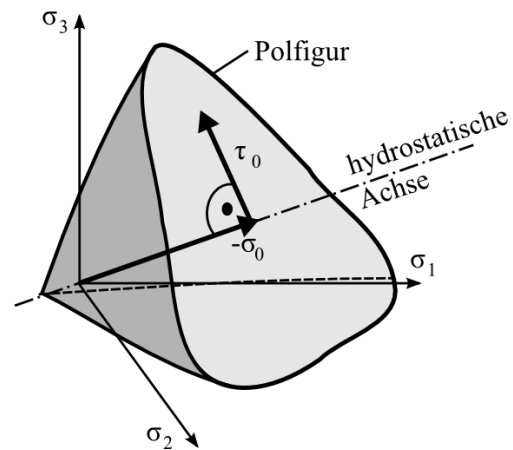


Abbildung 4.16: Polfigur für das Versagenskriterium

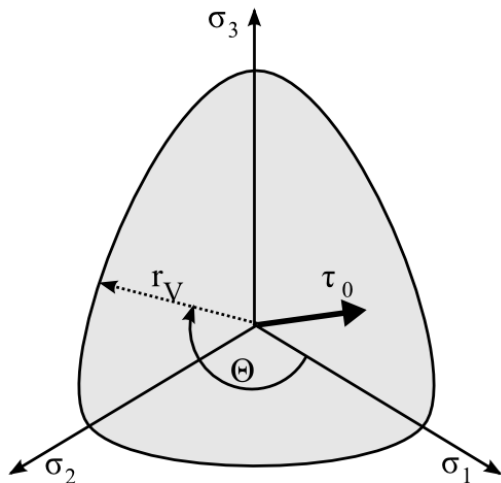


Abbildung 4.17: Erzeugung der Hüllkurve für das Versagenskriterium

Allerdings ist bei der Wahl des Versagenskriteriums zu beachten, dass theoretisch auch hydrostatischer Druck zum Versagen führen kann. Dabei kann eine Verdichtung des Porenvolumens zur Auflösung der Kornbindungen führen. Weiterhin ist es möglich, dass Inhomogenitäten im Gestein zu lokal unterschiedlichen Kompressionen und somit zu lokalen Verzerrungen führen, die wiederum ein Versagen der Kornbindungen auslösen. Dies ist für eine vollständige Beschreibung im Versagenskriterium vorzusehen. Mit dem Kriterium von WILLAM/WARNKE (siehe [HAM 2006, SPE 2007]) gelingt es, eine parabelförmige Versagenskurve zu formulieren, welche sich mit steigendem hydrostatischem Druck schließt und somit ein Versagen diesbezüglich berücksichtigt. Die exakte Form dieser Kurve bildet das reale Versagensverhalten aber nur unbefriedigend ab.

Es wird darauf hingewiesen, dass durch die Kompression kein makroskopischer Riss geöffnet werden kann. Daher ist ein solches Versagen äußerlich kaum erkennbar. Auch tritt das Versagen nicht als diskretes Ereignis auf sondern als allmählicher Prozess.

4.3 Literaturrecherche zur Modellierung der Piezoaktorik

4.3.1 Vorbetrachtungen

Zum Einstieg in diesen Abschnitt sei folgende Bemerkung vorangestellt. Der Begriff Piezoaktor ist für das hier betrachtete Bauteil nicht korrekt. Im Aktor wirken sowohl piezoelektrische Mechanismen als auch ferroelektrische. [PER 2003] gibt entsprechende Informationen zur Unterscheidung. In der Literatur hat sich dennoch der Begriff *Piezoaktor* durchgesetzt, weshalb er auch in der vorliegenden Arbeit genutzt werden soll.

Eine wesentliche Grundlage zur Bewertung des Gesamtprozesses stellt die Kenntnis vom elektrischen Verhalten am Piezoaktor dar. Für eine aussagekräftige Beschreibung des Prozesses unter einer Vielzahl variabler Parameter und zur Auslegung künftiger Maschinen ist ein Modell wünschenswert, welches die Variation dieser Parameter berücksichtigt und Prognosen ermöglicht. Aus diesen Gründen soll besonderes Augenmerk auf die theoretische Beschreibung des elektromechanischen Aktorverhaltens gelegt werden. Ziel ist es, die wichtigsten Zusammenhänge zu beleuchten, um sie später im Abschnitt 5.2 auf pragmatische Weise in ein Modell zu überführen. Dieses Modell soll Aussagen über energetische Parameter des Aktorbetriebes

erlauben und über die experimentell ermittelten Daten hinaus verfügbar machen.

4.3.2 Grundlagen

Das piezoelektrische beziehungsweise ferroelektrische Verhalten stellt eine sehr komplexe Erscheinung der Festkörpermechanik und Elektrizitätslehre dar. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit soll darauf verzichtet werden, tiefere Einblicke in diese Problematik zu geben. Der Leser sei zu diesem Zweck auf folgende Literatur verwiesen: [BAL 2009, FLV 1997, MEI 1992, PER 2002, PER 2003, PI 2011, PI 2012, SGT 2001]. Im Folgenden sollen nur die Aspekte erläutert werden, welche zum prinzipiellen Verständnis der Modellierung des piezoelektrischen Antriebes notwendig sind.

Die Funktion von Piezoaktoren beruht auf dem inversen piezoelektrischen (und ferroelektrischen) Effekt. Dieser löst durch Anlegen einer Spannung an den Elektroden des Piezoaktors im piezoelektrisch aktiven Werkstoff im Zuge einer Ladungsverschiebung eine Deformation aus [PER 2003]. Abbildung 4.18 verdeutlicht die Zusammenhänge für einen typischen Piezoaktor (PI P235.40). Es zeigt sich, dass durch höhere Spannungen größere Auslenkungen erreicht werden können. Die dabei zu überwindenden äußeren Kräfte beschränken die Auslenkungen entsprechend den elastischen Eigenschaften des Piezoaktors und des Gesamtsystems. Häufig verwendete piezoelektrisch aktive Werkstoffe sind Bariumtitanat, Quarz und Turmalin. In den letzten Jahren dominieren Keramiken aus Blei-Zirkonat-Titanat (PZT) den Markt.

Der in der vorliegenden Arbeit verwendete Aktor PI P235.40 ist ein Stapelaktor. Er setzt sich aus einer Vielzahl gestapelter Keramikscheiben mit dazwischenliegenden metallischen Elektroden zusammen. Das Scheibenmaterial ist PZT, PIC255. Die zur Modellierung notwendigen technischen Angaben können Tabelle D.1 auf Seite 113 entnommen werden. Betrachtet wird zunächst eine einzelne Scheibe des Piezoaktors.

Aus dem Verhältnis der Spannung u zur Scheibenhöhe h_s resultiert die elektrische Feldstärke \overrightarrow{E} in der Scheibe entsprechend Gleichung (4.17) [BAL 2009].

$$\overrightarrow{E}(u) = \frac{u}{h_s}. \quad (4.17)$$

Es bezeichnen:

$\overrightarrow{E}(u)$	Elektrische Feldstärke in Abhängigkeit von u in V/mm
h_s	Höhe der Keramikscheiben im Stapelaktor in mm.

Bei hinreichend großen Spannungssignalen ($U \geq 100$ V) lassen sich am Piezoaktor Veränderungen in seinen Kennwerten feststellen, welche auf mit der Spannung zunehmende Verlusteffekte zurückzuführen sind. Diese Effekte spiegeln sich in einer starken Hysterese aller Betriebsparameter wider [PER 2003]. So verändert sich laut [PER 2002] beispielsweise die longitudinale relative Permittivität (Abbildung 4.19). Gleichzeitig ist bekannt, dass sich die Permittivität abhängig vom äußeren elastischen System, gegen das der Piezoaktor arbeitet, verändert [PHI 2012]. Dabei wird zwischen dem freien⁴ und dem geklemmten⁵ Zustand unterschieden. Die Werte der sogenannten freien Permittivität ϵ_{33}^T und der geklemmten Permittivität ϵ_{33}^S für den hier untersuchten Piezoaktor sind Tabelle D.1 auf Seite 113 zu entnehmen.

[BAL 2009] gibt die Ladung Q am einzelnen, mechanisch nicht belasteten Piezoelement entsprechend Gleichung (4.18) und die Auslenkung, die der freie Aktor in Folge einer Spannungsänderung ausführt, mit Gleichung (4.19) an.

$$Q = \epsilon_{33}^T \frac{A_s}{h_s} u + \frac{d_{33}^2}{s_{33}} \cdot \frac{A_s}{h_s} u, \quad (4.18)$$

$$l_{\sim} = d_{33} n_s u. \quad (4.19)$$

Es bezeichnen:

Q	Elektrische Ladung in C
ϵ_{33}^T	Freie Permittivität in 33-Richtung in F/m
A_s	Scheibenquerschnittsfläche des Piezoaktors in mm^2
d_{33}	Piezoelektrische Ladungskonstante in 33-Richtung in C/N
s_{33}	Elastische Nachgiebigkeitskonstante in m^2/N
l_{\sim}	Auslenkung des Piezoaktors in μm
n_s	Anzahl der Scheiben im Piezoaktor.

[PER 2003] liefert eine energetisch orientierte Betrachtungsweise zur Beschreibung des piezoelektrischen und ferroelektrischen Verhaltens von Festkörperaktoren. Die für die vorliegende Arbeit relevanten Erkenntnisse daraus lauten:

- Verluste beim Betrieb von Piezoaktoren treten sowohl im mechanischen als auch im elektrischen Bereich auf. Die Verlustenergie wird als Wärme abgeführt. Abbildung 4.21 auf Seite 45 fasst den Energiefluss zusammen.
- Der Wirkungsgrad eines piezoaktorischen Systems kann bemerkenswert gering sein. Zur Verdeutlichung wird in Abbildung 4.20 auf Seite 44 gezeigt, wie die Aufteilung der elektromechanischen Energiedichte zu verstehen ist. Es ist ersichtlich, dass die Energieeffizienz

⁴Frei bedeutet, dass sich der Aktor frei dehnen kann.

⁵Geklemmt bedeutet, dass jegliche Dehnung des Aktors verhindert wird.

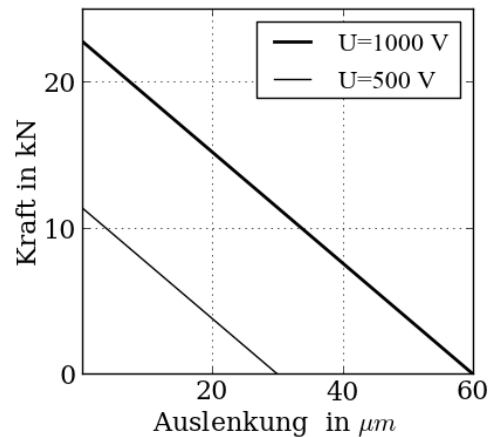


Abbildung 4.18: Verhältnis zwischen Kraft und Auslenkung an einem Piezoaktor (PI P235.40) bei verschiedenen Nennspannungen

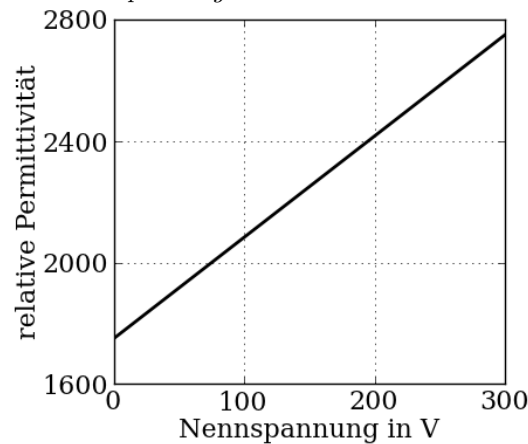


Abbildung 4.19: Änderung der relativen Permittivität über der Feldstärke nach [PER 2002]

eines solchen Systems vor allem von seinen elastischen Eigenschaften (Stichwort „Steifigkeit“) bestimmt wird.

- Die Verlustleistung ist proportional zur Frequenz, dabei dominieren vor allem die dielektrischen Verlustanteile.
- Die mechanischen Verluste durch dynamisch induzierte äußere Kräfte erlangen besonders in der Umgebung der Eigenfrequenz des Systems und oberhalb davon Bedeutung. In diesem Fall treten Trägheitseffekte in der Eigenmasse des Aktors auf, die zu inhomogenen Verteilungen von mechanischen Spannungen, Polarisierungen und Feldgrößen führen. Die Überlagerung dieser Unsicherheiten mit dielektrisch bedingten Nichtlinearitäten im elektromechanischen Übertragungsverhalten machen eine analytische Beschreibung unmöglich. Nur messtechnische Untersuchungen für jeden speziellen Arbeitspunkt können zuverlässige Aussagen liefern.

- Durch das elastische Verhalten von Aktor und Umgebung können und müssen Teile der aufgebrauchten Energie gespeichert und bei Rückverformung des Aktors rekuperiert werden. Diese Energieanteile sind als Blindenergie zu verstehen, die bei der Auslegung des Schwingungssystems zu beachten ist.
- Für einen energieeffizienten Betrieb des Piezoaktors ist eine unipolare Ansteuerung geeigneter als eine bipolare. Der Grund dafür liegt in den großen Verlusten, die in der Piezokeramik durch die 180°-Umpolarisation bei bipolarem Betrieb entstehen. Mit unipolarem Betrieb werden eine solche Umpolarisation und damit die zugehörigen Verluste vermieden.

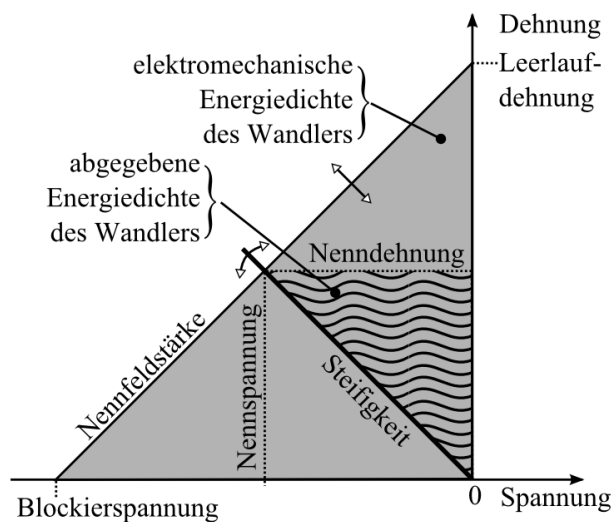


Abbildung 4.20: Aufteilung der elektromechanischen Energiedichte nach [PER 2003]

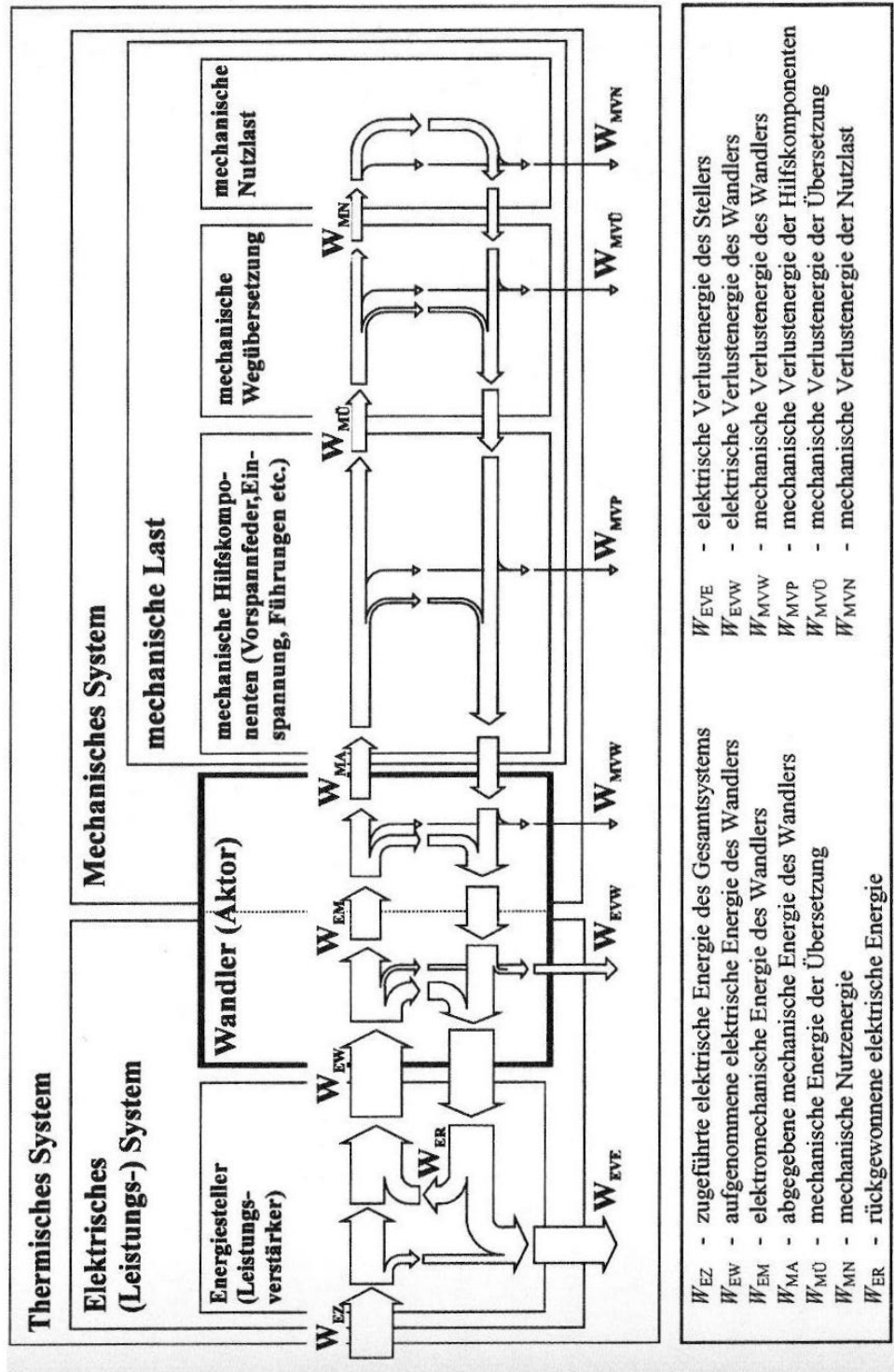


Abbildung 4.21: Energiefluss am piezoaktorischen System aus [PER 2003]

5 Modellbildungen und Simulationen

5.1 Modellierung des Werkzeugeingriffs

Mit den in Abschnitt 4.2. recherchierten Methoden wird im Folgenden der Eingriff des aktivierten Werkzeugs in das als unendlich ausgedehntes Kontinuum angenommene Gestein modelliert. Die Annahme der unendlichen Ausdehnung ist zulässig, wenn der Anwendungsfall einer Gewinnungsmaschine unterstellt wird. Dort ist die Ausdehnung des anstehenden Gebirges gegenüber der Eingriffszone nahezu unendlich groß. Die Annahme eines Kontinuums dient dazu, unverhältnismäßig großen Aufwand bei der Modellierung zu vermeiden. In der Realität ist diese Annahme aber mit Blick auf die in Abschnitt 4.1 beschriebenen Gesteinseigenschaften unzutreffend. Um die komplexen Zusammenhänge zwischen den einzelnen Modellbestandteilen verständlich zu machen, ist in Abbildung 5.1 ein Flussdiagramm gegeben. Darin sind die genutzten Methoden grau, die Ergebnisse gelb und die Eingabeparameter weiß unterlegt. Durchläuft eine Flusslinie eine Methode oder ein Ergebnis, ist dies so zu verstehen, dass selbiges Element in Verbindung mit dem Startelement der Flusslinie zur Ergebnisfindung genutzt wird. Zur Orientierung am Textteil dieser Arbeit sind den Elementen die zugehörigen Abschnittsnummern beigefügt.

5.1.1 Kontaktproblem

In Abschnitt 4.2.2.1 und 4.2.2.3 wird angesprochen, dass der Kontakt zwischen Werkzeug und Gestein von einer Flächenpressung gekennzeichnet ist. Methoden zur Beschreibung dieser Flächenpressung werden in Abschnitt 4.2.2.2 vorgestellt.

In Abbildung 4.13 auf Seite 37 ist deutlich erkennbar, dass die Spannung $q(r)$ zu den Rändern des Werkzeugs hin stark überhöht wird. Diese Überhöhung ist auf eine $\frac{1}{f(r)}$ -Singularität zurückzuführen, welche mit den als ideal scharf angenommenen Kanten des Werkzeugs in Verbindung steht. Das

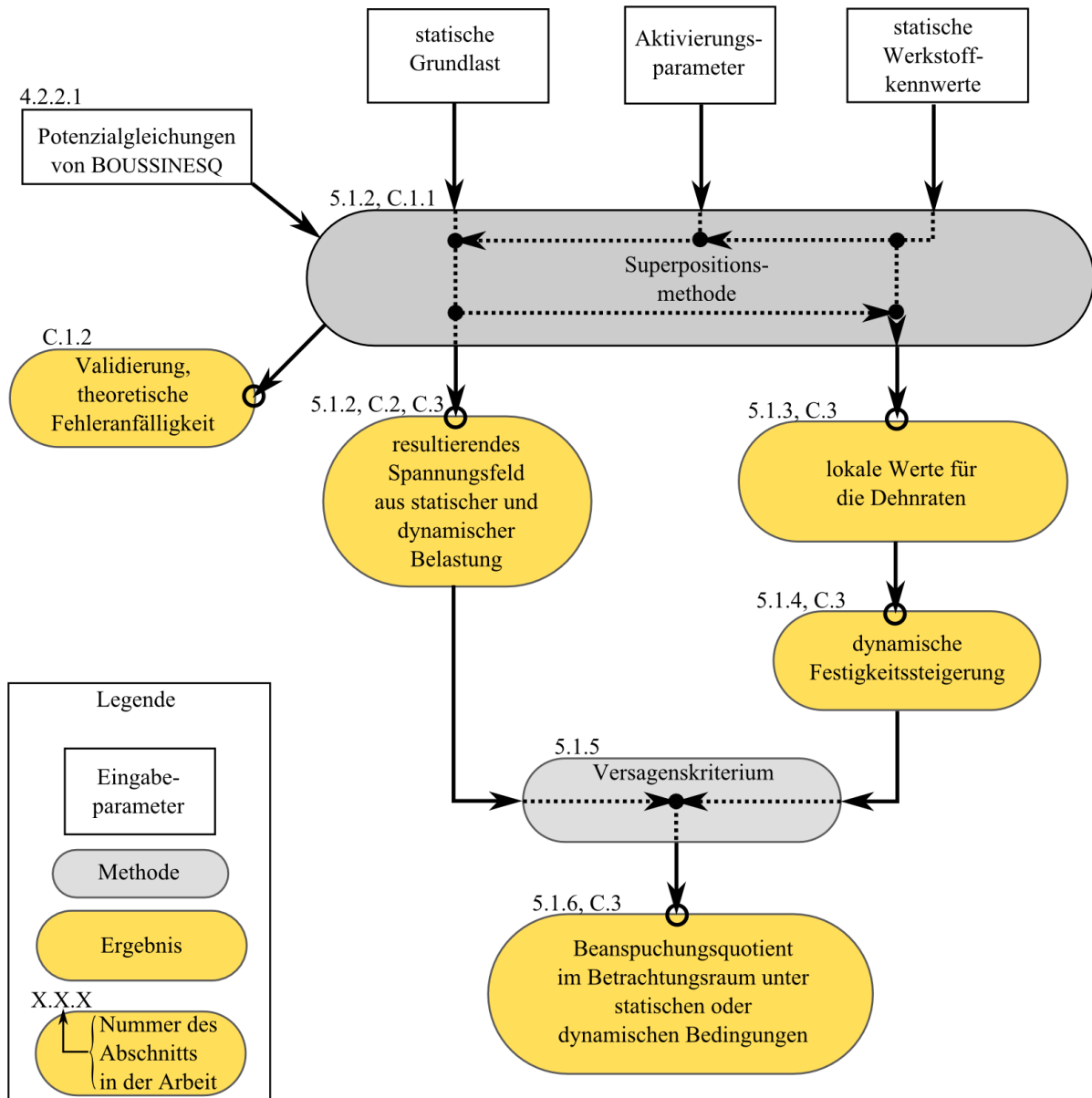


Abbildung 5.1: Plan zur Modellierung des Werkzeugeingriffs

Maß dieser Überhöhung ist so groß, dass es nicht mehr der Realität gerecht wird. In der Regel wird aber davon ausgegangen, dass diese theoretischen lokalen Maxima in der Praxis durch plastisches Fließen des Werkstoffes ausgeglichen werden. Außerdem sind die Kanten des realen Werkzeuges nicht vollkommen scharf, sondern mit einem geringen Radius verrundet. Der tatsächliche Spannungsverlauf fällt also aufgrund von Fließen und der nicht ideal scharfen Kanten deutlich gleichmäßiger aus. In [EBE 2011] wird der Einfluss der Eindringtiefe eines Werkzeugs mit verrundeten Kanten auf die Spannungsverteilung im Eingriff diskutiert. Daraus geht hervor, dass im elastischen Bereich des Materialverhaltens bei steigender Eindringtiefe der Rundungsradius der Werkzeugkante mehr Einfluss gewinnt. Dies führt zu einer Abschwächung der Spannungsüberhöhung am Rand und somit zu einer ausgeglicheneren Verteilung der Spannung (Abbildung 5.2). Da das Werkzeug zweckentsprechend hohe Kräfte einträgt, kann von einer solchen gleichmäßigen Spannungsverteilung im Eingriff ausgegangen werden. Damit lässt sich die Beanspruchungsverteilung als konstante Funktion $q(r) = \bar{q}$ gemäß Gleichung (4.10) auf Seite 36 idealisieren, was die Modellierung vereinfacht.

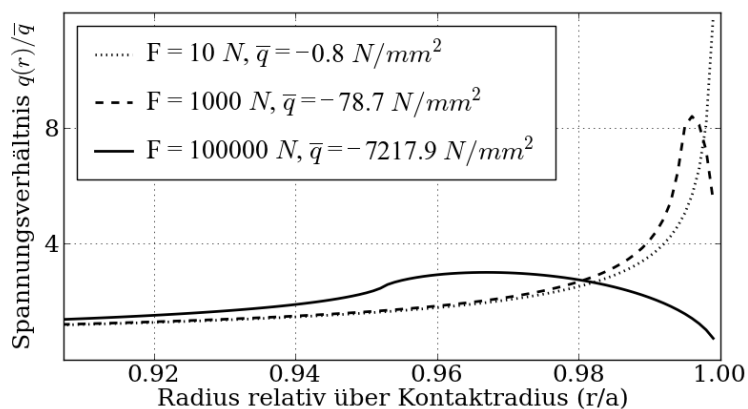


Abbildung 5.2: Detailsansicht der relativen Spannungsverteilung in Randnähe der Kontaktfläche

5.1.2 Spannungsfeld unter einer Flächenlast

In 4.2.2.3 wird festgestellt, dass [TIM 1951] eine fertige Lösung zur Superposition der Einzellösungen nach BOUSSINESQ (Gleichung (4.6), (4.7), (4.8) und (4.9) auf Seite 35) zu einer konstant verteilten Flächenlast anbietet. Die in [TIM 1951] vorgeschlagene Methode wird in der vorliegenden Arbeit im Wesentlichen übernommen, aber durch Ausnutzung von Achsensymmetrie modifiziert.

Die Fläche, über welcher die Pressung konstant zu verteilen ist, ist ein Kreis mit dem Radius R , dessen Mittelpunkt im Ursprung des Zylinderkoordinatensystems liegt. Weiterhin wird der Betrachtungsbereich in zwei Teile getrennt, den inneren ($r \leq R$) und den äußeren ($r > R$) Teil. In den Gleichungen (5.1), (5.2), (5.3) und (5.4) erfolgt die Superposition durch Integration. In Anhang C.1 auf Seite 100 ff. wird die Entwicklung dieser Methode ausführlicher erläutert.

$$\sigma_r = \frac{\bar{q}}{2\pi} \iint s \left((1 - 2\nu) \left(\frac{1}{s^2} - \frac{z}{s^2 \sqrt{s^2 + z^2}} \right) - \frac{3s^2 z}{(s^2 + z^2)^{5/2}} \right) d\Psi ds, \quad (5.1)$$

$$\sigma_z = -\frac{3\bar{q}}{2\pi} \iint \frac{sz^3}{(s^2 + z^2)^{5/2}} d\Psi ds, \quad (5.2)$$

$$\sigma_\phi = \frac{\bar{q}}{2\pi} (1 - 2\nu) \iint s \left(-\frac{1}{s^2} + \frac{z}{s^2 \sqrt{s^2 + z^2}} + \frac{z}{(s^2 + z^2)^{3/2}} \right) d\Psi ds, \quad (5.3)$$

$$\sigma_{rz} = -\frac{3\bar{q}}{2\pi} \iint \frac{s^2 z^2}{(s^2 + z^2)^{5/2}} d\Psi ds. \quad (5.4)$$

Es bezeichnen:

s Integrationsweg
 Ψ Integrationswinkel.

Das Spannungsfeld kann auf diese Weise sehr einfach an beliebigen Punkten im Halbraum unter Eingabe der Koordinaten r und z bestimmt werden. Die Verifikation dieser Methode kann Anhang C.1.2 auf Seite 103 ff. entnommen werden.

Die Wechsellasten aus der Aktivierung können als kurzfristige Erhöhung der Andruckkraft aber auch als Impuls betrachtet werden, welcher eine Wellenausbreitung im Gestein zur Folge hat. In Anhang C.2 auf Seite 106 ff. wird gezeigt, dass die Wirkung des Impulses in der hier untersuchten Problematik vernachlässigbar klein gegenüber der momentanen Erhöhung der Andruckkraft ist. Auf eine weitere Beachtung des Impulses in der Modellierung wird damit verzichtet. Die Erhöhung der Andruckkraft kann aus den gemessenen Schwingwegen des Werkzeugs abgeleitet werden. Dazu wird Gleichung (4.12) auf Seite 37 umgestellt, so dass sich durch Einsetzen der Amplituden der Werkzeugschwingwege $\hat{s}_{z\sim}$ eine zusätzliche Kraft in Form des dynamischen Kraftäquivalents \hat{F}_{\sim} ergibt. Diese Kraft kann der statischen Grundlast überlagert werden. Konkrete Werte für $\hat{s}_{z\sim}$ werden in Abschnitt 6.3.2 ff. experimentell ermittelt.

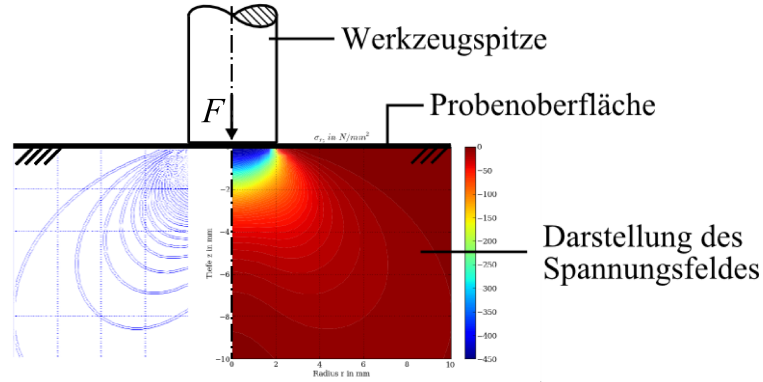


Abbildung 5.3: Orientierungshilfe zur Interpretation der Konturplots

$$\hat{F}_{\sim} = \frac{\hat{s}_{z\sim} R E}{0,54(1 - \nu^2)}. \quad (5.5)$$

Es bezeichnen:

\hat{F}_{\sim} Dynamisches Kraftäquivalent in N
 $\hat{s}_{z\sim}$ Amplitude des Werkzeugschwingweges in μm .

Die Einzellast \hat{F}_{\sim} und die statische Grundlast F werden mit Gleichung (4.10) auf Seite 36 zur gleichmäßigen Pressungsverteilung \bar{q}_{\sim} entsprechend Gleichung (5.6) erweitert.

$$\bar{q}_{\sim} = \frac{F + \hat{F}_{\sim}}{A} = \frac{F + \hat{F}_{\sim}}{\pi R^2} = \frac{F + \frac{\hat{s}_{z\sim} R E}{0,54(1 - \nu^2)}}{\pi R^2}. \quad (5.6)$$

Es bezeichnet:

\bar{q}_{\sim} Pressung unter dem aktivierten Werkzeug in N/mm^2 .

Die Pressung \bar{q}_{\sim} kann in die Gleichungen (5.1) bis (5.4) eingesetzt werden und ergibt dabei, abhängig von den Amplituden der Werkzeugschwingwege, das dynamische Spannungsfeld nach den Gleichungen (5.7) bis (5.10).

$$\sigma_r = \frac{\bar{q}_{\sim}}{2\pi} \iint s \left((1 - 2\nu) \left(\frac{1}{s^2} - \frac{z}{s^2 \sqrt{s^2 + z^2}} \right) - \frac{3s^2 z}{(s^2 + z^2)^{5/2}} \right) d\Psi ds, \quad (5.7)$$

$$\sigma_z = -\frac{3\bar{q}_{\sim}}{2\pi} \iint \frac{s z^3}{(s^2 + z^2)^{5/2}} d\Psi ds, \quad (5.8)$$

$$\sigma_\phi = \frac{\bar{q}_{\sim}}{2\pi} (1 - 2\nu) \iint s \left(-\frac{1}{s^2} + \frac{z}{s^2 \sqrt{s^2 + z^2}} + \frac{z}{(s^2 + z^2)^{3/2}} \right) d\Psi ds, \quad (5.9)$$

$$\sigma_{rz} = -\frac{3\bar{q}_{\sim}}{2\pi} \iint \frac{s^2 z^2}{(s^2 + z^2)^{5/2}} d\Psi ds. \quad (5.10)$$

Die Ergebnisse der Rechengänge für den statischen Lastfall können in Ab-

bildung C.4, die für den dynamischen Lastfall in Abbildung C.5 eingesehen werden. Im Verlauf dieser Arbeit werden das Spannungsfeld und seine Derivate in Form von Konturplots dargestellt.

Da es sich um rotationssymmetrische Probleme handelt, wird nur eine Hälfte des Betrachtungsraumes wiedergegeben. Zum leichteren Verständnis zeigt Abbildung 5.3 beispielhaft die Anordnung einer solchen Darstellung im betrachteten Halbraum. Die tatsächlichen Spannungswerte in den Konturplots sind normiert auf das Verhältnis zur mittleren Flächenpressung im Eingriff¹ entsprechend Gleichung (4.10).

5.1.3 Dehnraten im Eingriff

Um die Steigerung der Festigkeit durch hohe Dehnraten im Modell zu berücksichtigen, ist es notwendig, die eingetragenen Dehnungen und die zugehörigen Dehnraten zu bestimmen. Dazu können unter Auslassen der statischen Andruckkraft F in den Gleichungen (5.6) bis (5.10) die aus den Werkzeugauslenkungen resultierenden Spannungen berechnet werden. Mit dem HOOKSchen Gesetz können diese Spannungen in Dehnungen überführt werden.

In Anlehnung an Gleichung (4.4) auf Seite 28 ist es mit Gleichung (5.11) möglich, auch die lokalen mittleren Gesamtdehnraten aus den geometrischen Summen von ε_z , ε_r und ε_ϕ unter dynamischer Belastung zu bestimmen. Diese sollen in den weiteren Berechnungsgängen als Eingabewerte für die dynamische Festigkeitssteigerung verwendet werden. Die Verteilung dieser Dehnraten ist in Abbildung C.6 auf Seite 110 grafisch dargestellt.

$$\bar{\dot{\varepsilon}}_\Sigma = 4f\varepsilon = 4f\sqrt{\varepsilon_z^2 + \varepsilon_r^2 + \varepsilon_\phi^2}. \quad (5.11)$$

Es bezeichnet:

$\bar{\dot{\varepsilon}}_\Sigma$ Lokale mittlere Gesamtdehnraten in 1/s.

5.1.4 Dynamische Festigkeitssteigerung

Wie in Abschnitt 4.1.7.2 auf Seite 29 ff. festgestellt wird, stellt sich abhängig von den eingetragenen Dehnraten eine Steigerung der Druckfestigkeit ein. Die Modellierung dieses Vorganges kann wie folgt geschehen.

¹Dabei beträgt im statischen Fall $\bar{q} = -445 \text{ N/mm}^2$, während im dynamischen Fall durch die Aktivierung die Andruckkraft erhöht und somit auch die Flächenpressung zu $\bar{q}_\sim = -564 \text{ N/mm}^2$ gesteigert wird.

In [ORT 2006] sind dynamische Spannungs-Dehnungs-Kurven für Betone zu finden. Diese Betone stimmen zwar nicht exakt mit den hier untersuchten Werkstoffen überein, doch lassen Ähnlichkeiten in den statischen Kennwerten auch ein ähnliches dynamisches Verhalten vermuten. Abbildung 5.4 zeigt die Kennlinie, auf welche sich die im Folgenden entwickelte Berechnungsmethode zur Festigkeitssteigerung stützt.

Eine mathematische Beschreibung des Dehnrateneffektes auf die Festigkeit anhand der hier ausgewählten Messreihen aus [ORT 2006] kann durch lineare Regression erfolgen. Auf der in Abbildung 5.4 gezeigten Datengrundlage wurde die Beschreibung der dynamischen Werkstoffcharakteristik erzeugt. Die daraus folgende Funktion erfüllt die Vorgaben der zugehörigen Messpunkte hinreichend genau. Die mathematische Formulierung der dynamischen Festigkeitssteigerung in Form des dynamischen Skalierverhältnisses lautet

$$\frac{\sigma_{D\sim}}{\sigma_{D0}} = 0,089\bar{\epsilon}_{\Sigma} + 1,1033. \quad (5.12)$$

Es bezeichnen:

$\sigma_{D\sim}$	Dynamisch gesteigerte einaxiale Druckfestigkeit in N/mm ²
σ_{D0}	Einaxiale Druckfestigkeit in N/mm ²
$\frac{\sigma_{D\sim}}{\sigma_{D0}}$	Dynamisches Skalierverhältnis der einaxialen Druckfestigkeit.

In Verbindung mit Gleichung (5.11) lassen sich die örtlichen Steigerungen der Druckfestigkeit berechnen. Die Berechnungsergebnisse sind in Abbildung C.6 auf Seite 110 ersichtlich.

5.1.5 Erstellen des Versagenskriteriums

In Abschnitt 4.2.2.5 wird auf die Schwächen gängiger Versagenshypothesen hingewiesen. Ursache dafür ist vor allem ein Mangel an experimentellen Ergebnissen, besonders im Bereich extrem hoher hydrostatischer Drücke ($\sigma_0 \ll -500 \text{ N/mm}^2$). Daher soll darauf verzichtet werden, komplizierte Versagenshypothesen mit spekulativen Daten zu untermauern. Stattdessen wird in Anlehnung an Abschnitt 4.2.2.5 ein möglichst einfacher Modellansatz gewählt, der mit Messwerten aus [HAM 2006] und [DAH 1992] kalibriert werden kann. Diese lassen darauf schließen, dass im untersuchten Beanspruchungsbereich ein nahezu linearer Verlauf von Zug- und Druckmeridian der Polfigur vorliegt (siehe Abbildung 4.15 auf Seite 39). Die Formulierung lautet

$$r_{V1} = m_{V1}\sigma_0 + n_{V1} \quad (5.13)$$

für den Zugmeridian und

$$r_{V2} = m_{V2}\sigma_0 + n_{V2} \quad (5.14)$$

für den Druckmeridian der begrenzenden Polfigur mit den Kalibrierfaktoren $m_{V1} = \frac{83}{152}$, $n_{V1} = \frac{-249}{76}$, $m_{V2} = \frac{-54}{73}$ und $n_{V2} = \frac{324}{73}$.

Abbildung 5.5 zeigt die mit den genannten Kalibrierfaktoren gebildeten Meridiane. Durch Rotation dieser Geraden mittels Gleichung (4.16) auf Seite 39 um die σ_0 -Achse entsteht die bereits erläuterte Polfigur $r_V(\Theta)$ des Versagenskriteriums, welche dem aktuellen Spannungszustand gegenübergestellt wird. Die Polfigur hat ihren Ursprung im Zugbereich der hydrostatischen Komponente des Spannungsfeldes σ_0 . Mit steigender Spannung σ_0 in Druckrichtung öffnet sie sich, um eine entsprechend größere deviatorische Spannung τ_0 zuzulassen. Die berechneten hydrostatischen und deviatorischen Komponenten für den statischen Lastfall sind in Abbildung C.4 auf Seite 108 zu finden. Das so formulierte Versagenskriterium genügt dem Verhalten des modellierten Betons unter quasistatischer Belastung.

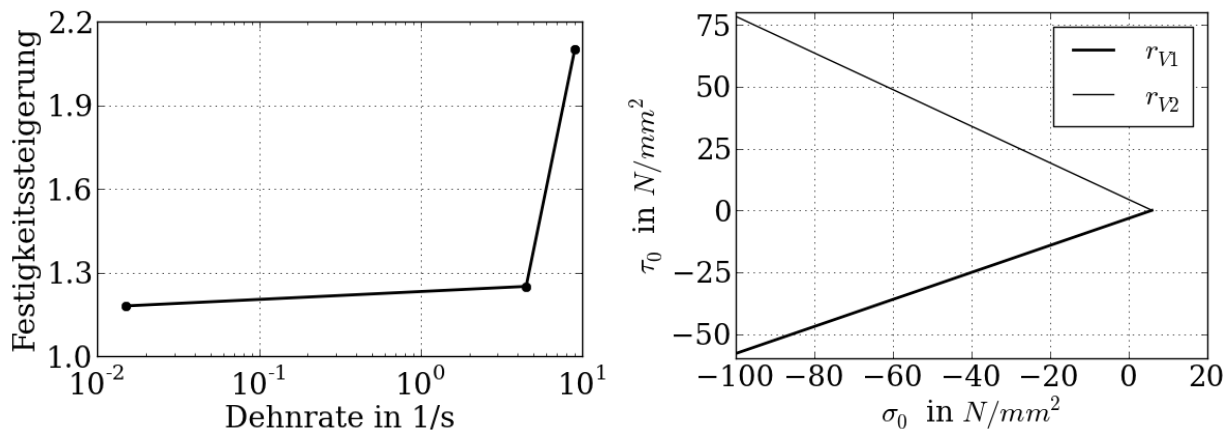


Abbildung 5.4: Steigerung der Druckfestigkeit für die Modellierung des ausgewählten Betons nach [ORT 2006]

Abbildung 5.5: Meridiane der Polfigur des Versagenskriteriums im Spannungsraum

In Abschnitt 4.1.7.2 wird festgestellt, dass aufgrund des Dehnrateneffektes unter dynamischen Belastungen eine Festigkeitssteigerung eintritt. Diese muss sich im Versagenskriterium widerspiegeln. Dazu werden die Versagensmeridiane r_{V1} und r_{V2} mit dem dynamischen Skalierverhältnis (Gleichung (5.12)) der Festigkeit multipliziert. Die Gleichungen für die Meridiane des Versagenskriteriums unter dynamischen Bedingungen lauten demnach

$$r_{V1\sim} = \frac{\sigma_{D\sim}}{\sigma_{D0}} (m_{V1}\sigma_0 + n_{V1}), \quad (5.15)$$

$$r_{V2\sim} = \frac{\sigma_{D\sim}}{\sigma_{D0}} (m_{V2}\sigma_0 + n_{V2}). \quad (5.16)$$

Die Darstellungen der hydrostatischen und deviatorischen Komponenten für den dynamischen Lastfall sind in Abbildung C.4 auf Seite 108 und C.5 auf Seite 109 zu finden.

Diese dynamisch skalierten Meridiane werden in die Rotationsgleichung (4.16) der Polfigur eingesetzt. Eine Gegenüberstellung der deviatorischen Spannungskomponente τ_0 nach Gleichung (4.14) mit den Grenzen dieser Polfigur $r_V(\Theta)$ nach Gleichung (4.16) ergibt in Gleichung (5.17) den *Beanspruchungsquotienten*

$$Q_B = \frac{\tau_0}{r_V(\Theta)}. \quad (5.17)$$

Es bezeichnet:

Q_B Beanspruchungsquotient.

Theoretisch sagt dieser Wert bei Überschreiten von $Q_B = 1$ aus, dass ein Versagen auftreten muss. Da die Kalibrierung der gesamten Modellierung des Werkzeugeingriffs auf ungenauen Daten beruht, sollen in der weiteren Arbeit nur qualitative Aussagen aus den Werten von Q_B interpretiert werden. Dazu können die jeweiligen Beträge des Beanspruchungsquotienten miteinander verglichen werden. Ein diskretes Versagensereignis wird somit nicht erkannt. In Abbildung C.7 auf Seite 110 werden die Beanspruchungsquotienten für den statischen und dynamischen Lastfall um den Eingriff herum gezeigt.

Da die Festigkeitssteigerung mittels des dynamischen Skalierverhältnisses gemäß Gleichung (5.12) eine Matrix im Raum $\{r, z\}$ ergibt, werden die bisherigen Funktionen r_{V1} und r_{V2} ebenfalls in Matrizen überführt, welche für jede Position im betrachteten Halbraum $\{r, z\}$ einen individuellen dynamischen Grenzwert erzeugen. Dieses lokal veränderliche Versagenskriterium ist nur dem Dehnrateneffekt geschuldet, seine *lokale* Abhängigkeit resultiert aus der Lokalisation spezifischer Dehnraten im Halbraum.

5.1.6 Simulation des Werkzeugeingriffs

Bei der Durchführung und Auswertung der Simulationen wird die Methode der statistischen Versuchsplanung angewendet. Damit ist es möglich, mit wenigen gezielt gewählten Arbeitspunkten Aussagen über ein breites

Spektrum von Parameterkonstellationen zu treffen. Primär ergibt sich der Vorteil, den Effekt einer Parameteränderung auf das Endergebnis quantitativ bestimmen zu können.

Die Konstruktion von Faktorenplänen, wie sie zu diesem Zweck verwendet werden und deren statistische Auswertung, wird in [SCH 1986] beschrieben. Tabelle 5.1 gibt einen Überblick über die in den Simulationsrechnungen verwendeten Parameter und ihre Stufen. Abbildung 5.6 illustriert, in welcher Weise eine Veränderung der einzelnen Parameter einen Effekt auf den Betrag des Beanspruchungsquotienten und die Lage seines Maximums hat. Folgende Zusammenhänge sind erkennbar:

1. Eine Steigerung der Dehnrates reduziert den Betrag des Beanspruchungsquotienten Q_B und verschiebt die Lage seines Maximums in tiefere Regionen im Halbraum.
2. Eine Dehnratessteigerung durch Steigerung der Aktivierungsfrequenz vermindert den Betrag des Beanspruchungsquotienten stärker als eine Dehnratessteigerung durch erhöhte Amplituden.
3. In einem Werkstoff mit hoher Querdehnzahl stellt sich bei identischen Aktivierungsparametern ein geringerer Betrag des Beanspruchungsquotienten ein als in einem Werkstoff mit niedriger Querdehnzahl. Dafür befindet sich das Maximum von Q_B bei großer Querdehnzahl ν tiefer im Halbraum als bei kleiner ν .
4. Der E-Modul des Gesteins hat den geringsten Effekt auf die Simulationsergebnisse. Ein hoher E-Modul vergrößert den Betrag des maximalen Beanspruchungsquotienten. Gleichzeitig zeigt sich bei Gesteinen mit sehr hohem E-Modul eine Tendenz dazu, die Position des maximalen Beanspruchungsquotienten in der Nähe des Eingriffs zu binden.

5.2 Modellierung der Piezoaktorik

5.2.1 Randbedingungen

In Abschnitt 4.3 wird angedeutet, dass sich das Verhalten eines Piezoaktors aufgrund der Vielfalt seiner Einflussgrößen nur schwer beschreiben lässt. Um den Aufwand bei der Modellierung verhältnismäßig zu halten, ist es

Parameter	Wert je Stufe		Einheit
	Stufe 1	Stufe 2	
Frequenz	1	10 000	Hz
Amplitude	1	10	μm
Querdehnzahl	0,12	0,35	
E-Modul	20 000	100 000	N/mm^2

Tabelle 5.1: Simulationsparameter und ihre Stufen

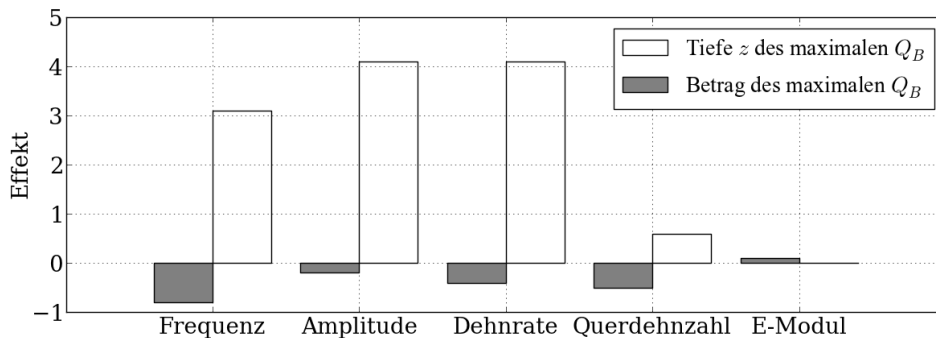


Abbildung 5.6: Statistische Auswertung der Simulationsergebnisse

wichtig zu entscheiden, welche der folgenden Einflüsse abgebildet oder vernachlässigt werden sollen.

- *Einfluss der Betriebsspannung:* Entsprechend der anliegenden Betriebsspannung zeigt der Piezoaktor unterschiedliche Werkstoffkennwerte [PER 2003]. Besonders für die Permittivität ist eine solche Tendenz zu erkennen. Sie trägt im Wesentlichen zum Charakter des Aktors bei. Diese Einflussgröße soll in der Modellierung Beachtung finden. Aus [URA 2009] geht der Hinweis hervor, dass die Größe der Betriebsspannung einen entscheidenden Einfluss auf die Eigenfrequenz des Aktors hat. Als Ursache dafür wird der Einfluss von Erwärmung vermutet.
- *Einfluss der Betriebstemperatur:* Die Kapazität des Aktors nimmt mit steigender Betriebstemperatur zu [PER 2002]. Mittels eines PT1000 Temperaturwächters wird in den Experimenten einer unkontrollierten Erwärmung vorgebeugt. Der Einfluss der Temperatur kann daher bei den Messungen und Modellierungen in der vorliegenden Arbeit vernachlässigt werden.
- *Einfluss der elastischen Umgebung:* Die den Piezoaktor umgebende

Elastizität beeinflusst die Permittivität [PHI 2012]. Diese Einflussgröße soll ebenfalls beachtet werden.

- *Einfluss des elektrischen Gesamtsystems:* Der dominant kapazitive Piezoaktor bildet in Verbindung mit Leitungswiderständen und Induktivitäten der Spannungsversorgung einen elektrischen Schwingkreis. Je nach Abstimmung dieses Schwingkreises lässt sich das Gesamtverhalten des Systems und somit auch das Verhalten des Piezoaktors beeinflussen. Dieser Umstand muss berücksichtigt werden.
- *Einfluss von Verlustmechanismen:* Neben den Eigenschaften des Aktors, die sich durch einen kapazitiven Charakter beschreiben lassen, treten eine Vielzahl von Nebeneffekten auf, die Energieverluste in Form von Wärme provozieren. Bei der Modellierung des Aktors ist diese Tatsache zu berücksichtigen.
- *Einfluss der Aktivierungsfrequenz:* In Abschnitt 4.3 wurde festgestellt, dass bei Annäherung an die Eigenfrequenz des Aktors die mechanischen Verluste an Bedeutung gewinnen. Diese Tatsache soll bei der Modellierung vernachlässigt werden, um den Modellieraufwand gering zu halten. Bei der Diskussion der Simulationsergebnisse muss sie dennoch Beachtung finden.

Im Folgenden wird ein Modell entwickelt, welches das Verhalten des Piezoaktors als ein diskretes Bauteil und Bestandteil des Prüfstandes beschreibt. Die physikalischen und werkstofftechnischen Ursachen für das beschriebene Verhalten sollen nicht näher beleuchtet werden. Das Modell soll für das folgende Szenario gelten:

- Aktor: PI P235.40 (Kennwerte siehe Tabelle D.1 auf Seite 113)
- Bipolare Wechselspannung mit Amplituden von $U = 100...300\text{ V}$
- Frequenzen von $f = 1...10\text{ kHz}$
- Vernachlässigung von Erwärmung
- Vernachlässigung mechanischer Resonanz
- Vernachlässigung von Massenbeschleunigung
- Einspannung zwischen bestimmten Elastizitäten.

5.2.2 Modellbildung

5.2.2.1 Elektrische Größen

Der Piezoaktor am hier verwendeten Prüfstand wird von einem Frequenzumrichter (FU) mit einer einstellbaren Wechselspannung u versorgt. Diese Spannung soll idealisiert als sinusförmige Wechselspannung mit der Amplitude U betrachtet werden (Gleichung (5.18)).

$$u = u(t) = U \sin(\omega t). \quad (5.18)$$

Es bezeichnen:

u	Wechselspannung in V
ω	Kreisfrequenz in Hz.

Der FU ist mit einer Spule (Induktivität L) zur Glättung der hochfrequenten Schaltfrequenz ausgestattet. Die Versorgungsleitungen zum Aktor stellen einen ohmschen Widerstand R_L dar. Der Wert der Induktivität ist bekannt und beträgt $L = 16 \mu\text{H}$. Der Wert des Leitungswiderstandes soll mit $R_L = 1 \Omega$ angenommen werden².

Wie bereits angesprochen wird der Aktor von nicht verlustbehafteten und verlustbehafteten Effekten bestimmt. Die nicht verlustbehafteten Effekte sollen über eine Ersatzkapazität C_E auf Basis der Ladung Q aus Gleichung (4.18) auf Seite 42 abgebildet werden. Die Entwicklung der Gleichung (5.19) für diese Ersatzkapazität kann Anhang D.2 auf Seite 113 ff. entnommen werden. Die idealisierte Kapazität C_E ist somit folgendermaßen beschreibbar:

$$C_E(u) = \frac{Q}{u} = \frac{A_S}{h_S} n_S \left(\epsilon_{33}^c \bar{\epsilon}(u) + \frac{d_{33}^2}{s_{33}} \right). \quad (5.19)$$

Es bezeichnen:

C_E	Ersatzkapazität in F
n_S	Anzahl der gestapelten Keramikscheiben im Aktor
ϵ_{33}^c	Teilgeklemmte Permittivität in F/m
$\bar{\epsilon}(u)$	Spannungsspezifisches Skalierverhältnis der Permittivität.

Die entsprechenden Kennwerte für den im Versuch verwendeten Aktor sind Tabelle D.1 auf Seite 113 zu entnehmen.

In den vorausgegangenen Abschnitten wird darauf hingewiesen, dass diese Verlustmechanismen äußerst komplex und kaum analytisch beschreibbar sind. Es wird vorgeschlagen, zu diesem Zweck parallel zur Ersatzkapazität einen Ersatzwiderstand R_E einzuführen, in welchem die Verlustmechanismen zusammengefasst werden. Der Ersatzwiderstand wird mit $R_E = 6 \Omega$ unterstellt. Dieser Wert ist nicht als physikalischer Innenwiderstand zu

²Eine Messung des Leitungswiderstandes ist aus technischen Gründen in der vorliegenden Arbeit nicht möglich. Daher wird ein erfahrungsbasierter Schätzwert eingeführt.

verstehen. Vielmehr spiegeln sich in der verwendeten Größe die erwähnten Verluste des Piezoaktors wider, die sich mit dem kapazitiven Teil nicht erklären lassen. Der konkrete Wert $R_E = 6 \Omega$ wurde in Abstimmung mit gemessenen Werten am realen System empirisch ermittelt und soll als Kalibriergröße des Modells gelten. Der Aufbau der Schaltung entspricht im Wesentlichen einem Reihenschwingkreis. Abbildung 5.7 verdeutlicht ihn.

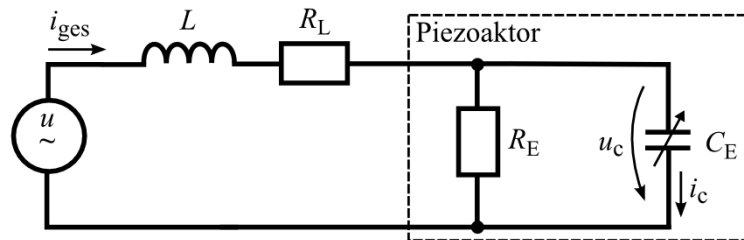


Abbildung 5.7: Ersatzschaltplan für das System aus Piezoaktor und Spannungsquelle

Der vorgestellte Schwingkreis kann anhand des Differenzialgleichungssystems (5.20) beschrieben werden.

$$\begin{aligned} \frac{di_C}{dt} &= \frac{u}{L} - \frac{i_C}{R_E C_E} - \frac{R_L i_C}{L} - \left(1 + \frac{R_L}{R_E}\right) \frac{u_C}{L}, \\ \frac{du_C}{dt} &= \frac{i_C}{C_E}. \end{aligned} \quad (5.20)$$

Es bezeichnen:

i_C	Strom über die Ersatzkapazität in A
L	Induktivität in H
R_E	Ersatzwiderstand in Ω
R_L	Leitungswiderstand in Ω
u_C	Spannungsabfall am Piezoaktor in V.

Mithilfe des RUNGE-KUTTA-Verfahrens kann das Gleichungssystem numerisch gelöst werden. Der Gesamtstrom über den Schwingkreis entspricht Gleichung (5.21). Die elektrische Leistung über den Kreis kann mittels Gleichung (5.22) bestimmt werden.

$$i_{\text{ges}} = i_C + \frac{u_C}{R_E}, \quad (5.21)$$

$$p_{\text{el}} = u i_{\text{ges}}. \quad (5.22)$$

Es bezeichnen:

i_{ges}	Strom über den gesamten Schwingkreis in A
p_{el}	Momentane elektrische Leistung über den Schwingkreis in W.

Durch Integration der Leistung über die Zeit kann die verrichtete Arbeit bestimmt werden (Gleichung (5.23)). Da die Rekuperation von Blindenergien für die Energiebilanz in dieser Arbeit keine Beachtung finden soll, wird

in Gleichung (5.23) eine Betragsbildung von p_{el} vorgenommen.

$$W_{el} = \int_{t=0}^{1/4f} |p_{el}| dt. \quad (5.23)$$

Es bezeichnet:

W_{el} Elektrische Arbeit über einen Hub in J.

Mittels Gleichung (5.24) kann darauf aufbauend die effektive elektrische Leistung berechnet werden.

$$P_{el} = \frac{W_{el}}{\frac{1}{f}}. \quad (5.24)$$

Es bezeichnet:

P_{el} Effektive elektrische Leistung in W.

Um die Leistungsaufnahme aus dem elektrischen Netz zu berechnen, findet in Gleichung (5.25) der Wirkungsgrad der Leistungselektronik η_{LE} Beachtung. Abbildung 5.8 veranschaulicht die Zusammenhänge.

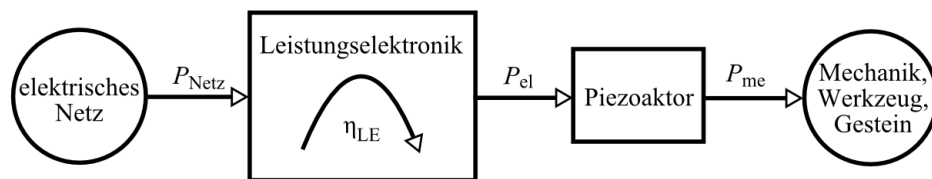


Abbildung 5.8: Übertragung der Leistungen im Gesamtsystem

$$P_{Netz} = \frac{P_{el}}{\eta_{LE}} \quad (5.25)$$

Es bezeichnen:

P_{Netz} Leistungsaufnahme aus dem elektrischen Netz in W
 η_{LE} Wirkungsgrad der Leistungselektronik.

Für eine Nennspannung von $U = 100$ V und eine Frequenz von $f = 7,5$ kHz sind die Berechnungsergebnisse in Tabelle D.2 auf Seite 116 notiert. Die zeitlichen Zusammenhänge zwischen den elektrischen Größen sind in Abbildung D.2 auf Seite 117 dargestellt.

Mittels der in diesem Abschnitt beschriebenen Gleichungen steht ein Werkzeug zur Auslegung des elektrischen Systems für die Aktivierung durch einen Piezoaktor zur Verfügung.

5.2.2.2 Mechanische Größen

In Abschnitt 4.3 wird mit Gleichung (4.19) die Möglichkeit gegeben, die Auslenkung des Aktors im nicht eingespannten Zustand zu berechnen. Eine Berücksichtigung der umgebenden Steifigkeiten im teilgeklemmten Zustand liefert Gleichung (5.26). Darauf aufbauend kann mit Gleichung (5.27) die vom Aktor in das umliegende elastische System eingetragene Stellkraft berechnet werden.

$$l_{\sim}(u) = d_{33}n_S u \frac{c_{\text{Piezo}}}{c_{\text{System}} + c_{\text{Piezo}}}, \quad (5.26)$$

$$F_{\sim}(u) = l_{\sim}(u) c_{\text{System}}. \quad (5.27)$$

Es bezeichnen:

l_{\sim}	Auslenkung des Piezoaktors ³ in μm
F_{\sim}	Stellkraft des Piezoaktors in N
c_{Piezo}	Federsteife des Piezoaktors in N/mm
c_{System}	Federsteife des umgebenden Systems in N/mm.

Für eine Nennspannung von $U = 100 \text{ V}$ und eine Frequenz von $f = 7,5 \text{ kHz}$ sind die Berechnungsergebnisse in Tabelle D.3 auf Seite 116 notiert. Die zeitlichen Zusammenhänge zwischen den mechanischen Größen sind in Abbildung D.2 auf Seite 117 dargestellt.

³Die Auslenkung des Piezoaktors muss nicht identisch mit der Auslenkung der Gesteinsoberfläche oder der Werkzeugspitze $s_{z\sim}$ sein. Daher wird ein neues Formelzeichen l_{\sim} eingeführt.

6 Versuche

6.1 Voraussetzungen und Ziele

Technische Grundlage für die praktischen Versuche ist der im Folgenden beschriebene Prüfstand. Kernstück des Prüfstandes ist ein Piezoaktor, welcher seine Schwingungen axial in ein Werkzeug einkoppelt. Der Piezoaktor wird über eine Verstärkereinheit mit Frequenzumrichter mit der notwendigen elektrischen Spannung versorgt. Die Größe der Nennspannung wird durch einen externen Trennstelltransformator bestimmt.

Eine veränderbare Grundlast hält das Werkzeug im Kontakt mit dem Gestein. Als Werkzeugspitzen stehen verschiedene geometrische Ausführungen zur Verfügung (Abbildung 6.1). Für das Eindringen in das Gestein eignet sich eine zylindrische Spitze am besten, da sie auch nach Durchstoßen der Gesteinsoberfläche eine konstante Kontaktfläche bietet. Somit bleibt die Pressung im Kontakt während des Eindringens konstant.



Abbildung 6.1: *Konisches (links) und zylindrisches (rechts) Werkzeug*

Weiterhin ist Messtechnik zur Erfassung von verschiedenen Messgrößen appliziert. Sie sind in Anhang E.1 auf Seite 118 ff. einschließlich ihrer Messketten aufgeführt. Abbildung 6.2 auf Seite 64 gibt einen Überblick über den Prüfstand. Die Anordnung des Piezoaktors im System ist in Abbildung 6.3 auf Seite 64 erkennbar.

Der Prüfstand bietet folgende Parameter:

- Grundlast $F = 1...13 \text{ kN}$
- Aktivierungsfrequenz $f = 0,1...20 \text{ kHz}$
- Nennspannung am Piezoaktor $U = 0...400 \text{ V}$
- Die Amplitude des Werkzeugschwingweges ist unbekannt.

Die Versuche finden an Kalkstein und Betonpflastersteinen statt. In Anhang E.3 auf Seite 121 ff. sind die dazu bekannten Werkstoffkennwerte aufgelistet.

Prinzipiell soll untersucht werden, wie sich der Zerstörungserfolg in Abhängigkeit von den eingestellten Aktivierungsparametern ändert und welcher energetische Aufwand damit verknüpft ist. In den Versuchen sollen Messdaten zur Klärung folgender Fragen ermittelt werden:

- Welche Werkzeugschwingwege treten auf? In welchem Zusammenhang stehen sie zu den elektrischen Größen am Piezoaktor?
- Welche Dehnraten beziehungsweise welche Werkzeuggeschwindigkeiten treten auf?
- Welche Reaktion zeigt das Gestein auf die eingetragenen Aktivierungsparameter? Die Eindringtiefe kann hier als Indikator für den Zerstörungserfolg dienen.
- Tritt tatsächlich eine Versprödung oder Veränderung im Verhalten des Gesteins unter der Aktivierung auf oder sind die bisher beobachteten Frequenzabhängigkeiten des Zerstörungserfolges durch Amplitudenerhöhung aus Resonanz motiviert?
- Welche elektrischen Spannungen und Ströme werden am Piezoaktor gemessen?
- Welche Effekte zeigen die verschiedenen Aktivierungsparameter auf die Eindringtiefe?

6.2 Planung und Ablauf

6.2.1 Vorversuche zur Verifikation

Um vorab die prinzipielle Wirksamkeit der Aktivierung nachzuweisen, werden in einer kleinen Versuchsfolge die Eindringprozesse verschiedener Werkzeuge in eine Gesteinsprobe mit und ohne Aktivierung gegenübergestellt.

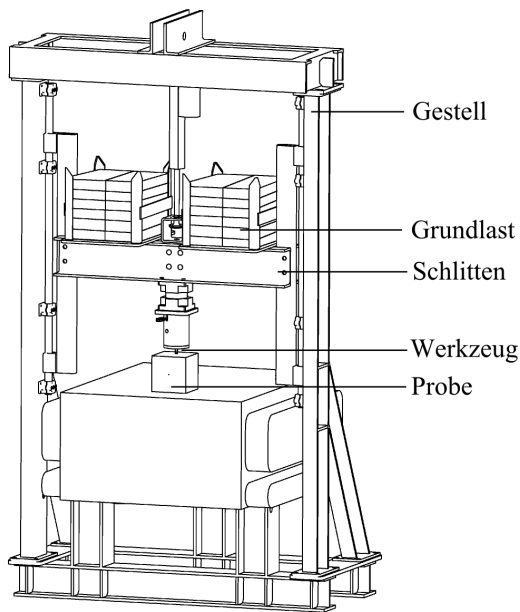


Abbildung 6.2: Systemaufbau des Prüfstands

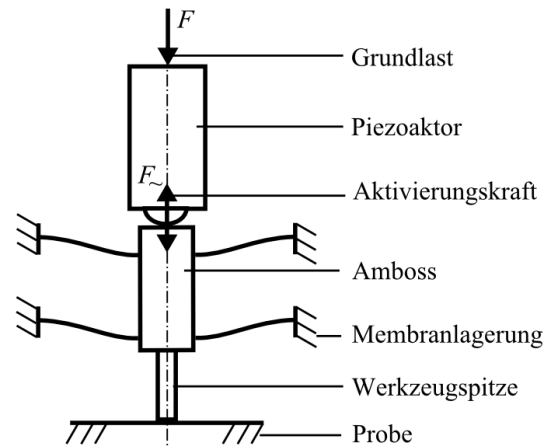


Abbildung 6.3: Anordnung des Piezoaktors am Prüfstand

Das untersuchte Gestein ist ein Betonwürfel mit den in Anhang E.3 auf Seite 121 aufgeführten Kennwerten.

Die eingesetzten, empirisch ermittelten Aktivierungsparameter lauten:

- Nennspannung am Piezoaktor $U = 100 \text{ V}$
- Aktivierungsfrequenz $f = 7,5 \text{ kHz}$.

In den Vorversuchen werden unter einer steigenden Grundlast zwei verschiedene Werkzeuge in die Gesteinsprobe gepresst. Dabei werden die Kräfte am Werkzeug und die Eindringtiefe aufgezeichnet. Abbildung 6.1 auf Seite 62 zeigt das zylindrische und das konische Werkzeug. Es werden vier Versuche durchgeführt, wobei jedes der beiden Werkzeuge einmal ohne und einmal mit Aktivierung mit den oben genannten Einstellungen verwendet wird. In Abschnitt 6.3.1 werden die gewonnenen Ergebnisse vorgestellt.

6.2.2 Hauptversuchsreihen

Der Versuchsablauf ist folgendermaßen zu beschreiben. Unter dem Werkzeug wird der Gesteinskörper aufgelegt. Das Werkzeug wird abgesenkt, bis es mit seiner vollen Grundlast auf der Gesteinsoberfläche ruht. Beim Kalkstein als Sedimentgestein mit deutlicher Schichtung wird das Werkzeug senkrecht zur Schichtung aufgesetzt. Es werden die Nennspannung, Frequenz und Lastwechselzahl des Spannungssignals für den Piezoaktor vorgegeben. Die Aktivierung wird zugeschaltet und bricht beim Erreichen der gewünschten Lastwechselzahl automatisch den Betrieb ab. Das Werkzeug

wird aus dem Gestein gehoben. Der Versuch ist beendet. Die aufgenommenen Messgrößen werden gespeichert.

Die Hauptversuchsreihen verfolgen zwei getrennt zu bearbeitende Aufgaben. Erstens soll die Frequenzabhängigkeit des Zerstörungserfolges näher beleuchtet werden. Zweitens sollen Aussagen zu den Effekten von Lastwechselzahl und Nennspannung am Piezoaktor auf das Ergebnis getroffen werden.

6.2.2.1 Einfluss der Aktivierungsfrequenz

Die Schwingungen des aktivierten Werkzeugs am Prüfstand müssen wie bei jedem schwingfähigen System Resonanzerscheinungen hervorrufen. Diese machen Vorhersagen über die Schwingwege des Werkzeugs unmöglich und verhindern somit auch die Untersuchung des Effektes von Frequenzänderungen mittels Faktorenplänen, wie sie beispielsweise in [SCH 1986] vorgestellt werden. Daher soll der Einfluss der Frequenz separat untersucht werden.

Die Untersuchungen der Frequenzabhängigkeit werden an Proben aus Kalkstein und Betonpflastersteinen durchgeführt. Die Werkstoffkennwerte für die eingesetzten Gesteine sind Anhang E.3 auf Seite 121 ff. zu entnehmen. Das Spektrum der Aktivierungsfrequenz wird so gewählt, dass es bei der maximalen Nennspannung der Leistungselektronik noch erreichbar ist, ohne eine Überstromschutzabschaltung zu provozieren. Die Versuche sollen in möglichst engen Intervallen das gesamte Frequenzspektrum des Prüfstandes abdecken. Die verwendeten Einstellungen sind in Tabelle E.4 auf Seite 122 aufgeführt. Die Anzahl der Wiederholungen für jeden Betriebspunkt beträgt 3 und die Gesamtversuchszahl je Werkstoff 90.

6.2.2.2 Einfluss von Lastwechselzahl und Nennspannung

Diese Versuchsreihe findet ausschließlich an Betonpflastersteinen statt, da nicht genügend Proben aus Kalkstein zur Verfügung stehen.

Der Einfluss von Lastwechselzahl und Nennspannung am Piezoaktor auf den Zerstörungserfolg kann durch die Nutzung von Faktorenplänen quantifiziert werden. Dazu sei angemerkt, dass eigentlich die Schwingwege des Werkzeugs für den mechanischen Prozess im Eingriff relevant sind. Da sich die Werkzeugschwingwege aber, wie bereits erwähnt, durch Resonanzerscheinungen nicht gezielt einstellen lassen, muss die Nennspannung am Piezoaktor als Indikator für die relative Größe der Schwingwege genutzt werden.

Um den Einfluss der Aktivierungsfrequenz auf die Schwingwege auszugleichen, wird folgendes Vorgehen genutzt. Es werden für eine Vielzahl von Aktivierungsfrequenzen über das gesamte zu untersuchende Spektrum sogenannte 2^2 -Faktorenpläne angelegt. Jeder Faktorenplan gilt für eine einzige eingestellte Aktivierungsfrequenz. Die berechneten Effekte von Lastwechselzahl und Nennspannung eines jeden Faktorenplanes werden zu Mittelwerten zusammengefasst und evaluiert.

Die eingestellten Frequenzen werden in Tabelle E.1 auf Seite 120 zusammengefasst. Die untersuchten Faktoren und ihre Stufen sowie das Ergebnis sind in Tabelle E.2 auf Seite 121 zusammengestellt. Tabelle E.3 auf Seite 121 zeigt die Belegung der verwendeten Faktorenpläne.

Somit werden in diesem Teil der Versuche 36 Betriebspunkte untersucht, die Anzahl der Wiederholungen beträgt 9, die Gesamtversuchszahl zur Bestimmung der Effekte von Lastwechselzahl und Nennspannung beträgt daher 324.

6.3 Versuchsergebnisse

6.3.1 Vorversuche zur Verifikation

Abbildung 6.4 zeigt den Vergleich der Eindringkräfte und -tiefen für das konische und das zylindrische Werkzeug mit und ohne Aktivierung.

Es ist erkennbar, dass bei beiden Werkzeugen durch die Aktivierung eine Reduktion der notwendigen Eindringkraft um etwa 37% entsteht. Dieser Wert soll für weitere theoretische Betrachtungen und die Bewertung des Aktivierungserfolges die Grundlage bilden. Damit ist die Wirksamkeit der hochfrequenten Aktivierung von Werkzeugen im Eingriff in Festgestein aufgezeigt.

6.3.2 Hauptversuchsreihen

Sämtliche aus den Hauptversuchsreihen gewonnenen und weiterverarbeiteten Messdaten sind in Anhang E.4 auf Seite 122 ff. zu Graphen zusammengefasst. Die gezeigten Größen werden nachstehend erläutert:

Abbildung E.6 auf Seite 123 zeigt die gemessenen *elektrischen Ströme* am Piezoaktor. Es ist zu erkennen, dass die Ströme mit steigender Nennspannung $U = 100 \dots 300 \text{ V}$ ebenfalls steigen. Tendenziell steigen die Ströme auch mit zunehmender Aktivierungsfrequenz $f = 1 \dots 10 \text{ kHz}$, haben jedoch bei $f = 7 \text{ kHz}$ eine Senke.

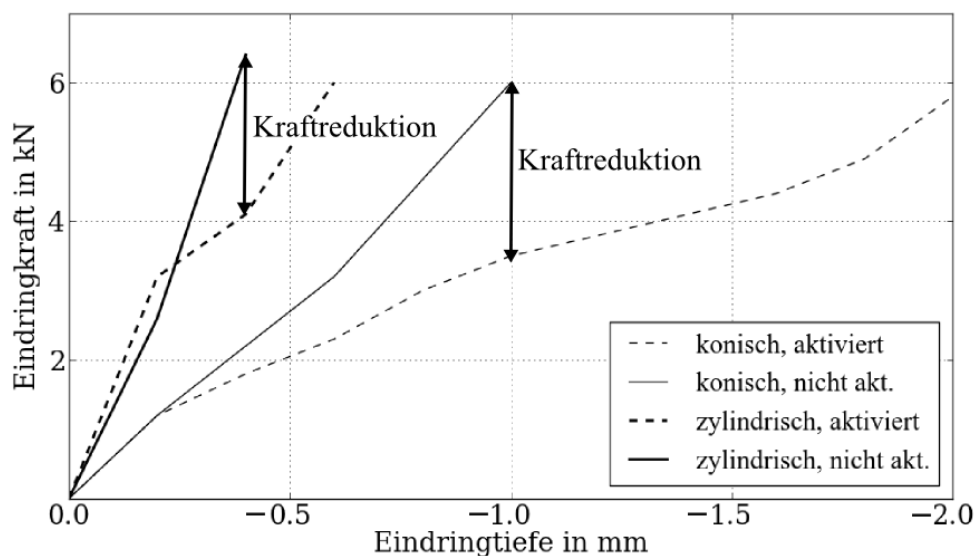


Abbildung 6.4: Eindringverhalten von konischem und zylindrischem Werkzeug mit und ohne Aktivierung

Weiterhin werden die gemessenen *elektrischen Leistungen* am Piezoaktor dargestellt. Der Verlauf dieser Werte entspricht qualitativ auch dem oben beschriebenen der elektrischen Ströme.

In Abbildung E.6 auf Seite 123 sind auch die Amplituden der gemessenen *Schwingwege* an der Werkzeugspitze in verschiedenen Gesteinen angeführt. In Betonpflastersteinen ist bei höherer Nennspannung U ein größerer Schwingweg zu erkennen. Bei $f = 6$ kHz und $f = 7$ kHz werden die größten Schwingwege verzeichnet. In Kalkstein kann kein klarer Zusammenhang zwischen Nennspannung und Größe des Schwingweges festgestellt werden. Lediglich die Lage der maximalen Schwingwege bei $f = 6$ kHz und $f = 7$ kHz ist eindeutig.

In Abbildung E.6 auf Seite 123 werden außerdem Graphen gezeigt, die die gemessenen *Eindringtiefen* des Werkzeugs wiedergeben. In beiden Gesteinen nimmt die Eindringtiefe mit der Nennspannung U zu, wobei in Betonpflastersteinen für $U = 100$ V die Eindringtiefe nahezu 0 ist. Für $U = 200$ V und $U = 300$ V wird die maximale Eindringtiefe bei $f = 6$ kHz erreicht.

Die in Abbildung E.6 auf Seite 123 gezeigten Messwerte können durch die im Folgenden beschriebenen Methoden für die weitere Untersuchung zu anderen Größen umgerechnet werden.

Die *Dehnraten* werden über die in Abschnitt 5.1.3. eingeführte Methode

berechnet¹. Abbildung E.7 auf Seite 124 zeigt, dass die Dehnraten zwischen $f = 1 \dots 7$ kHz ansteigen, bei $f = 7$ kHz das Maximum erreichen und bei $f > 7$ kHz wieder abfallen.

Die *dynamischen Dehnungen* in Abbildung E.7 auf Seite 124 sind die Maximalwerte der durch die Aktivierung eingetragenen Dehnungen direkt im Werkzeugkontakt. Sie entsprechen den geometrischen Summen der Dehnungskomponenten $\varepsilon_{r,\phi,z}$, wie sie auch in Gleichung (5.11) auf Seite 51 verwendet werden. Die dynamischen Dehnungen zeigen einen ähnlichen Verlauf, wie die bereits angesprochenen Dehnraten. Jedoch ist eine leichte Überhöhung zur unteren Grenze des Frequenzbereiches hin sichtbar.

Die *mittleren Geschwindigkeiten* des Werkzeugs werden über Gleichung (6.1) berechnet. Die daraus resultierende Verteilung der Werkzeuggeschwindigkeiten entsprechend Abbildung E.7 auf Seite 124 zeigt einen den Dehnraten vergleichbaren Charakter.

$$v = 4f\hat{s}_{z\sim}. \quad (6.1)$$

Aus den gemessenen elektrischen Leistungen in Abbildung E.6 auf Seite 123 ist es möglich, mit Gleichung (6.2) die in Abbildung E.7 auf Seite 124 gezeigten *elektrischen Einzelschlagarbeiten* w_{el} zu bestimmen. Diese Arbeit bezeichnet den elektrischen Energieaufwand für einen Hub des Werkzeugs aus seiner Nulllage heraus zur Amplitude seiner Auslenkung. Es ist erkennbar, dass bei der niedrigsten Aktivierungsfrequenz $f = 1$ kHz das Maximum an Energie aufgewendet werden muss. Der geringste Energieaufwand für einen Hub ist bei einer Aktivierungsfrequenz von $f = 7$ kHz notwendig.

$$w_{el} = P_{el}t = \frac{P_{el}}{4f}. \quad (6.2)$$

Die Normierung der gemessenen Eindringtiefen über den jeweiligen Einzelschlagarbeiten führt zu einer Übersicht der *energiespezifischen Eindringtiefen* in Abbildung E.7 auf Seite 124. Es ist erkennbar, dass diese Größe im Bereich $f = 6 \dots 8$ kHz die größten Werte annimmt.

Um die möglichen Einflüsse der Aktivierungsparameter Schwingweg, dynamische Dehnung, Dehnrates, Werkzeuggeschwindigkeit, elektrische Leistung und elektrische Einzelschlagarbeit erkenntlich zu machen, wird in den Abbildungen E.8 auf Seite 125 bis E.10 auf Seite 127 die Eindringtiefe jeweils über folgende Größen normiert: elektrische Einzelschlagarbeit, elektrische Leistung, Amplitude der gemessenen Werkzeugschwingwege und

¹Als Werkstoffkennwerte werden für den Kalkstein folgende Werte benutzt: $E = 38\,500 \text{ N/mm}^2$, $\nu = 0,2$.

Werkzeuggeschwindigkeit. Die Normierung hat den Zweck, eine eventuelle Wechselwirkung von Einflüssen bei der Betrachtung auszuschalten. In allen Graphen sind keine offensichtlichen Zusammenhänge erkennbar. Das Verhalten erscheint regellos.

7 Diskussion

7.1 Dynamisch veränderliche Werkstoffeigenschaften

In Abschnitt 4.1 wird auf die dynamische Veränderlichkeit der mechanischen Eigenschaften von Gestein hingewiesen. Daraus lassen sich verschiedene Schlüsse ziehen, die im Folgenden diskutiert und in Gegenüberstellung mit anderen Arbeiten gebracht werden.

Der treibende Faktor für die dynamische Veränderung der mechanischen Eigenschaften von Gestein ist die Geschwindigkeit der Belastung oder Verformung. [HUN 1991] erwähnt die theoretische Möglichkeit, durch ausreichend große Belastungsgeschwindigkeit der plastischen Verformung mit einem sofortigen Trennbruch zuvorzukommen (siehe Abbildung 7.1 auf Seite 72). Dies entspricht einer momentanen Versprödung des Gesteins (siehe Abschnitt 4.1.6.1).

Auch [RNH 1991] weist darauf hin, dass die Belastungsgeschwindigkeit das Versagensverhalten eines Werkstoffes von duktil zu spröde verändern kann. Aus [HUN 1991] geht hervor, dass mit steigender Dehnrates die notwendige Bruchdehnung abnimmt. Das entspricht auch den Ergebnissen von [LAN 1973]. [SÄH 1989] unterstützt diese These durch die Überlegung, dass eine hohe Dehngeschwindigkeit bei gleicher Dehnung zu einer höheren Formänderungsfestigkeit (Streckgrenze) führt. Demgegenüber steht die Aussage von [ORT 2006], dass die Bruchdehnung mit steigender Dehnrates zunimmt. Da sich sowohl die Festigkeit als auch die Elastizität auf die Versagenswilligkeit eines Stoffes auswirken und diese Größen geschwindigkeitsabhängig sind, muss auch für das Versagen eines Stoffes unter einer dynamischen Belastung eine Geschwindigkeitsabhängigkeit vorliegen. In [FRE 1981] ist dieser Zerstörungserfolg als Energieausnutzung in einem Prallzerkleinerungsprozess zu interpretieren. Die Energieausnutzung zeigt eine deutliche Abhängigkeit von der Prallgeschwindigkeit, wobei keine Proportionalität zwischen den beiden Größen erkennbar ist.

In diesem Zusammenhang sei beispielhaft auf eine Beobachtung hingewiesen, die in der Arbeit von [PAS 1990] angesprochen wird. Darin wird an

einem aktivierten Kohlehobel eine Abhängigkeit der Schnittkraft von der Aktivierungsfrequenz ermittelt. Es wird festgestellt, dass am aktivierten Hobel bei einer bestimmten Aktivierungsfrequenz ein Minimum der notwendigen Schnittkräfte besteht. Die Ursache für diese Erscheinung wird in der Arbeit nicht genannt. Es liegt jedoch nahe, darin einen Bezug zu den hier diskutierten dynamisch veränderlichen Werkstoffeigenschaften der Gesteine zu erkennen.

Unter allgemein energetischen Gesichtspunkten lässt sich sagen, dass im quasistatischen Fall bei hinreichend langsam gesteigerter Belastung eine potenzielle Energie durch elastische Verformung im Gestein gespeichert wird. Überschreitet die dabei eingetragene Beanspruchung die Festigkeit des Werkstoffes, tritt ein Versagen ein. Eine gesteigerte Verformungsgeschwindigkeit trägt zusätzlich noch kinetische Energie ein. *Wenn die Sprödigkeit des Werkstoffes mit der Dehnrates zunimmt, muss die Versprödungswirkung einer Belastung mit dem Betrag ihres kinetischen Energieanteiles steigen. Der Betrag der potenziellen Energie hat auf die Versprödung keinen Einfluss.*

Einen energetischen Zusammenhang sieht auch [SÄH 1989], welcher erklärt, dass spröde Brüche verformungs- und energiearm sind; duktile hingegen verformungs- und energiereich. Laut [SÄH 1989] werden spröde Brüche durch hohe Belastungsgeschwindigkeiten unterstützt.

Eine konkrete Nutzung der Versprödung eines Werkstoffes unter hohen Dehnraten wird in [DRU 1992] beschrieben. Hier wird auf zähflüssige Glaschmelze punktuell ein hochdynamischer Stoß ausgeübt, um einen spröden Trennbruch in das eigentlich duktile Material einzuleiten. Als Kriterium für die Auslegung des Verfahrens wird die Relaxationszeit der Schmelze herangezogen. Die Relaxationszeit ist als die Zeit definiert, die bei einer *Verformungsgeschwindigkeit* = 0 benötigt wird, um die zuvor eingetragene Spannung abklingen zu lassen (siehe Abbildung 7.2). In [BAU 2002] wird von einer Versprödung von Gummi bei der Zerkleinerung unter hohen Geschwindigkeiten berichtet. Der Ansatz dieser Anwendungen steht prinzipiell im Einklang mit der von [HUN 1991] getroffenen Vermutung, durch hohe Belastungsgeschwindigkeiten Trennbruch vor plastischer Verformung einleiten zu können (siehe Abbildung 7.1). Dies unterstreicht die Möglichkeit, auch im hier untersuchten Einsatz hochfrequent aktivierter Werkzeuge in Festgestein eine momentane Versprödung nutzen zu können. Aus den bisher dargestellten Erkenntnissen wird ersichtlich, dass sich durch hohe Dehnraten das Versagensverhalten von Gesteinen verändern lässt. Dabei können für den Zerstörungsprozess sowohl unterstützende als auch

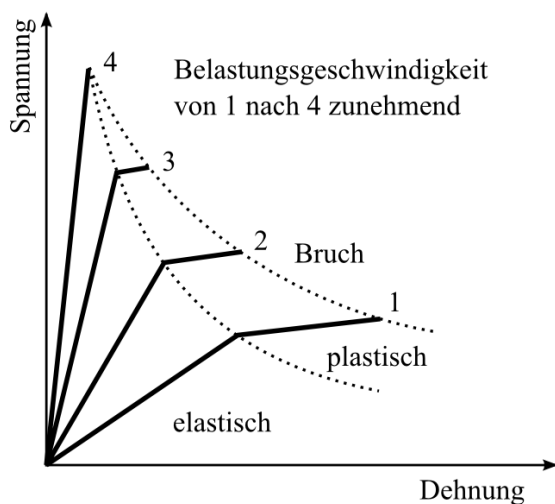


Abbildung 7.1: *Sprödigkeit abhängig von der Belastungsgeschwindigkeit nach [HUN 1991]*

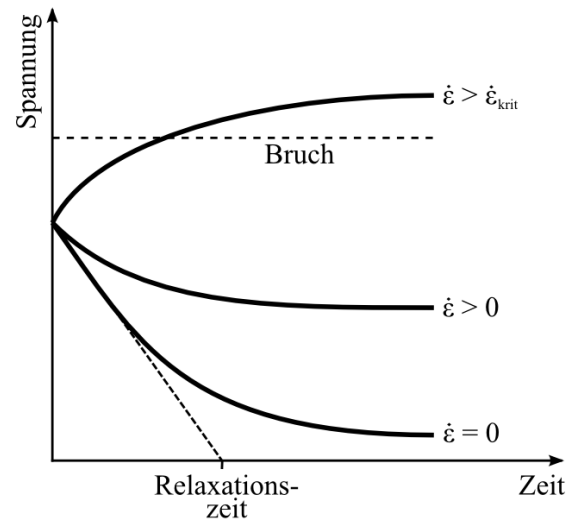


Abbildung 7.2: *Bruch- und Verformungsverhalten duktiler Stoffe nach [DRU 1992]*

hemmende Effekte auftreten.

Es wird die Möglichkeit eingeräumt, dass die in einigen Arbeiten erwähnte Dehnratenabhängigkeit des E-Moduls auf einer Fehlinterpretation beruht. Die steilere Spannungs-Dehnungs-Kurve unter höheren Belastungsgeschwindigkeiten, die als Steigerung des E-Moduls missverstanden wird, kann aus Trägheiten der Versuchsmaschine resultieren.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass der bisherige Stand der Wissenschaft darauf hinweist, dass die gezielte Beeinflussung des Versagensverhaltens von Gestein mittels dynamischer Belastungen möglich ist.

7.2 Simulationsergebnisse zum Werkzeugeingriff

Bei der Diskussion der Ergebnisse aus der Modellierung und Simulation zum Werkzeugeingriff (Abschnitt 5.1) ist zu beachten, dass alle zur Kalibrierung des Modells verwendeten Werkstoffkennwerte und Messergebnisse aus Fremdliteratur stammen. Einzig die einaxiale Druckfestigkeit und der E-Modul entsprechen einem tatsächlich im Experiment verwendeten Gestein. Aus diesem Grund kann es mit den so kalibrierten Modellen nur bedingt gelingen, eine quantitativ stimmige Abbildung der experimentellen Ergebnisse zu erzeugen. Sie können aber helfen, qualitative Tendenzen und Charakteristika auszumachen und so bestimmte Beobachtungen theoretisch zu untermauern.

7.2.1 Statischer Lastfall

Bei Betrachtung der Ergebnisse für den statischen Lastfall (Abbildung C.7 auf Seite 110) ist ersichtlich, dass der größte Beanspruchungsquotient zentral unter der Kontaktfläche liegt und mit zunehmender Tiefe und Radius abnimmt. Unter der statischen Belastung wird laut Versagenskriterium ein Beanspruchungsquotient $Q_B \approx 1$ erreicht. Die Zerstörung des Gesteins findet laut Modell im statischen Fall direkt im Eingriff an der Oberfläche des Halbraums statt. Mit Blick auf das Versagenskriterium und die eingehenden hydrostatischen und deviatorischen Anteile (Abbildungen C.4 auf Seite 108 und C.5 auf Seite 109) wird klar, dass diese Zerstörung allein auf der lokalen Unverhältnismäßigkeit zwischen deviatorischer und hydrostatischer Spannung beruht. Hydrostatische Zugspannungen treten nicht auf.

7.2.2 Dynamischer Lastfall

7.2.2.1 Festigkeitssteigerung unter dynamischen Belastungen

Es ist in Abbildung C.6 auf Seite 110 ersichtlich, dass sich die Festigkeit des simulierten Gesteins unter dynamischen Belastungen lokal beträchtlich erhöhen kann. Dabei wird deutlich, dass sich die Steigerungseffekte auf die Gebiete mit dem größten Spannungseintrag und somit der größten Dehnung — also die unmittelbare Umgebung zum Eingriff — konzentrieren. *Dies stützt die Vermutung, dass eine hochfrequente Aktivierung lokal das Werkstoffverhalten verändern kann und die Aktivierungseinflüsse vor allem in Eingriffsnähe wirken.*

7.2.2.2 Position des Maximums des lokalen Beanspruchungsquotienten

In Gleichung (4.3) auf Seite 28 wird gezeigt, dass die Dehnrates beim aktivierten Werkzeug bei sonst konstanten Aktivierungsparametern (Frequenz und Amplitude) zeitlich veränderlich ist. Mit dieser periodischen Veränderung der Dehnrates geht eine Veränderung der Position und des Betrages des lokalen Maximums des Beanspruchungsquotienten einher. Die hier diskutierten Ergebnisse zu den lokalen Beanspruchungsquotienten unter dynamischen Bedingungen sind also nur als durchschnittliche, repräsentative Werte zu verstehen.

Beim Vergleich des dynamischen mit dem statischen Lastfall (Abbildung

C.7) fällt auf, dass das Maximum des lokalen Beanspruchungsquotienten im dynamischen Fall in die Tiefe des Gesteinskörpers wandert. Durch eine Gegenrechnung mit entsprechend dem Werkzeugschwingweg $s_{z\sim}^{\wedge} = 10 \mu\text{m}$ erhöhter Andruckkraft und unter Vernachlässigung der Dehnratenabhängigkeit der Gesteinsfestigkeit kann folgendes gezeigt werden. Das Wandern des Maximums des Beanspruchungsquotienten unter der Aktivierung ist nicht auf eine Erhöhung der Andruckkraft, sondern auf lokal unterschiedliche, dynamisch motivierte Festigkeitssteigerungen zurückzuführen. *Der logische Schluss aus dieser Beobachtung ist, dass es unter diesen Gesichtspunkten möglich ist, durch eine gezielte Beeinflussung der Aktivierungsfrequenz — also der lokalen Dehnraten — die Position der Zone mit dem größten Beanspruchungsquotienten festzulegen.*

Abbildung C.8 auf Seite 111 zeigt, inwiefern das Modell auf eine veränderte Aktivierungsfrequenz mit einer Verlagerung dieser Zone reagiert. Dabei ist auch erkennbar, dass sich der Betrag des Beanspruchungsquotienten verringert. Dies ist auf ein ausgewogeneres Verhältnis von deviatorischer zu hydrostatischer Spannung in größerer Entfernung zum Eingriff und größere Gesteinsfestigkeiten bei größeren Dehnraten zurückzuführen.

Weiterhin wird in Abschnitt 5.1.6 erkannt, dass der Betrag des Beanspruchungsquotienten stärker durch eine Dehnratensteigerung aus erhöhter Aktivierungsfrequenz vermindert wird als durch eine Dehnratensteigerung aus erhöhten Werkzeugschwingwegen. Dieser Umstand ist darin begründet, dass eine Dehnratensteigerung generell zu Festigkeitssteigerung und somit zu reduzierten Beanspruchungsquotienten führt (siehe Punkt 1 auf Seite 55). Ein größerer Werkzeugschwingweg erhöht zwar auch die Dehnraten und somit die Festigkeit, aber steigert gleichzeitig auch die Beanspruchung im Eingriff.

7.2.2.3 Verändertes Versagensverhalten des Gesteins unter dynamischen Belastungen

Im Vorfeld dieser Arbeit stand die Aussage im Raum, mittels dynamischer Belastungen ein spröderes Versagensverhalten erzeugen zu wollen. In Abschnitt 4.1.6.1 wird formuliert, dass Sprödigkeit durch eine verminderte Fähigkeit zur plastischen Verformung gekennzeichnet ist. Gerade dieses Verhalten kann mit dem hier entwickelten Modell nicht untersucht werden. Die Ausbildung und Positionierung der Zone des maximalen Beanspruchungsquotienten beruhen primär auf der Verteilung der Dehnraten im Halbraum und auf der daran gekoppelten Festigkeitssteigerung. In Abschnitt 7.1 wurde jedoch angemerkt, dass die Versprödungswirkung einer

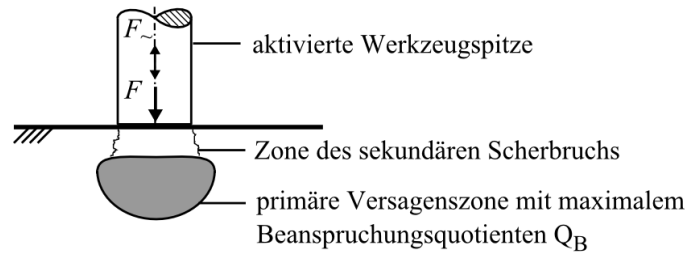


Abbildung 7.3: Theoretischer Scherbruch durch dynamische Schwächung tieferer Zonen

Belastung eine Funktion ihrer kinetischen Energie ist. Die lokale kinetische Energie ist proportional zum Quadrat der lokalen Dehnrates. Somit kann die Dehnrates zumindest qualitativ als ein Indikator für die Versprödung des modellierten Gesteins verwendet werden.

Es ist weiterhin zu beachten, dass eine Verlagerung des Versagens¹ in die Tiefe entsprechend Abbildung C.8 auf Seite 111 ein größeres Gesteinsvolumen schädigen kann. Dies ist dadurch möglich, dass die zwischen dem Werkzeug und der Versagenszone liegende Schicht nach dem Versagen in der Tiefe nicht mehr abgestützt wird. Somit muss diese Gesteinsbrücke die gesamte Werkzeuglast tragen und wird auf Biegung und Schub beansprucht. Die Schubfestigkeit des Gesteins liegt meist im Bereich der Zugfestigkeit, also bei etwa $\frac{1}{10}$ der Druckfestigkeit. Es ist davon auszugehen, dass die Gesteinsbrücke dieser Beanspruchung nicht standhalten kann und ebenfalls versagt (Abbildung 7.3). Das Werkzeug rutscht also abrupt in die Tiefe. Diese Beobachtung kann auch im realen Versuch gemacht werden (siehe auch Abbildung 7.8 auf Seite 84).

Zur energieeffizienten Gestaltung der Aktivierung kann es von Relevanz sein, die Aktivierungsparameter so zu legen, dass eine große Tiefe der Zone des maximalen Beanspruchungsquotienten Q_B erreicht wird. Weiterhin ist es wichtig, dass ein ausreichend hoher Betrag des Beanspruchungsquotienten auftritt, um überhaupt ein Versagen zuzulassen. Auf diese Weise kann das Volumen des geschädigten Gesteins vergrößert werden. Die in dieser Arbeit diskutierte „optimale Aktivierungsfrequenz“ oder „optimale Dehnrates“ findet in dieser Überlegung einen theoretischen Bezug.

Dies bestätigt die These, dass das dynamisch veränderliche Werkstoffverhalten einen entscheidenden Einfluss auf das Versagen unter dynamischer Belastung hat. In Abschnitt 4.1.4. wird angeregt, im Zuge angestrebter Energieeffizienz den Zerstörungsprozess so zu gestalten, dass die geringere Zugfestigkeit von Festgestein ausgenutzt wird. Mit dem hier beschriebenen

¹Zone des maximalen Beanspruchungsquotienten.

Mechanismus besteht die Möglichkeit dazu.

7.2.2.4 Einfluss des E-Moduls

In Abschnitt 5.1.6 wird erwähnt, dass der Betrag des E-Moduls den geringsten Effekt auf die Simulationsergebnisse hat und ein hoher E-Modul zu einem hohen Betrag des maximalen Beanspruchungsquotienten führt. Dies begründet sich folgendermaßen. Unter der Voraussetzung gleicher Verformung² muss bei großer Steifigkeit die aus der Verformung resultierende Spannung größer sein als bei geringer Steifigkeit.

Das vorgestellte Modell setzt einen konstanten E-Modul voraus. Interessant ist die Frage nach dem Einfluss eines dehnratenabhängigen E-Moduls auf die Ergebnisse der Simulation des Werkzeugeingriffs.

Es ist zu beachten, dass die Verwendung eines variablen E-Moduls mit dem hier vorgestellten Modellansatz nicht korrekt ist. Die Lösungen von BOUSINESQ gelten nur unter der Voraussetzung eines Werkstoffes mit homogenen und isotropen elastischen Eigenschaften. Allerdings wird in [NOW 1990] festgestellt, dass eine Verletzung dieser Bedingung nur zu unbedeutenden Fehlern führt. Vor diesem Hintergrund soll der dehnratenabhängige E-Modul in Verbindung mit dem hier behandelten Modellansatz akzeptiert werden.

Wird in den bisherigen Berechnungen (siehe Abschnitt 5.1.6) der E-Modul in Abhängigkeit von der lokalen Dehnrate berücksichtigt, tritt folgendes Phänomen auf. Aufgrund lokal größerer Steifigkeit muss bei gleichem Werkzeugschwingweg beziehungsweise gleicher Dehnung im Eingriff die Spannung zunehmen. Diese Spannungszunahme wirkt sich gleichermaßen auf den hydrostatischen und den deviatorischen Anteil des Spannungsfeldes aus und hat somit nur geringen Einfluss auf den Beanspruchungsquoti-

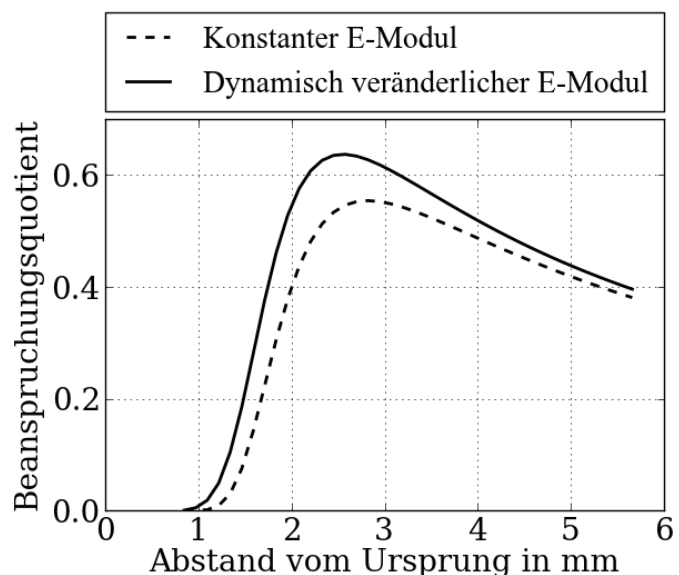


Abbildung 7.4: Beanspruchungsquotient bei konstantem und dynamisch veränderlichem E-Modul

²Entspricht gleicher Amplitude.

enten. Abbildung C.9 auf Seite 112 zeigt als Gegenüberstellung zu Abbildung C.8 auf Seite 111 das veränderte Materialverhalten unter Berücksichtigung eines dynamisch veränderlichen E-Moduls. Prinzipiell bleiben alle festgestellten Tendenzen erhalten. Lediglich die Abgrenzung einzelner Zonen ist schärfer.

In Abbildung 7.4 wird gegenübergestellt, welche Ergebnisse aus der Berechnung mit dem statischen und dem dynamisch veränderlichen E-Modul hervorgehen. Das System ist zur besseren Übersicht folgendermaßen vereinfacht. Die Bezugsachse „Abstand vom Ursprung“ liegt vom Zentrum der Kontaktfläche aus um 45° gegenüber der Gesteinsoberfläche geneigt, um gleichermaßen den Einfluss der Koordinaten r und z zu berücksichtigen. Die Eingabeparameter zur Berechnung entsprechen den in Anlage C.3 auf Seite 107 angegebenen Werten. Es zeigt sich, dass ein dehnratenabhängiger E-Modul den Betrag des Beanspruchungsquotienten erhöht. Auch die Position des maximalen Beanspruchungsquotienten verschiebt sich geringfügig. Beide Änderungen sind jedoch von untergeordneter Natur. Es bildet sich auch weiterhin in einiger Entfernung vom Werkzeugeingriff ein Ort des maximalen Beanspruchungsquotienten aus. Die Tiefe dieses Maximums im Halbraum wird primär von der Dehnrates bestimmt. Somit bleibt für die wesentlichen Modellaussagen die Dehnratesabhängigkeit des E-Moduls ohne Bedeutung.

7.2.2.5 Einfluss der Querdehnzahl

Aus den Simulationsergebnissen in Abschnitt 5.1.6 geht hervor, dass sich die Größe der Querdehnzahl verhältnismäßig stark auf den Betrag des Beanspruchungsquotienten auswirkt. Bei Betrachtung der BOUSSINESQschen Gleichungen (4.6) bis (4.9) auf Seite 35 wird die Ursache dafür deutlich. Die Querdehnzahl geht nur in die Gleichungen der Spannungskomponenten σ_r und σ_ϕ ein. Eine Änderung der Querdehnzahl wirkt sich also nur auf diese Spannungskomponenten aus, während σ_z und σ_{rz} unverändert bleiben. Diese Unverhältnismäßigkeit überträgt sich mit den Hauptspannungen auch auf das Verhältnis zwischen deviatorischer zu hydrostatischer Spannung und somit auf den Beanspruchungsquotienten.

7.2.3 Unzulänglichkeit des verwendeten Versagenskriteriums

Ein realitätsnahes, vollständiges Versagenskriterium muss folgende Zusammenhänge berücksichtigen. Im Bereich hoher hydrostatischer Drücke ist mit einem Versagen durch den Kollaps von Poren zu rechnen³. Das Resultat dieses Versagens ist eine bindingslose Ansammlung von Einzelkörnern und Fragmenten, welche durch den umgebenden hydrostatischen Druck zusammengehalten wird. Abhängig vom inneren Reibungswinkel μ_c zwischen den Körnern und dem hydrostatischen Druck σ_0 bleibt eine deviatorische Grundfestigkeit des Kornverbandes temporär erhalten. Mit steigendem hydrostatischen Druck nimmt diese aus Reibung motivierte Festigkeit zu. Durch weiter erhöhten Druck kommt es an den Grenzen der bisher noch losen Einzelkörner zum Aufbau neuer permanenter Bindungen.

Das lose Gesteinspulver wird wieder in einen diskreten Festkörper mit neuen mechanischen Eigenschaften transformiert. Abbildung 7.5 verdeutlicht diese Überlegungen. In der Literaturrecherche konnte keine Veröffentlichung gefunden werden, welche dieses Verhalten durchgehend und durch Experimente unterstützt in einem konkreten Versagens-

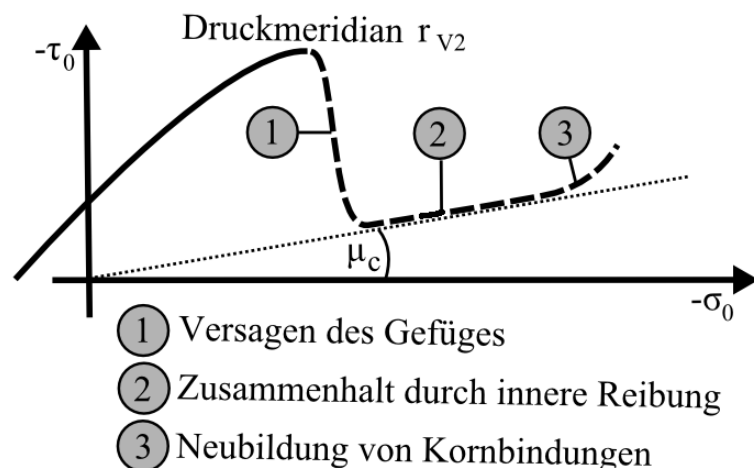


Abbildung 7.5: Theoretischer Verlauf der Versagenskurve

kriterium zusammenfasst. Weiterhin können zur Kalibrierung eines solchen Kriteriums keine experimentellen Daten zur mehraxialen Festigkeit in extrem großen Druckbereichen gefunden werden.

³Das Kriterium von WILLAM/WARNKE [HAM 2006] würde diesen Umstand berücksichtigen, lässt sich aber durch den vorgeschriebenen parabelförmigen Verlauf seiner Meridiane nicht realitätsgetreu kalibrieren.

7.3 Modell der Piezoaktorik

Zur Diskussion der Modellierung der Piezoaktorik wird ein Vergleich zwischen den Berechnungsergebnissen und den Messergebnissen aus Abschnitt 6.3.2 angestellt. Verglichen werden der Strom i_{ges} nach Gleichung (5.21) und der Maximalwert der elektrischen Leistung p_{el} nach Gleichung (5.22) auf Seite 59. Die Diagramme in Abbildung 7.6 stellen die berechneten und gemessenen Größen einander gegenüber.

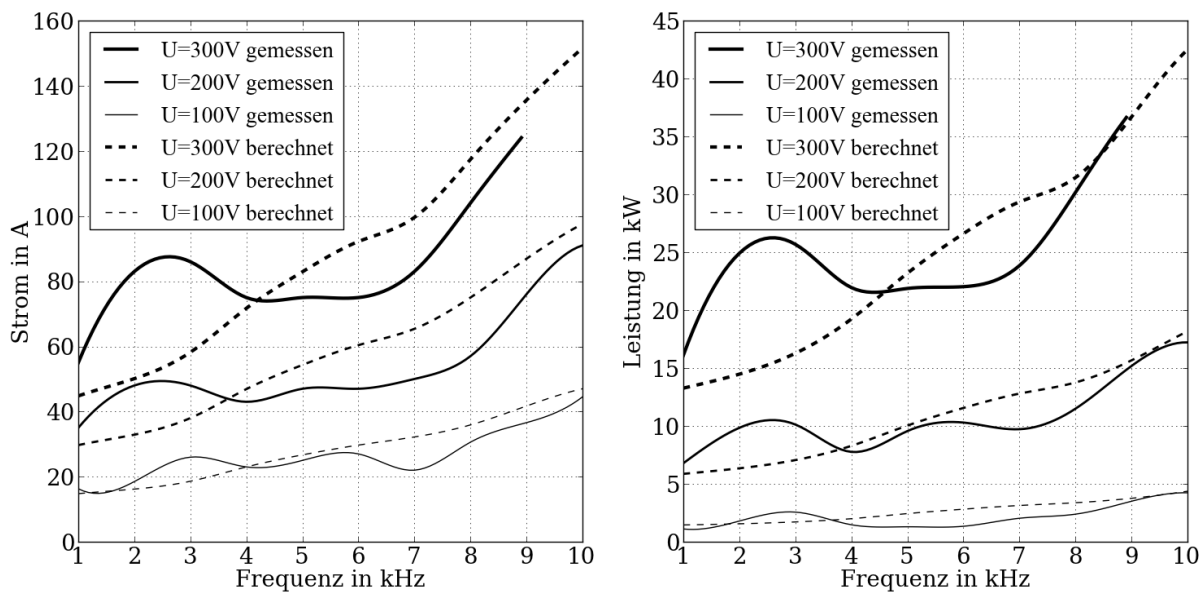


Abbildung 7.6: Vergleich berechneter und gemessener elektrischer Größen im piezoelektrischen System

Es zeigt sich, dass zwischen den berechneten und gemessenen Werten für i_{ges} und p_{el} im untersuchten Intervall von $f = 1 \dots 10$ kHz eine gute Übereinstimmung besteht. Dies begründet sich vor allem daraus, dass der modellierte Ersatzwiderstand R_E am Piezoaktor anhand dieser Messwerte kalibriert wurde. Bei Frequenzen von $f \approx 2 \dots 3$ kHz sind größere Abweichungen zu erkennen. Der Grund dafür ist die Tatsache, dass im Modell sowohl mechanische als auch elektrische Resonanzen und Antiresonanzen im Schwingungssystem nicht vollständig erfasst werden. Die Messungen bestätigen dennoch in guter Näherung die Modellierung des piezoelektrischen Systems.

Aus den Berechnungsergebnissen in Abbildung D.3 auf Seite 117 ist erkennbar, dass die geringste elektrische Einzelschlagarbeit zum Betrieb des Piezoaktors bei $f \approx 7$ kHz verrichtet wird. Diese Aussage deckt sich mit den in den Versuchen gemachten Erfahrungen (siehe auch Abschnitt 7.4),

was als eine Bestätigung der Modellierung gewertet wird.

Für eine Nennspannung $U = 100 \text{ V}$ wird eine mechanische Auslenkung von $\hat{l}_{\sim} = 4 \mu\text{m}$ am Piezoaktor berechnet. Diese soll als Stellvertreter für den Schwingweg der Werkzeugspitze gelten. In weiten Teilen des untersuchten Frequenzspektrums zeigt das Berechnungsergebnis eine gute Übereinstimmung mit den Messwerten des Werkzeugschwingweges (Abbildung E.6 auf Seite 123). Das Modell ist allerdings nicht in der Lage, mechanische Eigenfrequenzen und die daraus resultierenden Resonanzen und Antiresonanzen zu berücksichtigen. Daher treten in der Nähe der Eigenfrequenz des Piezoaktors starke Abweichungen zwischen den Messwerten und dem Berechnungsergebnis auf. Auch das lokale Versagen des Gesteins im Eingriff kann zu einer Abweichung zwischen den hier verglichenen Werten führen, da in einem solchen Fall das Werkzeug aus seiner Einspannung befreit ist und einen größeren Schwingweg ausführen kann. Weiterhin führen die zur Berechnung verwendeten idealisierten Werkstoffkennwerte zu Abweichungen zwischen der berechneten Aktorauslenkung und den gemessenen Werkzeugschwingwegen.

Aussagen zur Qualität des berechneten Wertes für die Stellkraft des Piezoaktors lassen sich mangels Messdaten nicht treffen. Jedoch erscheint der in Tabelle D.3 auf Seite 116 genannte berechnete Wert der maximalen Stellkraft $\hat{F}_{\sim} = 617 \text{ N}$ plausibel.

Als Resumé über das in Abschnitt 5.2 entwickelte Modell der Piezoaktorik soll Folgendes festgehalten werden: *Das vorgestellte Modell zur Berechnung der Zustände im piezoaktorischen System gründet sich auf eine Reihe von Vereinfachungen und Linearisierungen, welche nicht dem realen Verhalten entsprechen. Unter der Forderung, experimentellen Aufwand zur Bestimmung der tatsächlich notwendigen Kenngrößen zu vermindern, aber dennoch akzeptable Ergebnisse zu erhalten, kann diese Methode jedoch zur überschlägigen Beschreibung genutzt werden.*

7.4 Versuchsergebnisse

7.4.1 Auswirkungen von Lastwechselzahl und Nennspannung auf die Eindringtiefe

Für die Auswertung der Hauptversuchsreihen ist vor allem die Eindringtiefe als Indikator für den Zerstörungserfolg relevant. Die Effekte von Lastwechselzahl und Nennspannung auf das Ergebnis der Eindringtiefe können über die in Abschnitt 6.2.2.2 vorgestellte Methode der statistischen Versuchs-

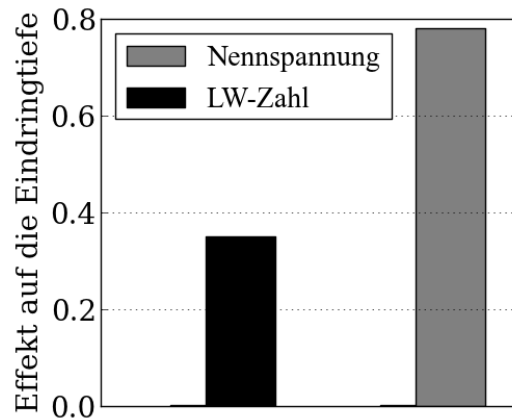


Abbildung 7.7: Effekte von Nennspannung und Lastwechselzahl auf die Eindringtiefe

planung in Faktorenplänen ermittelt werden. Abbildung 7.7 illustriert die daraus hervorgehenden Ergebnisse für den Eingriff in Betonpflasterstein. Die Vergrößerung der Nennspannung hat mit 0,78 einen deutlich stärkeren Effekt, als die Lastwechselzahl mit 0,35. Dieser relativ hohe Betrag für den Effekt der Nennspannung weist darauf hin, dass für eine wirkungsvolle Zerstörung möglichst große Nennspannungen am Piezoaktor anzuwenden sind.

7.4.2 Auswirkungen der Aktivierungsfrequenz auf die Eindringtiefe

7.4.2.1 Direkter Einfluss der Aktivierungsfrequenz

Aus den Graphen in Abbildung E.6 auf Seite 123 geht hervor, dass der *elektrische Strom* und die *elektrische Leistung* am Piezoaktor mit der Aktivierungsfrequenz und der Nennspannung tendenziell steigen. Dabei fällt im Bereich von $f \approx 3$ kHz eine Überhöhung auf, welche auf Resonanz oder Antiresonanz schließen lässt. Die weitere Überhöhung in den Verläufen der elektrischen Ströme und elektrischen Leistungen bei $f \approx 11$ kHz lässt ebenfalls Resonanz vermuten, was durch die Herstellerangaben zur Eigenfrequenz des elektrischen Systems aus Piezoaktor und FU bei ebenfalls $f = 11$ kHz bestätigt wird.

Abbildung E.6 auf Seite 123 zeigt für die Amplituden der *Werkzeugschwingwege* $\hat{s}_{z\sim}$ besonders große Ausschläge im Bereich von $f \approx 6\text{...}7$ kHz. Dies entspricht ungefähr der mechanischen Eigenfrequenz des Piezoaktors, was auf Resonanz als Ursache der Überhöhung hinweist. Die weitere Überhöhung der Schwingwege bei Aktivierungsfrequenzen $f < 3$ kHz kann aus den

oben erwähnten erhöhten elektrischen Leistungen in diesem Frequenzbereich resultieren. Die Tatsache, dass die Werkzeugschwingwege und elektrischen Leistungen in diesem Bereich nicht proportional zueinander verlaufen, kann auf den Einfluss der Aktivierungsfrequenz auf die elektrische Leistung zurückgeführt werden.

In den Graphen zur *Eindringtiefe* in Abbildung E.6 auf Seite 123 fällt auf, dass außer bei der scheinbaren „optimalen Aktivierungsfrequenz“ von $f \approx 6$ kHz für Betonpflaster und $f \approx 8$ kHz für Kalkstein auch bei anderen Frequenzen ($f \approx 1$ kHz und $f \approx 3$ kHz) ein ähnliches Zerstörungsvermögen, gemessen an der Eindringtiefe, besteht. Ohne die noch folgende energetische Differenzierung kann dies als Indiz dafür gelten, dass die bisher vermutete „optimale Aktivierungsfrequenz“ nicht tatsächlich existiert. Vielmehr liefern mehrere Betriebspunkte ähnlich gute Zerstörungsergebnisse. Außerdem wird angedeutet, dass offenbar mit steigender Nennspannung auch das Zerstörungsvermögen des aktivierten Werkzeugs steigt.

In Abbildung E.7 auf Seite 124 zeigen sich für den Versuch in Kalkstein bei einer Frequenz von $f = 7$ kHz die Maxima der Dehnrate, der dynamischen Dehnung und der Werkzeuggeschwindigkeit. Das Maximum der dynamischen Dehnung resultiert aus dem in Abbildung E.6 auf Seite 123 dargestellten Maximum des Werkzeugschwingweges bei dieser Frequenz. Die Maxima von Dehnrate und Werkzeuggeschwindigkeit lassen sich mit der Kopplung der bei $f = 7$ kHz relativ hohen Aktivierungsfrequenz und den bereits festgestellten maximalen Werkzeugschwingwegen und Dehnungen begründen. Im Kern lassen sich alle diese Maxima auf Resonanz zurückführen. Das in dieser Abbildung dargestellte Minimum der elektrischen Einzelschlagarbeit bei $f = 7$ kHz lässt sich damit erklären, dass eine in Abbildung E.6 auf Seite 123 erkennbare moderate elektrische Leistung bei der genannten Frequenz nur über einen sehr kurzen Zeitraum wirkt.

Aus der Verteilung der *energiespezifischen Eindringtiefe* in Abbildung E.7 auf Seite 124 lässt sich ableiten, dass bei $f = 7...8$ kHz die maximale Eindringtiefe mit minimalem Energieaufwand erreicht wird. Aus energetischer Sicht ist dieser Bereich der Aktivierungsfrequenz als die „optimale Aktivierungsfrequenz“ zu verstehen. Für den Einsatz von hochfrequent aktivierten Werkzeugen kann aufgrund dieser Erkenntnis folgender Schluss gezogen werden: *Der Betrieb des Schwingungssystems aus Werkzeug und Piezoaktor in der Nähe seiner mechanischen Eigenfrequenz führt zur effizientesten Wirkung und ist daher anzustreben.*

Aus den Graphen für die gemessenen Schwingwege des Werkzeugs in Kalkstein und Betonpflasterstein in Abbildung E.6 auf Seite 123 ist erkennbar,

dass das Schwingverhalten des Werkzeugs offenbar durch die mechanischen Eigenschaften des umgebenden Systems verändert wird. Somit lässt sich eine Abhängigkeit des Aktivierungserfolges und der optimalen Aktivierungsparameter von den mechanischen Eigenschaften des Gesteins ableiten, die sich auch in den Unterschieden der gemessenen Eindringtiefen für beide Gesteine abbildet.

7.4.2.2 Einfluss der aus der Aktivierungsfrequenz resultierenden Größen

In Abschnitt 7.1 wird darauf hingewiesen, dass für die dynamische Veränderlichkeit der Werkstoffeigenschaften verschiedene Ursachen vermutet werden. Als mögliche Auslöser werden genannt: Geschwindigkeit der Verformung, Amplitude der Verformung und die eingetragene Arbeit oder Leistung. In den experimentell ermittelten Ergebnissen spiegeln die Dehnrates und die Werkzeuggeschwindigkeit die Geschwindigkeit der Verformung wider. Die Amplitude der Verformung entspricht der Amplitude des Werkzeugschwingweges, die eingetragene Arbeit der gemessenen Einzelschlagarbeit und die Leistung den Messwerten der elektrischen Leistung des piezoaktorischen Systems. Die Effekte dieser als Einflussfaktoren bekannten Größen überlagern sich theoretisch. Die entsprechend normierten Darstellungen in den Abbildungen E.8 auf Seite 125 bis E.10 auf Seite 127 sollen die Messwerte von diesen Einflüssen bereinigen. Die so erzeugten Ergebnisse lassen keine deutliche Interpretation bezüglich eventueller Zusammenhänge zwischen den Größen zu. Entweder stehen die Effekte der einzelnen Faktoren stark miteinander in Wechselwirkung oder fallen in den untersuchten Intervallen so gering aus, dass keine eindeutigen Veränderungen in den normierten Eindringtiefen erkennbar sind. Im Detail bedeutet dies folgendes. Aus den Graphen in den Abbildungen E.8 bis E.10 ist ersichtlich, dass der Zerstörungserfolg (beschrieben durch die Eindringtiefe) in keinem zwingenden Zusammenhang zu den diskutierten Größen Werkzeuggeschwindigkeit, Amplitude des Werkzeugschwingweges und Einzelschlagarbeit beziehungsweise elektrische Leistung steht.

Mit den vorgestellten Messergebnissen in Abbildung E.9 auf Seite 126 kann das Vorhandensein der in dieser Arbeit diskutierten für den Zerstörungserfolg „optimalen Dehnrates“ im Zusammenhang mit einer „optimalen Aktivierungsfrequenz“ nicht bestätigt werden. Die in Abschnitt 7.4.2.1 vorgestellte „optimale Aktivierungsfrequenz“ aus energetischer Sicht gilt nur im Zusammenhang mit dem hier eingesetzten Versuchsaufbau. Eine allgemeingültige quantitative Übertragung auf einen veränderten Piezoaktor

beispielsweise ist nicht zulässig. Die Tatsache, dass keine „optimale Dehnrate“ ermittelt werden kann, und die Erkenntnis, dass die Eindringtiefe nicht proportional zur Dehnrate steigt, führt zu folgendem Schluss. *Eine momentane Versprödung des Gesteins unter dynamischen Belastungen, wie sie in Abschnitt 7.2.2.3 diskutiert wird, kann mit den hier verwendeten experimentellen Methoden nicht erkannt werden.*

Weiterhin werden deutliche Hinweise geliefert, die zeigen, dass sich große Zerstörungserfolge nicht zwangsläufig durch große Werkzeugschwingwege (Abbildung E.8 auf Seite 125) oder -geschwindigkeiten (Abbildung E.9 auf Seite 126) erzeugen lassen.

Die Verteilung der Eindringtiefen in Abbildung E.6 auf Seite 123 lässt auf den ersten Blick zwar vermuten, dass die großen Eindringtiefen in der Nähe der Eigenfrequenz des Piezoaktors ein Ergebnis von Resonanz sind. Die folgende Überlegung zeigt jedoch, dass Schwingungsüberhöhung durch Resonanz als alleinige Ursache für diese großen Eindringtiefen ausgeschlossen werden muss. Resonanz führt an der Schnittstelle Werkzeug/Gestein zu größeren Schwingwegen. Wenn diese größeren Schwingwege die alleinige Ursache für den beobachteten Zerstörungserfolg (angezeigt durch die Eindringtiefe) wären, müsste mit ähnlich großen Schwingwegen (in diesem Fall durch größere Nennspannungen am Piezoaktor motiviert) außerhalb des Resonanzbereiches ebenfalls eine ähnlich große Eindringtiefe erzeugt werden. Dies ist in den Versuchen jedoch nicht nachweisbar.

7.4.3 Weitere Beobachtungen

Bei detaillierter Betrachtung der Messaufzeichnungen für die Versuche mit großen Eindringtiefen zeigt sich ein häufiges Wiederkehren des folgenden Verhaltens. Wie in Abbildung 7.8 illustriert, tritt in einem Arbeitsspiel der Großteil des Eindringens des Werkzeugs zu Beginn der Aktivierung unter den ersten Lastwechseln auf. Nach diesem abrupten ersten Eindringen erfolgt trotz fortgesetzter Aktivierung kaum noch weiteres Eindringen. Diese Beobachtung lässt sich mit der in Abschnitt 7.2.2.3 vermuteten Verlagerung der Position des größten Beanspruchungsquotienten in Verbindung bringen. Es ist möglich, dass unter den ersten Schlägen

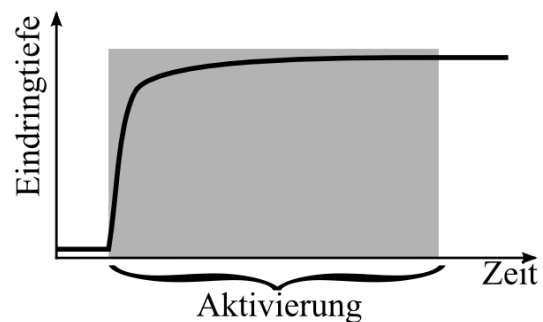


Abbildung 7.8: Verlauf der Eindringtiefe während eines Arbeitsspiels

des hochfrequent aktivierten Werkzeugs ein Versagen in der Tiefe des Gesteins eintritt, woraufhin das Werkzeug in sehr kurzer Zeit verhältnismäßig tief einsinkt. Durch die beim Einsinken veränderten Eingriffsbedingungen (Geometrie, Reibung, Pulverbett) wird ein weiteres Vordringen des Werkzeugs behindert.

7.5 Hinweise zur Anwendung der gewonnenen Erkenntnisse

Ein Ziel dieser Arbeit ist es, zu prüfen, ob die hier vorgestellte Methode zur hochfrequenten Aktivierung von Werkzeugen die Energieeffizienz konventioneller Gewinnungsmaschinen steigern kann. In den vorhergehenden Abschnitten finden sich vielerlei Informationen, die diesem Ziel zuträglich sind. Sie seien nachstehend kurz rekapituliert.

Entsprechend Abschnitt 6.3.1 ist durch den Einsatz der hochfrequenten Aktivierung eine Reduktion der notwendigen Werkzeugkräfte um 37 % zu erwarten. Damit kann die notwendige mechanische Antriebsleistung am aktivierten Werkzeug einer Maschine um ebenfalls 37 % reduziert werden. Allerdings ist zum Betrieb der Aktivierung ein gewisser Aufwand elektrischer Leistung notwendig, welcher bei der Gesamtenergiebilanz der Maschine berücksichtigt werden muss. In Abschnitt 5.2 wird eine Methode vorgestellt, um diesen Leistungsaufwand zum Betrieb der Aktivierung abhängig vom eingesetzten Piezoaktor und den notwendigen Aktivierungsparametern zu bestimmen. Dieses Modell gestattet auch mit wenig Aufwand eine erste Grobauslegung des notwendigen Piezoaktors.

Aus Abschnitt 7.4.2.1 geht hervor, dass zum Erreichen des Ziels der Energieeffizienz der Betrieb des Piezoaktors in der Nähe seiner mechanischen Eigenfrequenz ratsam ist. Aus Abschnitt 7.4 kann entnommen werden, dass die Größe der Schwingwege des Werkzeugs einen entscheidenden Einfluss auf den Aktivierungserfolg hat. Daher soll der Betriebspunkt so gewählt werden, dass ähnliche Werkzeugschwingwege wie im Experiment zu erwarten sind. Diese Aussagen liefern die Grundlage zur Wahl eines Betriebspunktes des Aktivierungsantriebes.

Als aktivierte Werkzeuge kommen vor allem Rundschaftmeißel in Frage, da sie in ihrem Wirkprinzip eine große Ähnlichkeit mit den in dieser Arbeit verwendeten Werkzeugen aufweisen.

Die Möglichkeit zur Energieeinsparung bei der Anwendung der hier vorgestellten Technologie bietet bei leistungsstarken Maschinen mit Dauerbe-

trieb einen wesentlich stärkeren finanziellen Anreiz als beispielsweise bei kleinen Handgeräten. Jedoch ist zu beachten, dass nur der Einsatz weniger aktivierter Werkzeuge auf einer Maschine wirtschaftlich sinnvoll ist. Der hohe Einkaufspreis von Piezoaktoren lässt bei einer großen Anzahl aktivierter Werkzeuge die Investitionskosten unverhältnismäßig zur energetisch bedingten Betriebskostenreduktion ansteigen.

7.6 Schlussfolgerungen

Aus der Literaturrecherche geht hervor, dass das Versagen von Gestein unter dynamischen Belastungen von der Geschwindigkeit dieser Belastung beeinflusst werden kann. Diese Aussage wird durch die durchgeführten Simulationen und Versuche prinzipiell bestätigt.

Die Geschwindigkeitsabhängigkeit wird sowohl in der Literaturrecherche als auch in den Simulationen und Versuchen als werkstoffspezifisch erkannt. Das bedeutet, dass sich verschiedene Gesteine unter gleichen Aktivierungsparametern unterschiedlich verhalten.

Weiterhin geht aus der Literaturrecherche die Möglichkeit hervor, durch aktivierte Werkzeuge eine momentane Versprödung des Gesteins zu erzeugen. Die Simulation des aktivierten Werkzeugeingriffs gibt darauf aufbauend Hinweise auf eine Versprödung als Ergebnis von dynamischer Belastung. Mit den zum praktischen Versuch verwendeten Methoden kann dieses Problem nicht untersucht werden.

Aus den Ergebnissen der Simulationen und Versuche ist erkennbar, dass die Wahl der Aktivierungsparameter entscheidend für den Zerstörungserfolg ist. Es zeigen sich Hinweise, dass bei geeigneter Wahl von Aktivierungsfrequenz und -amplitude eine Verlagerung der Versagenszone unter dem aktivierten Werkzeug möglich ist. Tendenziell führen größere Aktivierungsamplituden zu einem größeren Zerstörungserfolg. Der Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit überlagert dabei jedoch die Ergebnisse der Versuche, wodurch eine eindeutige Aussage nicht möglich ist. Der Einfluss der Lastwechselzahl im Eingriff und somit von Ermüdung des Gesteins ist für die Zerstörung nur von geringer Bedeutung.

Aus den Versuchen geht hervor, dass Resonanz zwar den Schlüssel zu einer energieeffizienten Gestaltung der Technologie hochfrequent aktivierter Werkzeuge darstellt, jedoch nicht die alleinige Ursache für die beobachteten Effekte sein kann.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Als Einstieg in diese Arbeit wird ein Überblick über den aktuellen Stand der Technik gegeben, der zeigt, dass die hochfrequente Aktivierung inzwischen in viele Bereiche Einzug gehalten hat. Die Aktivierungsmethoden sind meist durch resonantes Verhalten und Schwingungsverstärker gekennzeichnet. Der Antrieb erfolgt fast ausschließlich durch Piezoaktoren. Die daraus motivierte Untersuchung zur hochfrequenten Aktivierung von Werkzeugen zur Festgesteinszerstörung des Lehrstuhls für Baumaschinen- und Fördertechnik der Technischen Universität Dresden wird kurz vorgestellt. Dabei wird darauf hingewiesen, dass zu Beginn der vorliegenden Arbeit Unklarheiten über das Verhalten hochfrequent aktivierter Werkzeuge herrschten. Darauf aufbauend werden die konkreten Fragestellungen formuliert und der Arbeitsplan aufgestellt. Auf drei Teilgebieten; den Recherchen, den Modellbildungen und Simulationen und in praktischen Versuchen am Prüfstand, werden Untersuchungen zur Klärung der gestellten Fragen durchgeführt.

In einer Analyse zu den Eigenschaften von Gestein wird deutlich, dass Inhomogenität und Anisotropie zuverlässige, eindeutige Aussagen über die Kennwerte von Gesteinen sehr schwierig gestalten. Aus der Vorstellung des dynamisch veränderlichen Werkstoffverhaltens von Gestein geht hervor, dass es möglich ist, durch dynamische Belastungen momentan veränderte Werkstoffkennwerte zu erzeugen. Dabei wird festgestellt, dass sich verschiedene Literaturquellen bezüglich dieser Veränderungen und deren Ursachen widersprechen. Auch eine Fehlinterpretation der Messergebnisse in den gesichteten Arbeiten kann nicht immer ausgeschlossen werden. Durch die entdeckten Widersprüche können sowohl positive als auch negative Folgen für den Zerstörungsprozess im Eingriff unter dynamischen Belastungen interpretiert werden. Aus verschiedenen Quellen geht hervor, dass dynamische Belastungen die Sprödigkeit des Werkstoffes momentan erhöhen. Es wird gezeigt, dass die Versprödungswirkung einer Belastung vom Betrag ihres kinetischen Energieanteils abhängig ist.

Die Modellierung des Werkzeugeingriffs erfolgt durch den Ansatz der linearen Elastizitätstheorie. In das daraus resultierende Modell des statischen Kontaktes fließt die dynamische Veränderlichkeit der Gesteinsfestigkeit ein. Es zeigt sich, dass die Dynamik der äußeren Belastung eine Veränderung der lokalen mechanischen Eigenschaften des Gesteins hervorrufen muss. Mithilfe eines selbst formulierten Versagenskriteriums, welches diese dynamischen Veränderungen berücksichtigt, kann gezeigt werden, dass unter den dynamischen Bedingungen des aktivierten Werkzeugeingriffs ein gegenüber dem konventionellen Eingriff verändertes Versagensverhalten auftritt. Die Beobachtungen aus praktischen Versuchen und theoretischen Simulationen weisen darauf hin, dass eine veränderte Position des maximalen Beanspruchungsquotienten und somit der Zone des primären Versagens provoziert werden kann. Dieser Hinweis kann für die spätere Anwendung der Technologie einen neuartigen Wirkansatz darstellen. Die anfangs diskutierte dynamische Veränderlichkeit des E-Moduls hat auf das Ergebnis der Simulationen des Werkzeugeingriffs nur einen sehr geringen Einfluss. Das Modell der Piezoaktorik berücksichtigt die Besonderheiten von Piezoaktoren unter Großsignalbedingungen im teilgeklemmten Zustand. Weiterhin wird auch das umliegende elektrische System in die Betrachtungen einbezogen. Damit besteht ein Hilfsmittel zur Auslegung und Simulation des piezoaktorischen Systems. Dieses dient dazu, den energetisch besten Betriebspunkt für das hochfrequent aktivierte Werkzeug im Bereich seiner mechanischen ersten Eigenfrequenz zu identifizieren.

Die Hinweise zur Anwendung der in der Arbeit gewonnenen Erkenntnisse zeigen, dass sich prinzipiell Energieeinsparungen erzielen lassen. Die Beträge dieser Einsparungen hingegen sind stark abhängig von einer geschickten Abstimmung der Aktivierungsparameter und der bewussten Ausnutzung der in dieser Arbeit vorgestellten Effekte. Es zeigt sich, dass der Einsatz hochfrequent aktivierter Werkzeuge in Festgestein möglich, aber nur durch eine überlegte Gestaltung der Methode energieeffizient ist.

Aus den zahlreichen praktischen Versuchen geht hervor, dass über viele verschiedene Arbeitspunkte im Parameterspektrum der Aktivierung verteilt großes Wirkpotenzial besteht. Jedoch gelingt es in der Arbeit nicht, Zusammenhänge gezielt so zu isolieren und hervorzuheben, dass eine Optimierung der Methode oder eine eindeutige Klärung der Ursachen für die beobachteten Wirkbesonderheiten möglich ist. Als energetisch sehr vorteilhaft wird die Ausnutzung von Resonanz erkannt. Es kann jedoch gezeigt werden, dass diese Resonanz nicht die alleinige Ursache für das beobachtete Verhalten ist. Durch Betrieb des aktivierten Gesamtsystems in der Nähe

seiner Eigenfrequenz ist es möglich, mit verhältnismäßig geringem Energieaufwand eine große Zerstörungswirkung im Eingriff zu erzeugen. Die Eigenfrequenz des Gesamtsystems wird in den Versuchen auch als abhängig vom untersuchten Gesteinsstoff erkannt. Daraus lässt sich schließen, dass für jedes Gestein andere Aktivierungsparameter angewendet werden müssen, um ein möglichst großes beziehungsweise energieeffizientes Zerstörungsvermögen des aktivierten Werkzeugs zu erreichen. Mit den in dieser Arbeit verwendeten Methoden zur Untersuchung kann eine momentane Versprödung des Gesteins unter dynamischen Belastungen nicht erkannt werden.

Zukünftige Untersuchungen der vorgestellten Problematik können auf den folgenden zwei Wegen durchgeführt werden.

Für den ersten Weg kann das elastizitätstheoretische Modell des Werkzeugeingriffs und dort insbesondere der Teil des Versagenskriteriums verwendet und weiterentwickelt werden. Durch aufwendige Werkstoffuntersuchungen im hochdynamischen Bereich kann das Versagenskriterium für den mehraxialen Spannungszustand exakter kalibriert werden. In Simulationen wird anschließend untersucht, mit welchen Versuchsparametern ein Versagen des Gesteins unterhalb seiner Oberfläche (siehe auch Abbildung 7.3 auf Seite 75) zu erwarten ist. In Experimenten und anschließenden Untersuchungen mit zerstörungsfreien bildgebenden Verfahren (CT) können diese Simulationsergebnisse gegengeprüft werden.

Der zweite Weg ist der Versuch, auf die in dieser Arbeit gewonnene Erkenntnis, dass vor allem die Amplitude der eingetragenen Impulse zur Zerstörung des Gesteins führt, zu reagieren. Dazu wird ein kostengünstiger Prototyp entwickelt, welcher einen handelsüblichen Rundschachtmeißel mit hochfrequenten Schwingungen möglichst großer Amplitude aktiviert. Mit diesem aktivierten Rundschachtmeißel können dann Schneidversuche gefahren werden, bei denen unter Variation der Aktivierungsparameter die beteiligten Kräfte, Leistungen und Energien untersucht werden.

Literaturverzeichnis

- [AND 1995] Anderson, T. L.: Fracture Mechanics - Fundamentals and Applications, Second Edition. CRC Press, Boca Raton, 1995
- [AST 1998] Astathev, V. K.; Babitsky, V. I.: Ultrasonic cutting as a nonlinear (vibro-impact) process, Ultrasonics 36, Seite 89-96, 1998
- [BAL 2009] Ballas, R.; Pfeifer, G.; Werthschützky, R.: Elektromechanische Systeme der Mikrotechnik und Mechatronik: Dynamischer Entwurf - Grundlagen und Anwendungen. Springer Verlag Berlin Heidelberg, 2009
- [BAR 2003] Bar-Cohen, Y.; Bao, X.; Chang, Z.: Modeling and Computer Simulation of Ultrasonic/Sonic Driller/Corer, IEEE Transactions of Ultrasonic, Sonics and Frequency Control, Vol. 50, Nr. 9, 2003
- [BAZ 1983] Bazant, Z. P.; Oh, B. H.: Crack band theory for fracture of concrete. Matériaux et Constructions, Vol. 16, Nr.93, 1983
- [BAU 1989] bd Baumaschinendienst, Heft 3, März 1989
- [BAU 2002] Bauer, W.; Wüstenberg, D.; Woldt, D.; Schubert, G.: Die richtige Geschwindigkeit - Der Zerkleinerungsvorgang von Polypropylen wird maßgeblich von der Schnittgeschwindigkeit beeinflusst, KU Kunststoffe, Jahrg. 92/2, 2002
- [BLU 1982] Blumenauer, H.; Pusch, G.: Technische Bruchmechanik. Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1982
- [BOU 1885] Boussinesq, J.: Application des potentiels à l'étude de l'équilibre et du mouvement des solides élastiques, Gauthier-Villars, 1885
- [BUE 2008] Buehler, M. J.: Atomistic modeling of materials failure. Springer-Verlag, New York, 2008

- [CUR 1987] Curbach, M.: Festigkeitssteigerung von Beton bei hohen Belastungsgeschwindigkeiten. Dissertation, Schriftenreihe des Instituts für Massivbau und Baustofftechnologie, Universität Karlsruhe, 1987
- [DAH 1992] Dahl, K.: The Calibration and Use of a Triaxial Cell. Afdelingen for Baerende Konstruktioner ABK No. 285, Department of Structural Engineering, Serie R, Danmarks Tekniske Højskole, Lyngby, Danmark, Technical University of Denmark, 1992
- [DRU 1992] Drut, H.: Bruchtrennen hochviskoser Massen. Dissertation, Technische Universität Dresden, 1992
- [EBE 2009] Ebenhan, K.: Untersuchung der Wirkung hochfrequent erregter Werkzeuge bei der Bearbeitung von Festgestein. Diplomarbeit, Technische Universität Dresden, 2009
- [EBE 2011] Ebenhan, K.; Kunze, G.: Über den Einfluss von Verschleiß auf die Spannungsverteilung unter einer zylindrischen Werkzeugspitze -Elastizitätstheoretische Betrachtung zur Bewertung der Vergleichbarkeit von Versuchsergebnissen, Technische Universität Dresden, Internetforum www.baumaschine.de, Ausgabe 1/2011
- [FLV 1997] Flämig-Vetter, T.: Untersuchungen zum Großsignalbetrieb von Piezoaktoren für Kfz-Anwendungen, Dissertation Technische Universität Dresden, 1997
- [FRE 1981] Freiburger Forschungshefte: Neue Erkenntnisse bei der Entwicklung, dem Betrieb und der Instandhaltung von Gewinnungs- und Aufbereitungsmaschinen. Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1981
- [FRE 1989] Freiburger Forschungshefte: Entwicklung und Untersuchung eines Gerätes zur Herstellung tiefer Erdschlitze mit dynamisch aktivierten Gewinnungswerkzeugen. Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1989
- [GRO 2007] Gross, D.; Seelig, T.: Bruchmechanik. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 2007

- [GRO 2009] Gross, D.; Hauger, W.; Wriggers, P.: Technische Mechanik Band 4: Hydromechanik, Elemente der Höheren Mechanik, Numerische Methoden. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 2009
- [HAM 2006] Hampel, T.: Experimentelle Analyse des Tragverhaltens von Hochleistungsbeton unter mehraxialer Beanspruchung, Dissertation Technische Universität Dresden, 2006
- [HOF 2012] Hofmann, M.: *persönliche Kommunikation*. Dresden, April 2012
- [HON 2005] Honl, M.: Orthopädische Trennverfahren unter besonderer Berücksichtigung des Strahlschneidens. Habilitationsschrift, Technische Universität Hamburg-Harburg, 2005
- [HUN 1991] Hunsdorfer, E.: Ermittlung optimaler Bohrparameter beim drehenden Bohren. *Erzmetall* 44, Nr.10, 1991
- [ING 2006] Vorlesungsmaterial Ingenieurgeologie. Fakultät Bauingenieurwesen, Institut für Geotechnik, Professur für Angewandte Geologie, Technische Universität Dresden, 2006
- [KOG 2000] Kogel, H. C.: Einsatz des Ultraschallskalpells in der Gefäßchirurgie. *Gefäßchirurgie* 5, Seite 38–41, Springer-Verlag, 2000
- [KOL 2002] Kolymbas, D.: Tunneling Mechanics - Eurosummerschool, Innsbruck, 2001. *Advances in geotechnical engineering and tunneling*, 5, Logos Verlag Berlin, 2002
- [KOL 2007] Kolymbas, D.: Geotechnik - Bodenmechanik, Grundbau und Tunnelbau. Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 2007
- [KOT 2004] Kotwica, K.: Konstruktion von Microtunnelingmaschinen mit aktivierten Disken bis DN 2500 Beitrag 55. Berg- und Hüttenmännischer Tag, TU Bergakademie Freiberg, 2004
- [LAN 1973] Langlotz, V.: Untersuchungen über das Zerspanen von Salzgestein. Dissertation, Technische Universität Clausthal, 1973
- [LAW 1993] Lawn, B.: *Fracture of Brittle Solids - Second Edition*. Cambridge Solid State Science Series, Cambridge University Press, 1993

- [MAY 2005] Mayer, H. et al.: Holzbearbeitung mit Überlagerung einer Ultraschall-Wechselbeanspruchung. Berichte aus Energie- und Umweltforschung, Bundesministerium für Verkehr, Innovation und Technologie, Wien, 2005
- [MEH 1996] Mehlhorn, G.: Der Ingenieurbau - Grundwissen, Werkstoffe / Elastizitätstheorie. Ernst & Sohn Verlag, 1996
- [MEI 1992] Meinke, H.; Grundlach, F.-W.: Taschenbuch der Hochfrequenztechnik. Springer Verlag Berlin, 1992
- [MIL 1987] Millner, R. et al.: Wissensspeicher Ultraschalltechnik. Fachbuchverlag Leipzig, 1987
- [MIN 2005] Vorlesungsmaterial Mineralogische Untersuchungsverfahren (Mineralanalytik). Fakultät Bauingenieurwesen, Institut für Geotechnik, Professur für Angewandte Geologie, Technische Universität Dresden, 2005
- [NEU 2009] Neugebauer, R.; Stoll, A.; Roscher, H.-J.: Ultraschallunterstützung verbessert Tiefbohren in hochfesten Guss. MM-Maschinenmarkt Das Industrieportal, 2009
- [NOW 1990] Nowinski, J. L.: On the Three-Dimensional Boussinesq Problem for an Elastic Nonlocal Medium. International Journal of Engineering Science, Vol. 28, Nr. 12, Seite 1245-1251, 1990
- [OJI 1988] Ojiro, Y.; Dörfler, G.: Impact-Reißen - Untersuchungen über die Optimierung der Betriebsparameter mit Hilfe der Modellsimulation. Universität Karlsruhe, 1988
- [ORT 2006] Ortlepp, S.: Zur Beurteilung der Festigkeitssteigerung von hochfestem Beton unter hohen Dehngeschwindigkeiten. Dissertation Technische Universität Dresden, 2006
- [PAR 2002] Paris, H.; Tichkiewitch, S.; Peigné, G.: Self-Excited Vibration Drilling Models and Experiments. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 51, Issue 1, Seite 311-314, 2002
- [PAS 1990] Paschedag, U.: Theoretische und experimentelle Untersuchungen an einem mechanischen Schlaghammer zum Lösen von Steinkohle und Nebengestein im Vergleich zu anderen Lösetechniken. Dissertation Technische Universität Berlin, 1990

- [PER 2002] Pertsch, P.; Rößger, D.; Hennig, E.; Bauer, A.: The shear effect in piezo-ferroelectric ceramics and its application to actuator devices, Proceeding to conference ACTUATOR 2002, Bremen, 2002
- [PER 2003] Pertsch, P.: Das Großsignalverhalten elektromechanischer Festkörperaktoren. Dissertation Technische Universität Ilmenau, 2003
- [PHI 2012] Phillips, J. R.: Piezoelectric Technology Primer. Internet, http://www.ctscorp.com/components/pzt/downloads/Piezoelectric_Technology.pdf, 03. März 2012, 14:00 Uhr
- [PI 2011] Internetseite der Physik Instrumente (PI) GmbH & Co. KG, Piezotutorium: http://www.physikinstrumente.de/de/produkte/piezo_tutorium.php, Stand 15. Dezember 2011, 14:00 Uhr
- [PI 2012] Internetseite der Physik Instrumente (PI) GmbH & Co. KG, Piezokeramische Materialien und Bauelemente: http://www.piceramic.de/pdf/Katalog_Piezo_Technologie_Piezo_Technik_Piezo_Mechanik_Piezo_Bauelemente.pdf, Stand 24. Januar 2012, 10:00 Uhr
- [RAS 1962] Rasch, C.: Spannungs-Dehnungs-Linien des Betons und Spannungsverteilung in der Biegedruckzone bei konstanter Dehngeschwindigkeit. Deutsches Institut für Normung / Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Ernst-Verlag, Berlin, 1962
- [RNH 1991] Reinhardt, H. W.; Weerhejm, J.: Tensile fracture of concrete at high loading rates taking account of inertia and crack velocity effects. International Journal of Fracture, Nr. 51, Seite 31-42, 1991
- [RNS 1991] Reinsch, D.: Natursteinkunde - eine Einführung für Bauingenieure, Architekten, Denkmalpfleger und Steinmetze, Enke-Verlag Stuttgart, 1991
- [SÄH 1989] Sähn, S.; Göldner, H.: Bruch- und Beurteilungskriterien in der Festigkeitslehre, Fachbuchverlag Leipzig, 1989

- [SCH 1986] Scheffler, E.: Einführung in die Praxis der statistischen Versuchsplanung. VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1986
- [SMD 1996] Schmidt, H. H.: Grundlagen der Geotechnik. B. G. Teubner Stuttgart 1996
- [SGT 2001] Schugt, M.: Aktor-Sensor-Verhalten von Piezoelementen im Kfz-Diesel-Einspritzsystem, Dissertation Ruhr-Universität Bochum, 2001
- [SUL 2006] Schuler, H.: Numerische Simulation von Betonstrukturen unter Explosionseinwirkung. Fraunhofer Institut für Kurzzeiddynamik, Ernst-Mach-Institut (EMI), 2006
- [SPE 2007] Speck, K.: Beton unter mehraxialer Beanspruchung. Dissertation Technische Universität Dresden, 2007
- [TIM 1951] Timoshenko, S.; Goodier, J. N.: Theory of Elasticity. McGraw-Hill, New York, 1951
- [URA 2009] Ural, S.; Tuncdemir, S.; Zhuang, Y.; Uchino, K.: Development of a High Power Piezoelectric Characterization System and its Application for Resonance/Anitresonance Mode Characterization. Japanese Journal of Applied Physics, Nr.48, 2009
- [WAG 2005] Wagner, H.: Mining Rock Mechanics I. Institut für Bergbaukunde, Bergtechnik und Bergwirtschaft, Montanuniversität Leoben, 2005
- [WER 2003] Umdruck zur Vorlesung Werkstoffverhalten, Sommersemester 2003. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz - Fachgebiet Baustoffe, Braunschweig, 2003
- [WEU 1980] Weustenfeld, H.: Experimentelle und theoretische Untersuchung über das Eintreiben eines keilförmigen Meißels ins Gestein. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 1980

Anhang

A Aktivierte Werkzeuge

A.1 Schutzrechte

Schutzrecht DE 904765 (1953), Schutzrecht US 5195410 (1993),
Schutzrecht DE 959995 (1955), Schutzrecht DE 19547698 (1995),
Schutzrecht DE 1191768 (1960), Schutzrecht EP 0692612 (1995),
Schutzrecht US 3284010 (1966), Schutzrecht DE 19634514 (1996),
Schutzrecht DE 2301194 (1972), Schutzrecht DE 4444853 (1996),
Schutzrecht DE 2843752 (1978), Schutzrecht EP 0825003 (1997),
Schutzrecht DE 2840058 (1979), Schutzrecht EP 0922551 (1998),
Schutzrecht DE 3022317 (1980), Schutzrecht EP 1013829 (1998),
Schutzrecht DE 3143943 (1983), Schutzrecht EP 0900880 (1999),
Schutzrecht EP 0183899 A1 (1985), Schutzrecht DE 19917538 (1999),
Schutzrecht WO 89/01837 (1987), Schutzrecht US 6033031 (2000),
Schutzrecht DE 8805832 (1988), Schutzrecht DE 10038582 (2000),
Schutzrecht WO 89/00235 (1989), Schutzrecht DE 10024129 (2000),
Schutzrecht DE 3919895 (1989), Schutzrecht DE 10162636 (2001),
Schutzrecht DE 9015579 (1991), Schutzrecht EP 1734224 (2006),
Schutzrecht EP 0455994 (1991), Schutzrecht DE 10321617 (2003).

A.2 Ergebnisse vorausgegangener Arbeiten

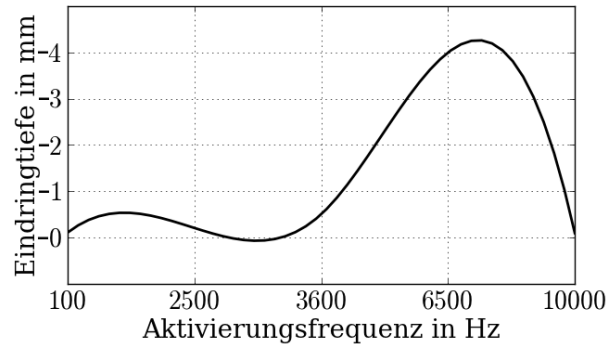


Abbildung A.1: Eindringtiefe über Aktivierungsfrequenz bei $U = 120\text{ V}$ aus [EBE 2009]

B Mechanische Kennwerte einiger Stoffe

Gestein	Druckfestigkeit in N/mm^2
Tuff	20 ... 30
Serpentin	50 ... 250
Gneis	70 ... 280
Kalkstein	80 ... 240
Gabbro	80 ... 380
Sandstein	90 ... 300
Trachyt	110 ... 240
Diabas	140 ... 400
Granit	160 ... 370
Basalt	160 ... 400

Tabelle B.1: *Einaxiale Druckfestigkeiten einiger Gesteine nach [RNS 1991]*

Stoff	Mohshärte
Talk	1
Gips	2
Calcit, Al-Legierungen	3
Fluorit, ungehärtete Stähle	4
Apatit, gehärtete Stähle	5
Feldspat	6
Quarz, Nitrierhärteschichten	7
Topas, Hartmetalle	8
Korund	9
Diamant	10

Tabelle B.2: *Mohshärten einiger Stoffe nach [HON 2005] und [MIN 2005]*

C Zusatzinformationen zur Modellierung des Werkzeugeingriffs

C.1 Superpositionsmethode

C.1.1 Herleitung

Die Superpositionsmethode sei folgendermaßen erläutert: Die Werkzeugkraft F verteilt sich über eine Kreisfläche mit dem Radius R . In einer radialen Entfernung r von deren Mittelpunkt befindet sich der Betrachtungspunkt L^* , für welchen der jeweilige Berechnungsschritt durchgeführt wird. Dabei ist r die Laufkoordinate des Modells. Zur Summation muss über die Kreisfläche integriert werden, welche mittels der Integrationsgrenzen $s_{1,2}$ und $\Psi_{1,2}$ begrenzt wird. Auf die Definition dieser Grenzen wird bereichsspezifisch im Folgenden eingegangen. Die Bereiche, in die das Modell aufgeteilt ist, sind in Abbildung C.1 (für den Bereich mit $r > R$) und Abbildung C.2 (für den Bereich mit $r \leq R$) verdeutlicht.

Das infinitesimal kleine Kraftelement F' zur Superposition bestimmt sich aus Gleichung (C.1). Somit lassen sich die Gleichungen (C.2), (C.3), (C.4) und (C.5) bestimmen.

$$F' = qsd\psi \quad (C.1)$$

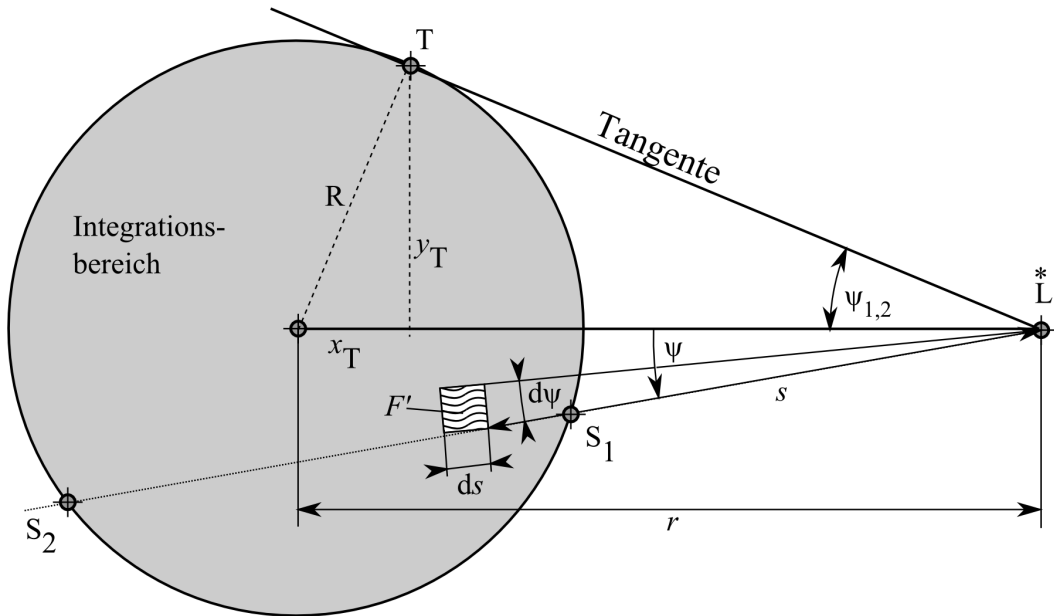


Abbildung C.1: Übersicht über die Modellierungszusammenhänge für $r > R$

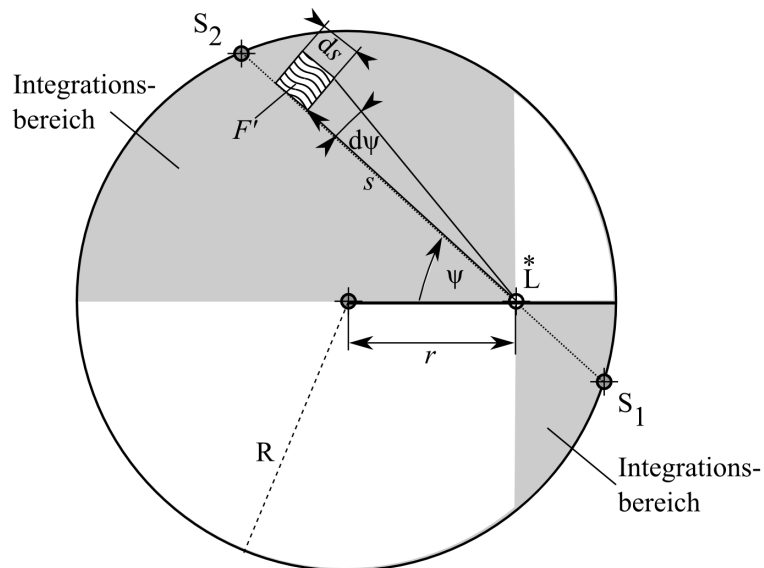


Abbildung C.2: Übersicht über die Modellierungszusammenhänge für $r \leq R$

$$\sigma_r = \frac{q}{2\pi} \iint s \left((1 - 2\nu) \left(\frac{1}{s^2} - \frac{z}{s^2 \sqrt{s^2 + z^2}} \right) - \frac{3s^2 z}{(s^2 + z^2)^{5/2}} \right) d\Psi ds, \quad (\text{C.2})$$

$$\sigma_z = -\frac{3q}{2\pi} \iint \frac{sz^3}{(s^2 + z^2)^{5/2}} d\Psi ds, \quad (\text{C.3})$$

$$\sigma_\phi = \frac{q}{2 \cdot \pi} (1 - 2\nu) \iint s \left(-\frac{1}{s^2} + \frac{z}{s^2 \sqrt{s^2 + z^2}} + \frac{z}{(s^2 + z^2)^{3/2}} \right) d\Psi ds, \quad (\text{C.4})$$

$$\sigma_{rz} = -\frac{3q}{2\pi} \iint \frac{s^2 z^2}{(s^2 + z^2)^{5/2}} d\Psi ds. \quad (\text{C.5})$$

Es bezeichnen:

q	Flächenpressung in N/mm ²
s	Integrationsweg
Ψ	Integrationswinkel.

Die in Abbildung C.1 im Bereich für $r > R$ gezeigten Integrationsgrenzen $\pm\Psi_T = \Psi_{1,2}$ werden bestimmt durch:

$$\Psi_{1,2}(r) = \pm \arctan \left(\frac{R}{r} \cdot \frac{\sqrt{1 - \left(\frac{R}{r}\right)^2}}{\sqrt{1 - \left(\frac{R}{r}\right)^2}} \right) \quad (r > R). \quad (\text{C.6})$$

$$a_{xs} = 1 + \tan^2 \Psi, \quad (\text{C.7})$$

$$b_{xs} = -2r \tan^2 \Psi, \quad (\text{C.8})$$

$$c_{xs} = r^2 \tan^2 \Psi - R^2, \quad (\text{C.9})$$

$$x_{S1,2} = \frac{-b_{xs} \pm \sqrt{b_{xs}^2 - 4a_{xs}c_{xs}}}{2a_{xs}}, \quad (\text{C.10})$$

$$y_{S1,2} = \tan \Psi \cdot (r - x_{S1,2}). \quad (\text{C.11})$$

Es bezeichnen:

R	Werkzeugradius in mm
a_{xs}, b_{xs}, c_{xs}	Zwischenwerte zur Berechnung
$x_{S1,2}$	x -Koordinate der Integrationsgrenze s in mm
$y_{S1,2}$	y -Koordinate der Integrationsgrenze s in mm.

Daraus ergeben sich die Integrationsgrenzen für s :

$$s_{1,2} = \sqrt{(r \pm x_{S1,2})^2 + y_{S1,2}^2}. \quad (\text{C.12})$$

Im inneren Bereich $r \leq R$ gelten die Zusammenhänge aus Abbildung C.2. Sie können folgendermaßen ausgedrückt werden:

Für a_{xs} , b_{xs} , c_{xs} , $x_{S1,2}$ und $y_{S1,2}$ bleiben die Gleichungen von oben gültig. Der Integrationswinkel hingegen läuft von

$$\Psi_{1,2}(r) = 0 \dots \frac{\pi}{2} \quad (r \leq R). \quad (\text{C.13})$$

Bei der Formulierung der Integrationswege tritt im inneren Bereich eine geringfügige Veränderung auf, sodass sich

$$s_{1,2} = \sqrt{(r \pm |x_{S1,2}|)^2 + y_{S1,2}^2} \quad (\text{C.14})$$

ergibt.

Mit diesen Grenzen und der doppelten Belastung¹ F ist das Spannungsfeld auch im inneren Bereich definiert.

C.1.2 Verifikation

Die Verifikation dieser Methode ergibt sich aus dem einfachen Grundsatz, dass die Summe aus korrekten Lösungen ebenfalls korrekt sein muss. Die BOUSSINESQschen Gleichungen sind korrekt, so dass bei Einhaltung aller Randbedingungen auch deren Summe mathematisch und physikalisch richtig ist.

Eine sehr deutliche Aussage diesbezüglich lässt sich über die Gleichgewichtsbedingungen im Kontakt erlangen. Diese sind definiert aus den Ableitungen des Spannungstensors $\sigma_{lk,l}$ und den Volumenkräften f_l entsprechend

$$0 = \sigma_{lk,l} + f_l \quad (\text{C.15})$$

mit $l, k = r, \phi, z$ bezüglich des Spannungstensors

$$\underline{\underline{\sigma}} = \begin{bmatrix} \sigma_r & 0 & \sigma_{rz} \\ 0 & \sigma_\phi & 0 \\ \sigma_{rz} & 0 & \sigma_z \end{bmatrix}. \quad (\text{C.16})$$

Ausgeschrieben lautet dieser Ausdruck:

¹Die doppelte Belastung wird angenommen, weil die Integration nur über die halbe Fläche ausgeführt wird.

$$0 = \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \sigma_{r\phi}}{\partial \phi} + \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial z} + \frac{1}{r} (\sigma_r - \sigma_\phi) + f_r, \quad (\text{C.17})$$

$$0 = \frac{\partial \sigma_{r\phi}}{\partial r} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \sigma_\phi}{\partial \phi} + \frac{\partial \sigma_{\phi z}}{\partial z} + \frac{2}{r} \sigma_{r\phi} + f_\phi, \quad (\text{C.18})$$

$$0 = \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial r} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \sigma_{\phi z}}{\partial \phi} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{1}{r} \sigma_{rz} + f_z. \quad (\text{C.19})$$

Die Gleichungen (C.17), (C.18) und (C.19) lassen sich durch folgende Feststellungen vereinfachen:

- Alle Volumenkräfte haben den Wert $f_l = f_{r,\phi,z} = 0$
- Das Spannungsfeld ist invariant gegenüber dem Winkel ϕ .

Somit nimmt Gleichung (C.15) folgenden Ausdruck an:

$$0 = \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{1}{r} \cdot 0 + \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial z} + \frac{1}{r} (\sigma_r - \sigma_\phi) + 0 = \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial z} + \frac{1}{r} (\sigma_r - \sigma_\phi), \quad (\text{C.20})$$

$$0 = 0 + \frac{1}{r} \cdot 0 + 0 + \frac{2}{r} \cdot 0 + 0, \quad (\text{C.21})$$

$$0 = \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial r} + \frac{1}{r} \cdot 0 + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{1}{r} \sigma_{rz} + 0 = \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial r} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{1}{r} \sigma_{rz}. \quad (\text{C.22})$$

Die partielle Ableitung nach ϕ (Gleichung (C.21)) erfüllt die Gleichgewichtsbedingung generell. In Gleichung (C.23) und (C.24) werden die Abweichungen der Gleichungen (C.20) und (C.22) von 0 über den Abstand r und die mittlere Flächenpressung im Kontakt ($\bar{q} = -445 \text{ N/mm}^2$) normiert. Sie sind Ausdruck für den Fehler Δ_{GGW} des Modells.

$$\left(\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial z} + \frac{1}{r} (\sigma_r - \sigma_\phi) \right) \frac{r}{\bar{q}} = \Delta_{\text{GGW}1}, \quad (\text{C.23})$$

$$\left(\frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial r} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{1}{r} \sigma_{rz} \right) \frac{r}{\bar{q}} = \Delta_{\text{GGW}3}. \quad (\text{C.24})$$

Die Ergebnisse einer rechnerischen Überprüfung von Gleichung (C.20) und (C.22) sind Abbildung C.3 zu entnehmen. In den Abbildungen fallen lokal relativ große Abweichungen vom Gleichgewicht auf. Diese haben ihre Ursache in den in Abschnitt 4.2.2.1 angesprochenen Singularitäten der Elementarlösungen nach BOUSSINESQ. Die Größe dieser Abweichung nimmt

mit zunehmender Rechengenauigkeit des Modells zu und strebt theoretisch gegen unendlich. Die dargestellten Abweichungen sind also nur rein qualitativ zu verstehen. Eine zuverlässige Quantifizierung ist durch die Eigenschaften der BOUSSINESQschen Gleichungen mit der Formulierung einer Singularität nicht möglich. Es ist dennoch deutlich erkennbar, dass das Modell lediglich in Oberflächennähe ($z \rightarrow 0$) und am Übergang zwischen dem inneren ($r \leq R$) und dem äußeren ($r > R$) Berechnungsbereich nennenswerte Abweichungen aufweist. Diese sehr begrenzte Lokalisation mindert die Qualität des Modells nur geringfügig, so dass es als hinreichend genau betrachtet werden kann.

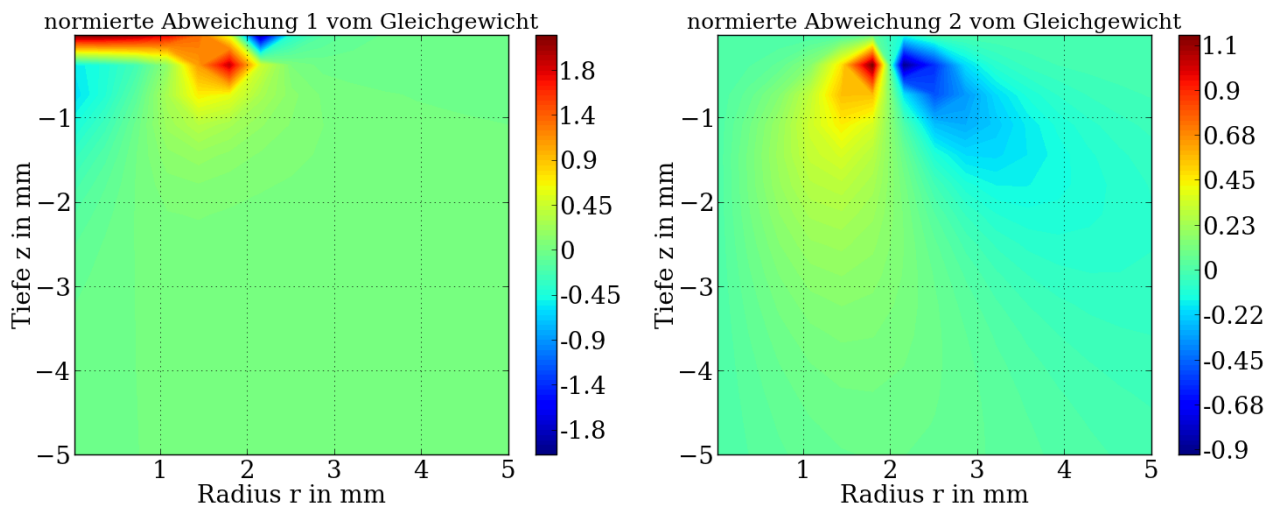


Abbildung C.3: Positionsspezifische Abweichungen vom Gleichgewicht nach Gleichung (C.23) (links) und (C.24) (rechts)

C.2 Impulsbilanz im Eingriff

Die hier gezeigte Beweisführung entstammt [HOF 2012]. Ziel ist es, nachzuweisen, dass bei der Modellierung des aktivierten Werkzeugeingriffs die lokale Massenträgheit im Kontinuum vernachlässigt werden kann.

Die Grundlage dazu ist die lokale Impulsbilanz nach Gleichung (C.25) mit $l, k = r, \phi, z$, die unter Vernachlässigung von Volumenkräften f_l in Gleichung (C.26) überführt wird. Als dominierende Spannungskomponente wird σ_z ausgewählt und die Bewegung x gleich dem Schwingweg s_z des aktivierten Werkzeugs gesetzt.

$$\sigma_{lk,l} + f_l = \rho \ddot{x}_l, \quad (\text{C.25})$$

$$\frac{d\sigma_z}{dz} = \rho \ddot{s}_z. \quad (\text{C.26})$$

Wenn gezeigt werden kann, dass der aus der Massenträgheit resultierende rechte Teil der Gleichung (C.26) einen geringeren Betrag aufweist, als der linke Teil, kann die Massenträgheit vernachlässigt werden (Ungleichung (C.27)).

$$\left| \frac{d\sigma_z}{dz} \right| \gg |\rho \ddot{s}_z|. \quad (\text{C.27})$$

Dazu wird zur Beschreibung von \ddot{s}_z ein harmonischer Ansatz entsprechend Gleichung (C.28), (C.29) und (C.30) gewählt.

$$s_z(t) = \hat{s}_{z\sim} \sin(\omega t), \quad (\text{C.28})$$

$$\dot{s}_z(t) = \hat{s}_{z\sim} \omega \cos(\omega t), \quad (\text{C.29})$$

$$\ddot{s}_z(t) = -\hat{s}_{z\sim} \omega^2 \sin(\omega t). \quad (\text{C.30})$$

Die größte Beschleunigung $\ddot{s}_z(t)$ wird bei $\sin(\omega t) = 1$ auftreten. Daher kann die Ungleichung (C.31) folgendermaßen vereinfacht werden:

$$\left| \frac{d\sigma_z}{dz} \right| \gg |\rho \hat{s}_{z\sim} \omega^2|. \quad (\text{C.31})$$

Die Dichte ρ des Werkstoffes, die maximale Auslenkung $\hat{s}_{z\sim}$ des Werkzeugs und die Kreisfrequenz ω der Aktivierung sind bekannt. Aus dem berechneten Feld der Spannungskomponente σ_z in Abbildung C.5 auf Seite 109 kann der Differenzialquotient $\frac{d\sigma_z}{dz}$ durch den Differenzenquotienten $\frac{\Delta\sigma_z}{\Delta z}$

approximiert werden. Gleichung (C.32) und (C.33) zeigen das Vorgehen, Gleichung (C.34) stellt die Ergebnisse gegenüber und zeigt, dass die Masenträgheit tatsächlich vernachlässigbar gering ist (etwa um den Faktor $2 \cdot 10^4$ kleiner).

$$\left| \frac{d\sigma_z}{dz} \right| \approx \left| \frac{\Delta\sigma_z}{\Delta z} \right| = \frac{450 \text{ MPa} - 250 \text{ MPa}}{2 \text{ mm}} = 100 \text{ MPa/m} = \underline{\underline{10^{11} \text{ Pa/m}}}, \quad (\text{C.32})$$

$$|\rho \hat{s}_{z\sim} \omega^2| = 2070 \text{ kg/m}^3 \cdot 10 \text{ }\mu\text{m} \cdot (2 \cdot \pi \cdot 7500 \text{ Hz})^2 = \underline{\underline{4,6 \cdot 10^6 \text{ Pa/m}}}, \quad (\text{C.33})$$

$$\frac{\left| \frac{\Delta\sigma_z}{\Delta z} \right|}{|\rho \hat{s}_{z\sim} \omega^2|} \approx \underline{\underline{2 \cdot 10^4}}. \quad (\text{C.34})$$

C.3 Simulationsergebnisse für den Eingriff

Die Ergebnisse wurden mit den in Abschnitt 5.1 vorgestellten Methoden unter Verwendung folgender Eingabeparameter erstellt.

Im statischen Fall ohne Aktivierung gelten:

- Normalkraft am Werkzeug $F = 5600 \text{ N}$
- Werkzeugdurchmesser $d_{\text{WZ}} = 4 \text{ mm}$
- Querdehnzahl des Gesteins $\nu = 0,2$
- E-Modul des Gesteins $E = 38\,500 \text{ N/mm}^2$
- einaxiale Druckfestigkeit des Gesteins $\sigma_{\text{D0}} = -80 \text{ N/mm}^2$.

Im dynamischen Fall mit Aktivierung kommen zu den Parametern des statischen Falls hinzu:

- Aktivierungsfrequenz $f = 7,5 \text{ kHz}$
- Aktivierungsamplitude $\hat{s}_{z\sim} = 10 \text{ }\mu\text{m}$.

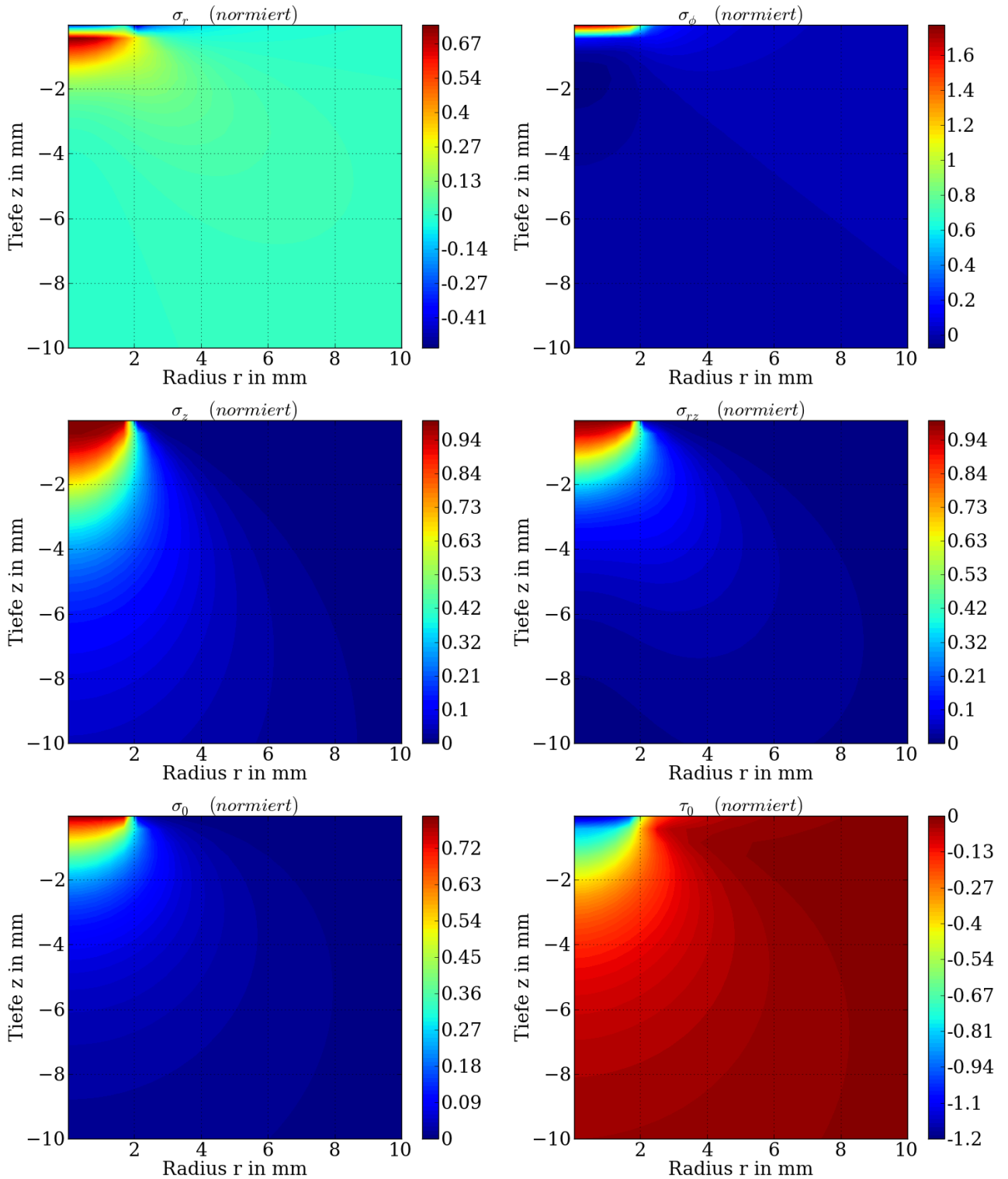


Abbildung C.4: Über die mittlere Flächenpressung ($\bar{q} = -445 \text{ N/mm}^2$) normierte Spannung im statischen Lastfall

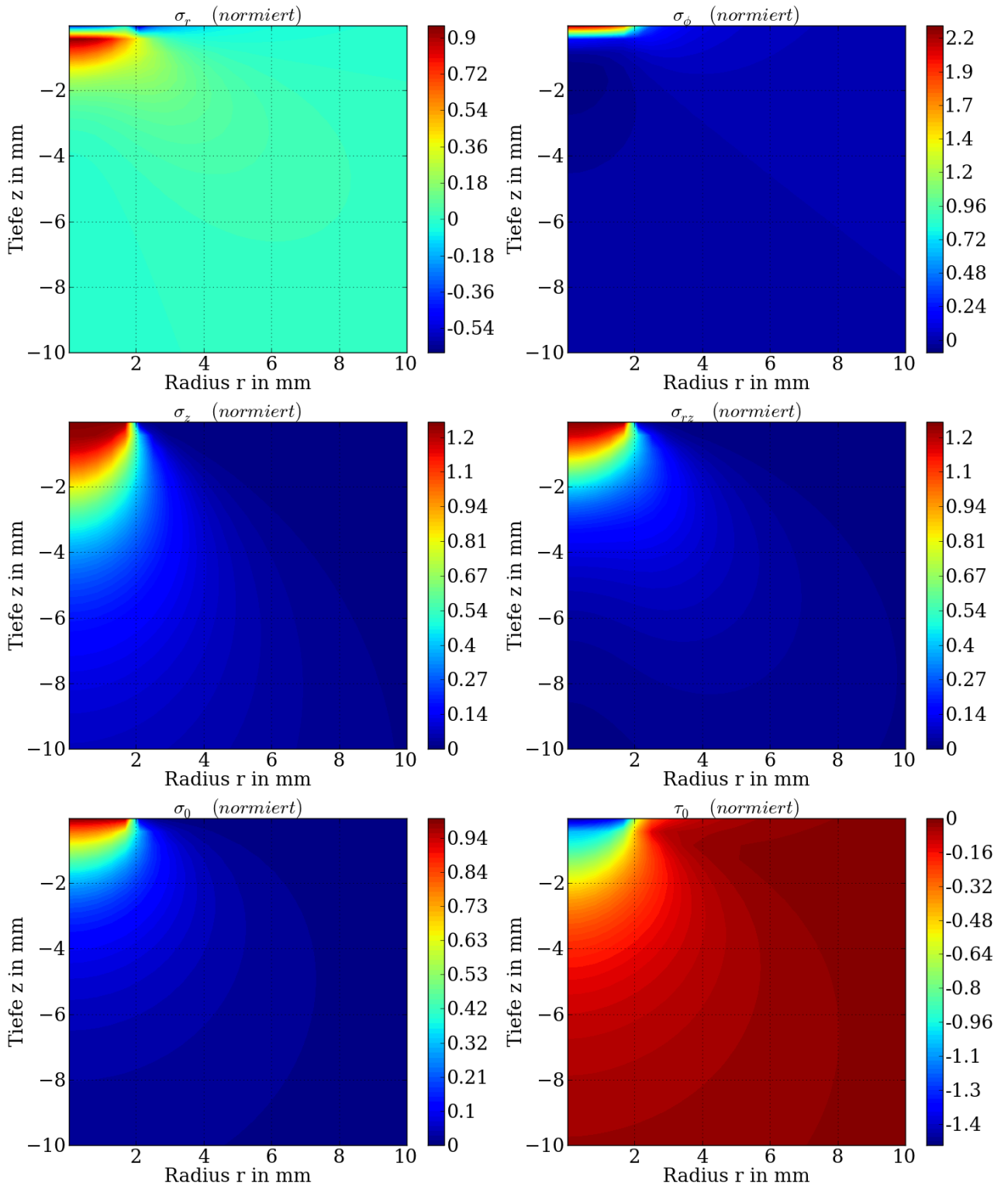


Abbildung C.5: Über die mittlere Flächenpressung ($\bar{q}_\sim = -564 \text{ N/mm}^2$) normierte Spannung im dynamischen Lastfall

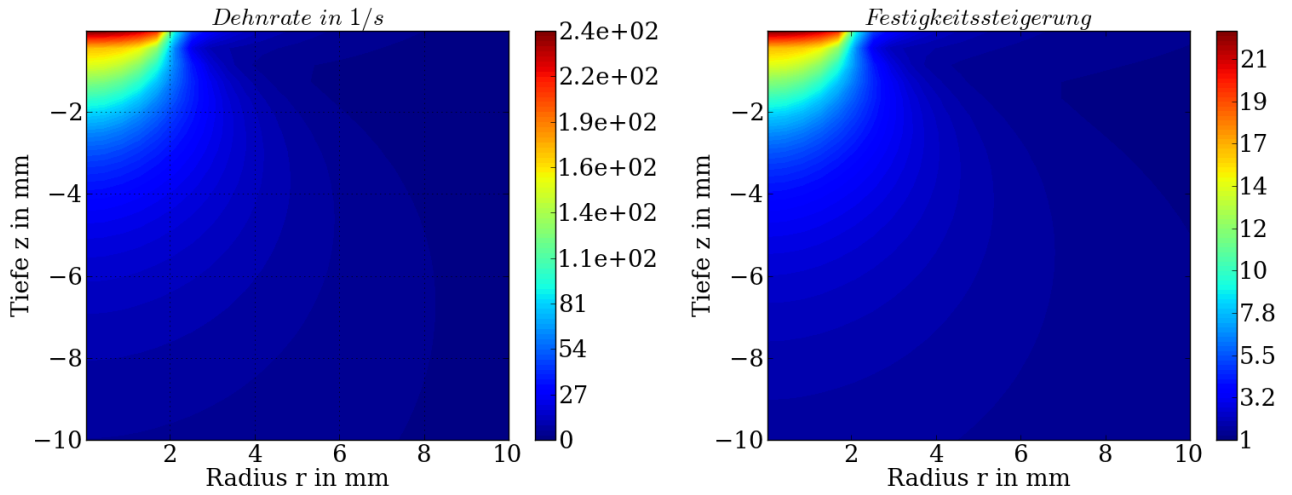


Abbildung C.6: Berechnete mittlere Dehnraten und Festigkeitssteigerungen in Eingriffsnähe im dynamischen Lastfall

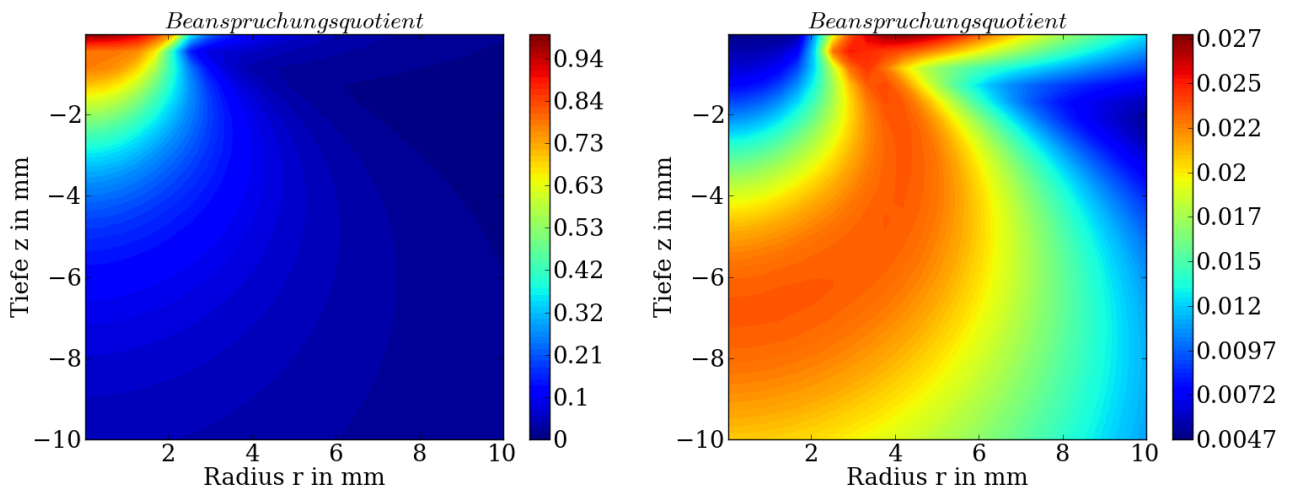


Abbildung C.7: Beanspruchungsquotient für den statischen (links) und dynamischen Lastfall (rechts) im Eingriff

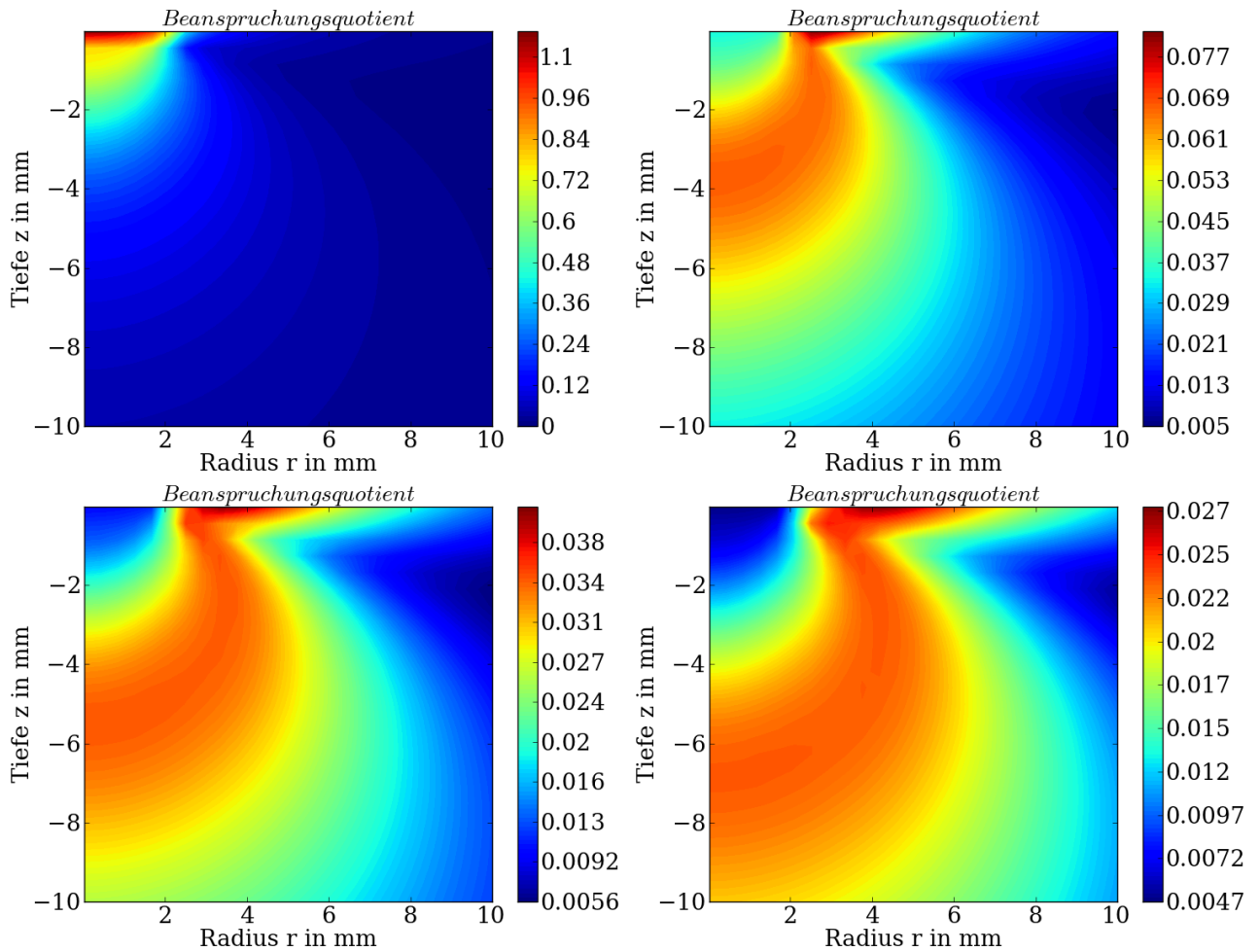


Abbildung C.8: Verlagerung des maximalen Beanspruchungsquotienten bei unterschiedlichen Aktivierungsfrequenzen ($f = 1$ Hz links oben, $f = 2,5$ kHz rechts oben, $f = 5$ kHz links unten, $f = 7,5$ kHz rechts unten) und konstantem E -Modul

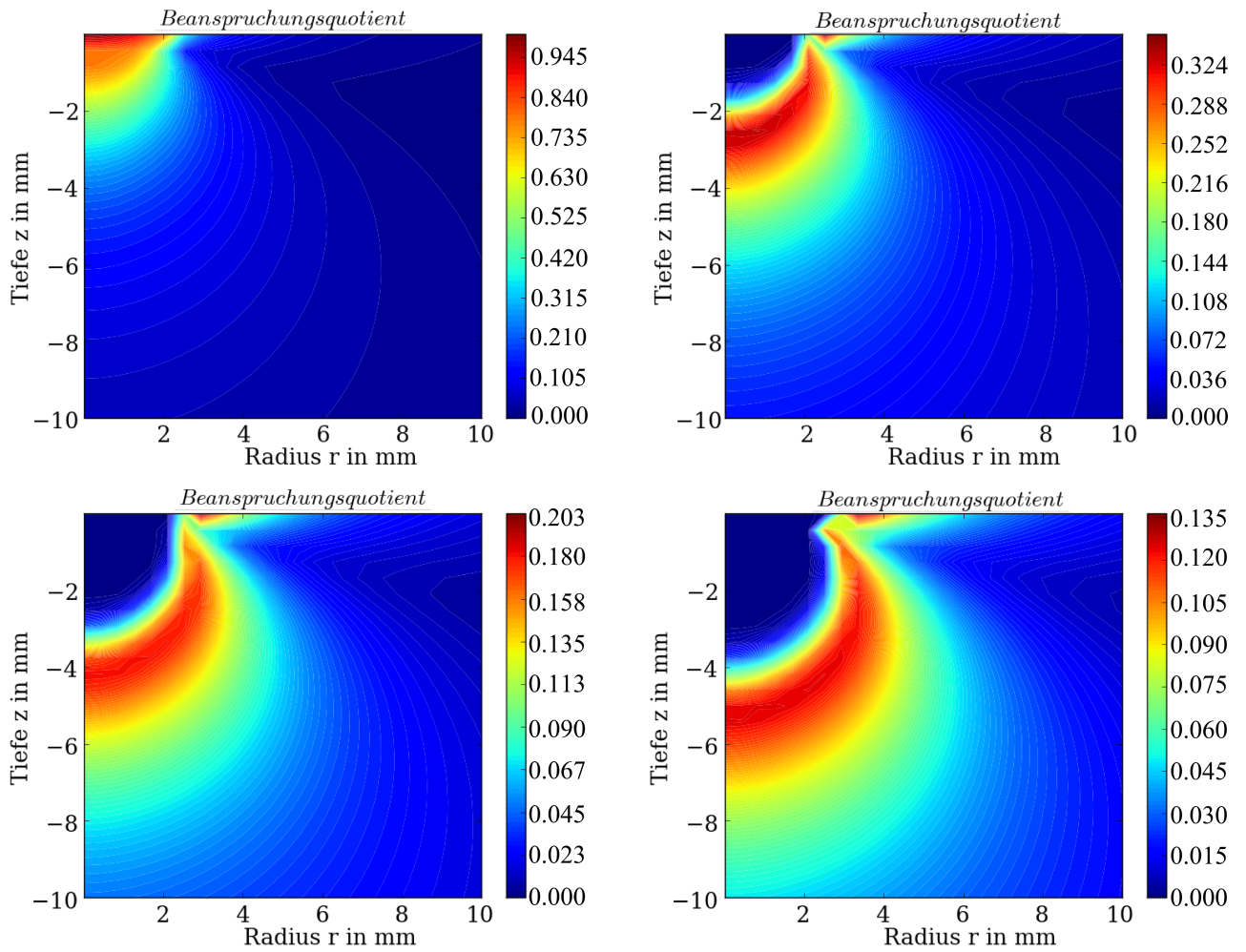


Abbildung C.9: Verlagerung des maximalen Beanspruchungsquotienten bei unterschiedlichen Aktivierungsfrequenzen ($f = 1 \text{ Hz}$ links oben, $f = 7,5 \text{ kHz}$ rechts oben, $f = 15 \text{ kHz}$ links unten, $f = 22,5 \text{ kHz}$ rechts unten) unter Berücksichtigung eines dynamisch sensitiven E -Moduls

D Zusatzinformationen zur Modellierung der Piezoaktorik

D.1 Kennwerte

Größe	Wert
Blockierkraft F_{Block}	22 800 N
Steifigkeit des Piezoaktors c_{Piezo}	380 N/ μm
Freie Permittivität ϵ_{33}^T	15,49 nF/m
Geklemmte Permittivität ϵ_{33}^S	7,58 nF/m
Piezoelektrische Ladungskonstante d_{33}	$400 \cdot 10^{-12}$ C/N
Elastische Nachgiebigkeitskonstante s_{33}	$20,7 \cdot 10^{-12}$ m ² /N
Scheibenhöhe h_S	0,5 mm
Scheibenquerschnitt A_S	962 mm ²
Anzahl der Scheiben n_S	150
Steifigkeit des Gesteins im Eingriff c_{System}	148 N/ μm
Nennspannung U	100 V
Aktivierungsfrequenz f	7500 Hz

Tabelle D.1: Daten zur Modellierung des Aktorverhaltens

D.2 Herleitung der Ersatzkapazität

D.2.1 Einfluss der Feldstärke

In Abschnitt 4.3 wird festgestellt, dass die Permittivität der PZT-Keramik als Bestandteil der Gleichung (4.18) auf Seite 42 von der anliegenden Feldstärke abhängt. Es wird vorgeschlagen, auf der in Abbildung 4.19 auf Seite 43 gezeigten Datenbasis von [PER 2002] mittels Regression einen ma-

thematischen Zusammenhang zur Skalierung der Permittivität in Abhängigkeit von der Feldstärke zu ermitteln. Gleichung (D.1) drückt dies im spannungsspezifischen Skalierverhältnis der Permittivität $\bar{\epsilon}(u)$ aus.

$$\bar{\epsilon}(u) = 1 + \frac{|u|}{h_S} \cdot \frac{5,7}{6 \cdot 10^6} [\text{m/V}]. \quad (\text{D.1})$$

Es bezeichnet:

$\bar{\epsilon}(u)$ Spannungsspezifisches Skalierverhältnis der Permittivität.

D.2.2 Einfluss der Steifigkeit des Gesamtsystems

In Abschnitt 4.3 wird angesprochen, dass neben der Feldstärke auch die Steifigkeit des Gesamtsystems aus Piezoaktor und äußerer Einspannung einen Einfluss auf die Permittivität hat. Der Piezoaktor wird am Prüfstand so verbaut, dass er zwischen einer Reihe von Maschinenelementen und der Eingriffstelle im Probengestein klemmt. Die Steifigkeit des Piezoaktors kann dem Datenblatt entnommen werden und ist in Tabelle D.1 einsehbar. Die Maschinenelemente verfügen über sehr große Steifigkeiten im Vergleich zum Piezoaktor und sollen daher bei der Betrachtung der äußeren Einspannung vernachlässigt werden. Die Steifigkeit der äußeren Einspannung c_{System} wird also idealisiert auf die Steifigkeit des Eingriffes beschränkt. Aus Gleichung (5.5) auf Seite 50 kann die Gleichung (D.2) zur Bestimmung der Steifigkeit der äußeren Einspannung abgeleitet werden.

$$c_{\text{System}} = \frac{RE}{0,54(1 - \nu^2)}. \quad (\text{D.2})$$

Daraus lässt sich die Gesamtsteifigkeit des gekoppelten Systems aus Piezoaktor und äußerer Einspannung entsprechend Gleichung (D.3) bestimmen.

$$c_{\text{ges}} = \frac{c_{\text{System}}c_{\text{Piezo}}}{c_{\text{System}} + c_{\text{Piezo}}}. \quad (\text{D.3})$$

Es bezeichnet:

c_{ges} Gesamtsteifigkeit des gekoppelten Systems in N/mm.

Um die Abhängigkeit der Permittivität von der Art der elastischen Einspannung zu berücksichtigen, wird folgendes Vorgehen vorgeschlagen. Entsprechend Abbildung D.1 sind für die Einspannung und die Permittivität zwei Grenzzustände bekannt, der freie und der geklemmte Zustand. Abhängig von der äußeren elastischen Einspannung c_{System} wird zwischen die-

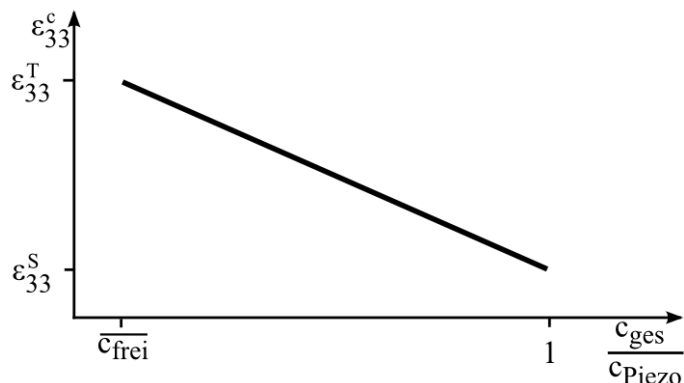


Abbildung D.1: Verlauf der Permittivität über dem Steifigkeitsverhältnis

sen beiden Zuständen interpoliert. Dabei ist die über die Steifigkeit des Piezoaktors normierte Gesamtsteifigkeit:

- $\frac{c_{\text{ges}}}{c_{\text{Piezo}}} = 1$ mit einer Systemsteifigkeit $c_{\text{System}} \rightarrow \infty$ für den vollständig geklemmten Zustand
- $\frac{c_{\text{ges}}}{c_{\text{Piezo}}} = \bar{c}_{\text{frei}} = 10^{-6}$ mit einer Systemsteifigkeit $c_{\text{System}} \rightarrow 0$ für den freien Zustand¹.

Daraus kann die teilgeklemmte Permittivität entsprechend Gleichung (D.4) abgeleitet werden.

$$\epsilon_{33}^c = \frac{\epsilon_{33}^S - \epsilon_{33}^T}{1 - \bar{c}_{\text{frei}}} \cdot \left(\frac{c_{\text{ges}}}{c_{\text{Piezo}}} - 1 \right) + \epsilon_{33}^S. \quad (\text{D.4})$$

Mit dem Skalierfaktor $\bar{\epsilon}(u)$ (Gleichung (D.1)) und der teilgeklemmten Permittivität ϵ_{33}^c (Gleichung (D.4)) kann nun in Gleichung (D.5) die Ersatzkapazität auf Grundlage der Ladung Q (Gleichung (4.18) auf Seite 42) gebildet werden.

$$C_E(u) = \frac{Q}{u} = \frac{A_S}{h_S} n_S \left(\epsilon_{33}^c \bar{\epsilon}(u) + \frac{d_{33}^2}{s_{33}} \right). \quad (\text{D.5})$$

¹Eine wirklich freie Einspannung mit dem exakten Wert $c_{\text{System}} = 0$ würde rechnerisch zu einem Grenzwertproblem führen. Durch die hier vorgenommene Definition eines zum wirklich freien Zustand äquivalenten Steifigkeitsverhältnisses, kann dieses Problem umgangen werden. Für \bar{c}_{frei} kann ein beliebiger, möglichst kleiner positiver Wert eingesetzt werden.

D.3 Simulationsergebnisse

Größe	Wert
Spitzenstrom	33 A
Spitzenleistung	3269 W
Effektive Leistung	1320 W
Leistung am Netz	1467 W
elektrische Arbeit je Hub	44 mJ

Tabelle D.2: Elektrische Größen am Piezoaktor

Größe	Wert
Maximale Auslenkung	4 μm
Maximale Kraftänderung	617 N

Tabelle D.3: Mechanische Größen am Piezoaktor

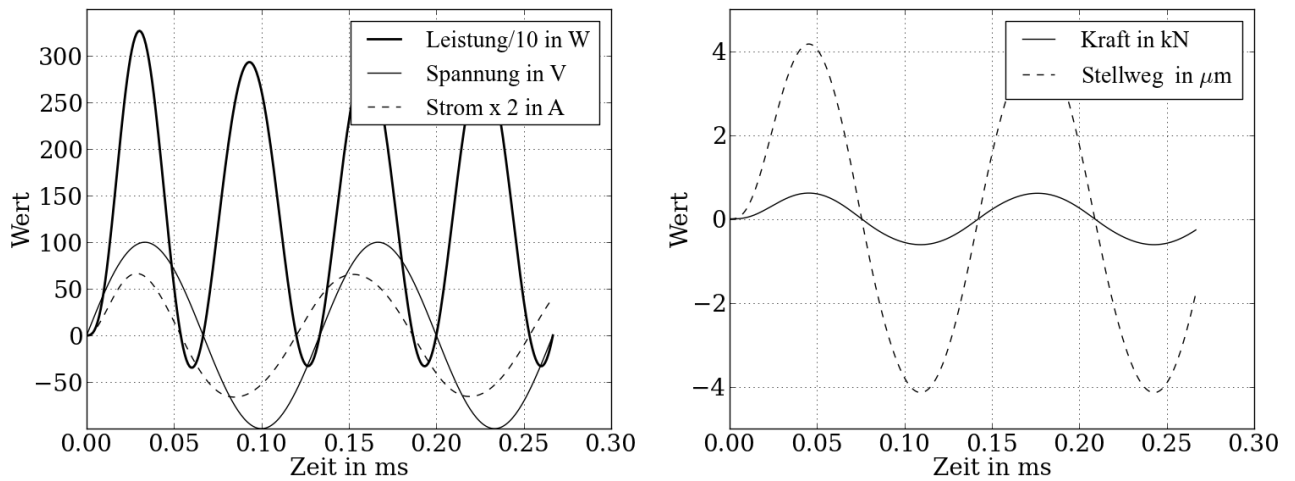


Abbildung D.2: Berechnete zeitliche Zusammenhänge zwischen den elektrischen (links) und mechanischen Größen (rechts) am teilgeklemmten Piezoaktor

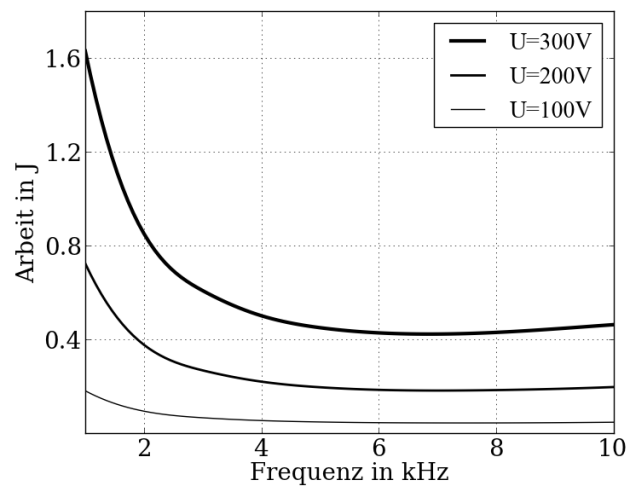


Abbildung D.3: Berechnete elektrische Arbeit für einen Hub des Piezoaktors im eingespannten Zustand

E Zusatzinformationen zu den Versuchen

E.1 Messsystem am Prüfstand

E.1.1 Werkzeugkräfte

Die Kräfte am Werkzeug werden über einen Piezokraftaufnehmer vom Typ Kistler 9377B zwischen Piezoaktor und Grundlast gemessen. Ein Ladungsverstärker von Typ Kistler 5034 setzt das Ladungssignal in ein normiertes Spannungssignal um, welches über eine Messkarte vom Typ Data Translation DT3010 im Messrechner ausgewertet und dokumentiert wird. Die Abtastrate beträgt $f = 20$ kHz. Abbildung E.1 gibt einen Überblick über die Messkette.

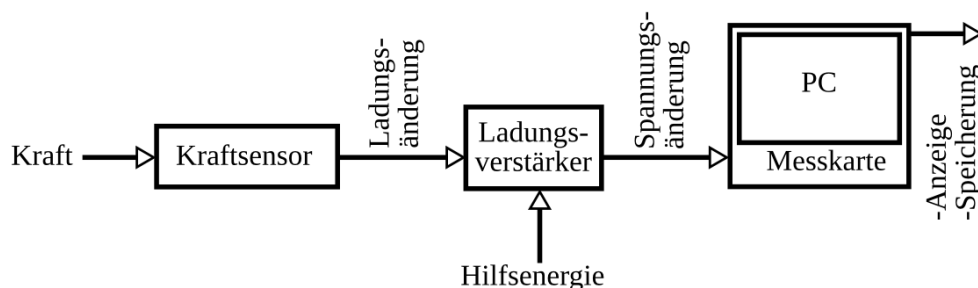


Abbildung E.1: Messkette zur Kraftmessung

E.1.2 Eindringtiefe des Werkzeugs

Die Eindringtiefen des Werkzeugs werden durch einen LVDT vom Typ RDP ACT1000C erfasst, welcher am Aktorgehäuse fixiert ist, auf der Probenoberfläche aufsitzt und parallel zur Eindringachse des Prüfstandes verläuft. Ein Trägerfrequenzverstärker vom Typ Hottinger-Baldwin ML55B versorgt den LVDT mit der notwendigen Betriebsspannung und übersetzt das Spannungssignal, um es an die Messkarte im Messrechner weiterzugeben. Die Messdaten werden ebenfalls im Messrechner aufgezeichnet. Die

Abtastrate beträgt $f = 20 \text{ kHz}$. Abbildung E.2 gibt einen Überblick über die Messkette.

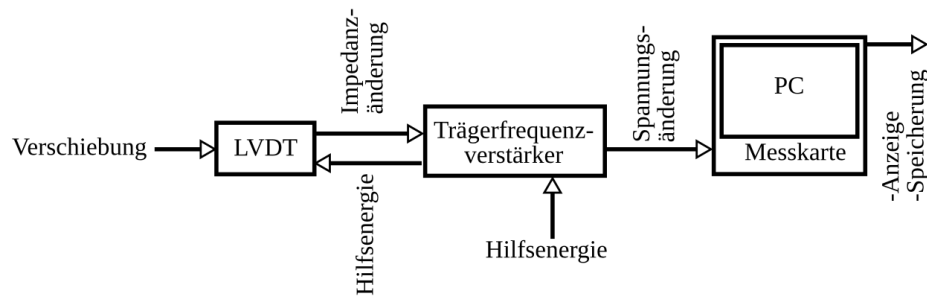


Abbildung E.2: Messkette zur Wegmessung

E.1.3 Werkzeugschwingwege

Die Werkzeugschwingwege werden über einen LASER-Triangulationssensor vom Typ Keyence LK-H022 abgetastet. Die zugehörige Steuerelektronik vom Typ Keyence LK-G5000 verarbeitet das Signal vom Messkopf weiter und übergibt es über eine USB-Schnittstelle an den PC. Die Abtastrate beträgt $f = 100 \text{ kHz}$. Der Sensor misst gegen die Schulter des Werkzeugs in der Nähe des Eingriffs. Dabei steht er um einen gewissen Winkel geneigt zur Bewegungsrichtung des Werkzeugs (siehe Abbildung E.3). Die vom Sensor aufgezeichneten Signale werden nachträglich um diesen Winkelfehler korrigiert. Abbildung E.4 gibt einen Überblick über die Messkette.

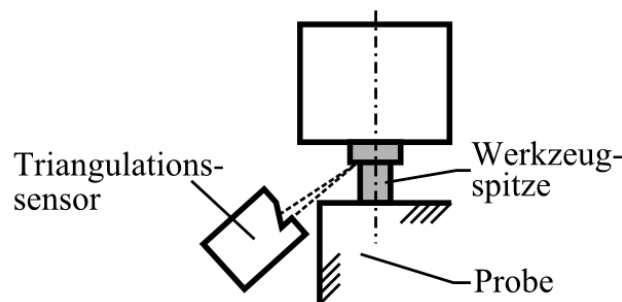


Abbildung E.3: Skizze der Messanordnung zur Schwingwegerfassung

E.1.4 Elektrische Größen am Piezoaktor

Zur Erfassung der elektrischen Größen am Piezoaktor besitzt der FU ein Messmodul und zwei Schnittstellen, um Spannung und Strom in Form eines auf $U_{\max} = \pm 2 \text{ V}$ normierten Signals über ein Oszilloskop auslesen zu

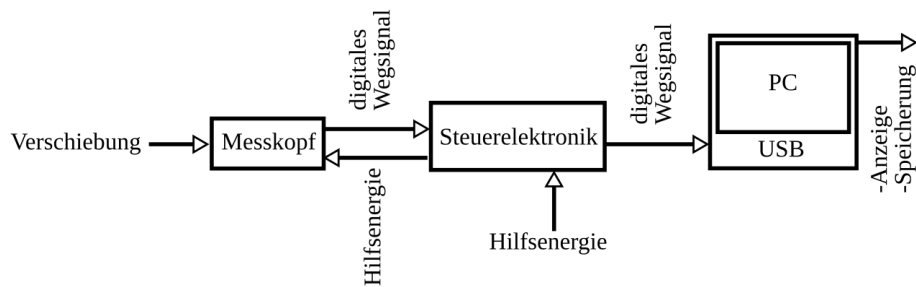


Abbildung E.4: Messkette zur Schwingwegmessung

können. Der Kalibrierfaktor beträgt für die Spannung $F_U = 400 \text{ V/V}$ und für den Strom $F_I = 400 \text{ A/V}$. Das Oszilloskop vom Typ Yokogawa DLM 2024 tastet mit einer Abtastrate von 128 000 Messpunkten über einen frei einstellbaren Abtastzeitraum ab. Der Abtastzeitraum wird manuell so eingestellt, dass die 128 000 Messpunkte ein möglichst vollständiges Abbild der gemessenen Signale ergeben. Abbildung E.5 gibt einen Überblick über die Messkette.

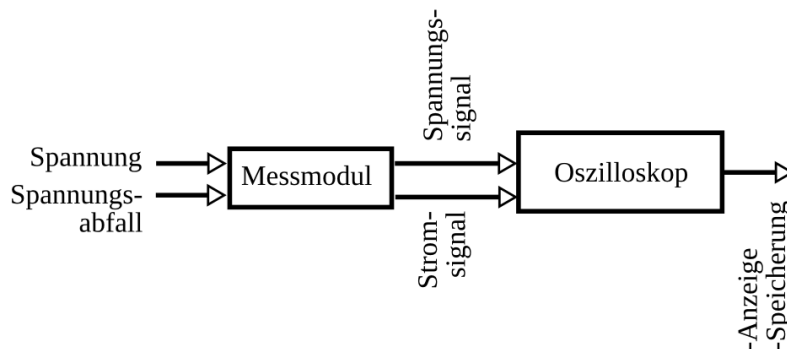


Abbildung E.5: Messkette zur Messung der elektrischen Signale

E.2 Versuchsparmeter

Frequenz in kHz
0,1; 1,825; 3,55; 4; 5,275; 5,5; 7; 8,5; 10

Tabelle E.1: Frequenzen für die Untersuchungen

Kurzzeichen	Bedeutung	Wert für „+1“	Wert für „-1“
x_1	Nennspannung in V	120	60
x_2	Lastwechselzahl	20 000	2000
y	Eindringtiefe in mm	gemessen	gemessen

Tabelle E.2: Faktoren und Ergebnisse in ihren Stufen

x_1	x_2	y
+1	+1	gemessen
+1	-1	gemessen
-1	+1	gemessen
-1	-1	gemessen
Effekt auf y		
berechnet	berechnet	

Tabelle E.3: 2^2 -Faktorenplan

E.3 Werkstoffkennwerte der verwendeten Gesteine

Betonwürfel

- Werkstoff Beton
- maximale Korngröße = 2 mm
- einaxiale Würfeldruckfestigkeit $\sigma_{D0} = -80 \text{ N/mm}^2$
- E-Modul $E = 38\,500 \text{ N/mm}^2$
- Querdehnzahl $\nu = 0,2$
- Dichte $\rho = 2070 \text{ kg/m}^3$

Kalkstein

- Kirchheimer Muschelkalk
- Rohdichte = 2649 kg/m^3
- Druckfestigkeit = -113 N/mm^2 nach DIN 52105

Betonpflasterstein

- Typ EHL-Quadratstein 10x10x8 nach DIN EN 1338
- Druckfestigkeit $\approx -60 \text{ N/mm}^2$

Größe	Betrag	Schrittweite
Nennspannung in V	100...300	100
Lastwechselzahl	12 000	
Frequenz in kHz	1...10	1

Tabelle E.4: *Im Experiment untersuchte Parameterkombinationen*

E.4 Messergebnisse

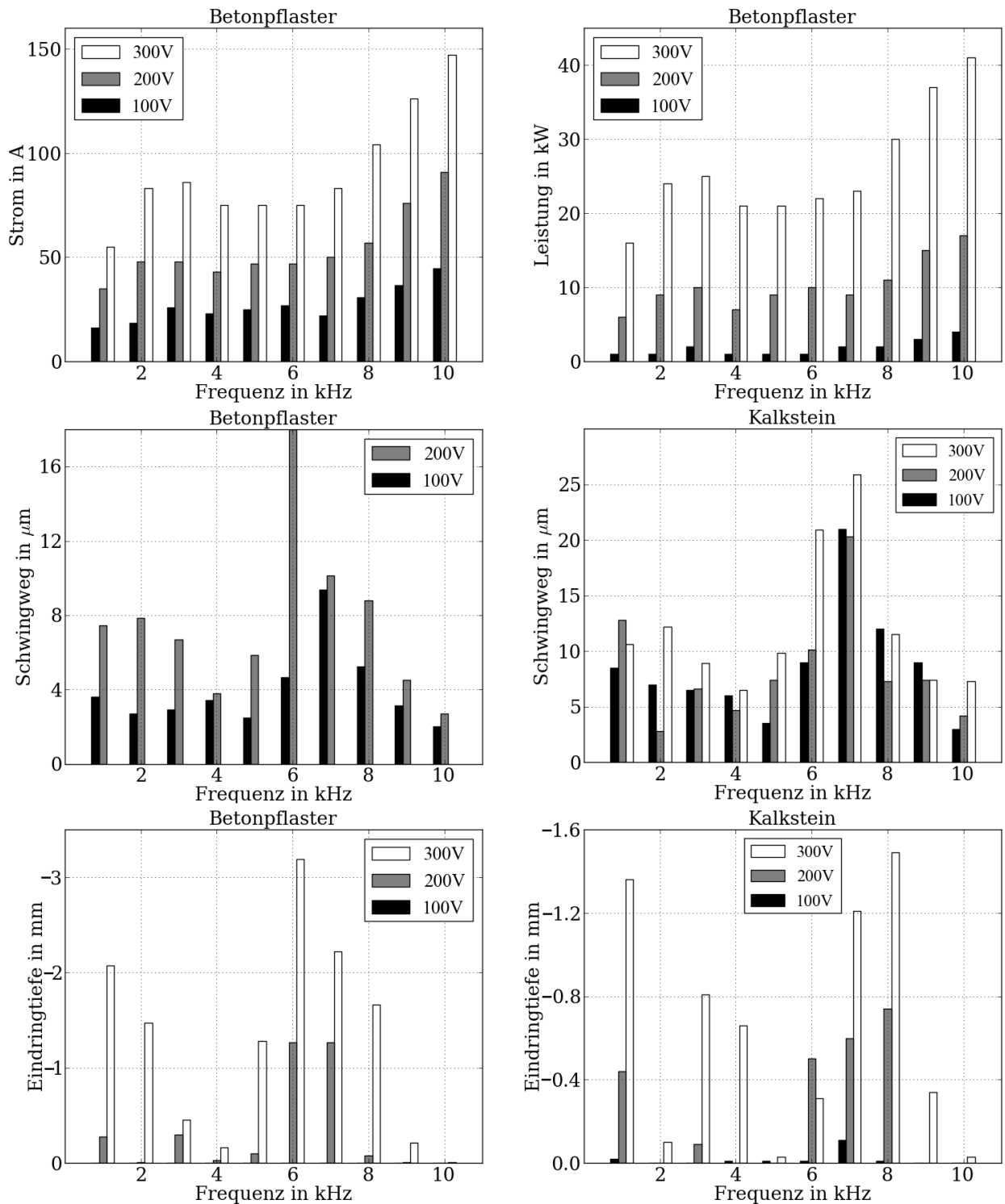


Abbildung E.6: Gemessene Ströme, Leistungen, Schwingwege und Eindringtiefen in Betonpflaster und Kalkstein

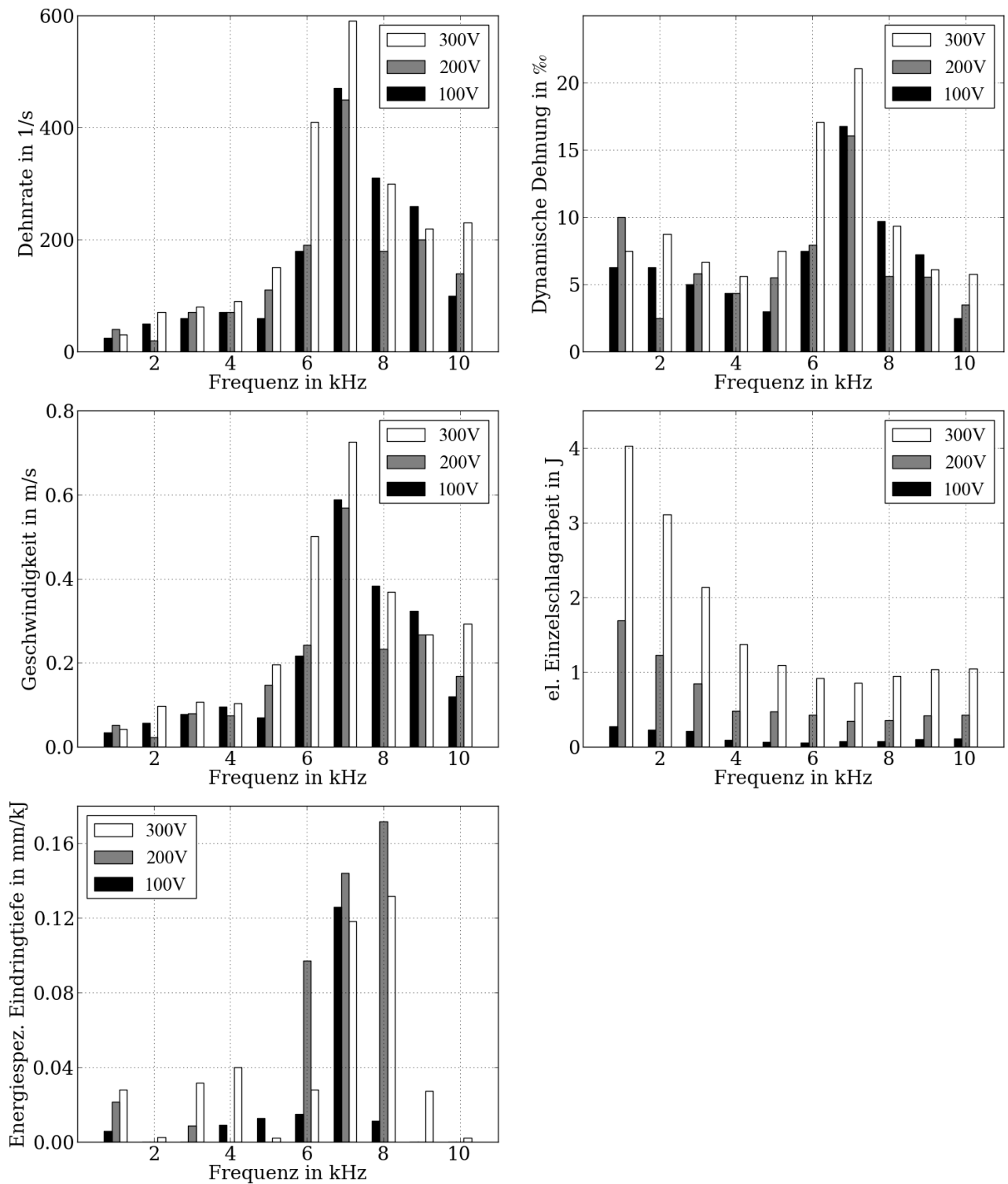


Abbildung E.7: Weiterverarbeitete Messergebnisse über der Aktivierungsfrequenz für Kalkstein

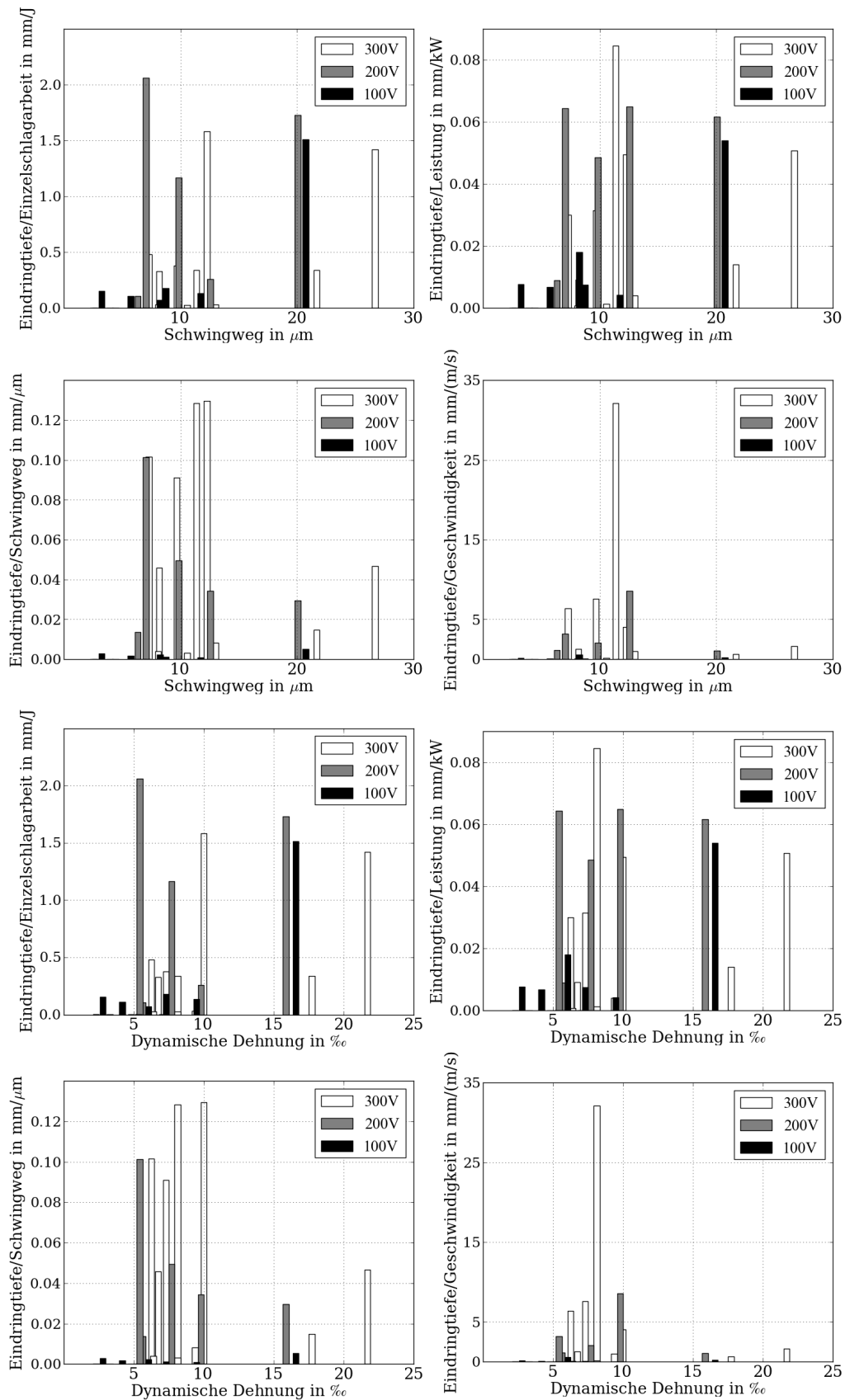


Abbildung E.8: Normierte Messergebnisse über dem Schwingweg und der dynamischen Dehnung für Kalkstein

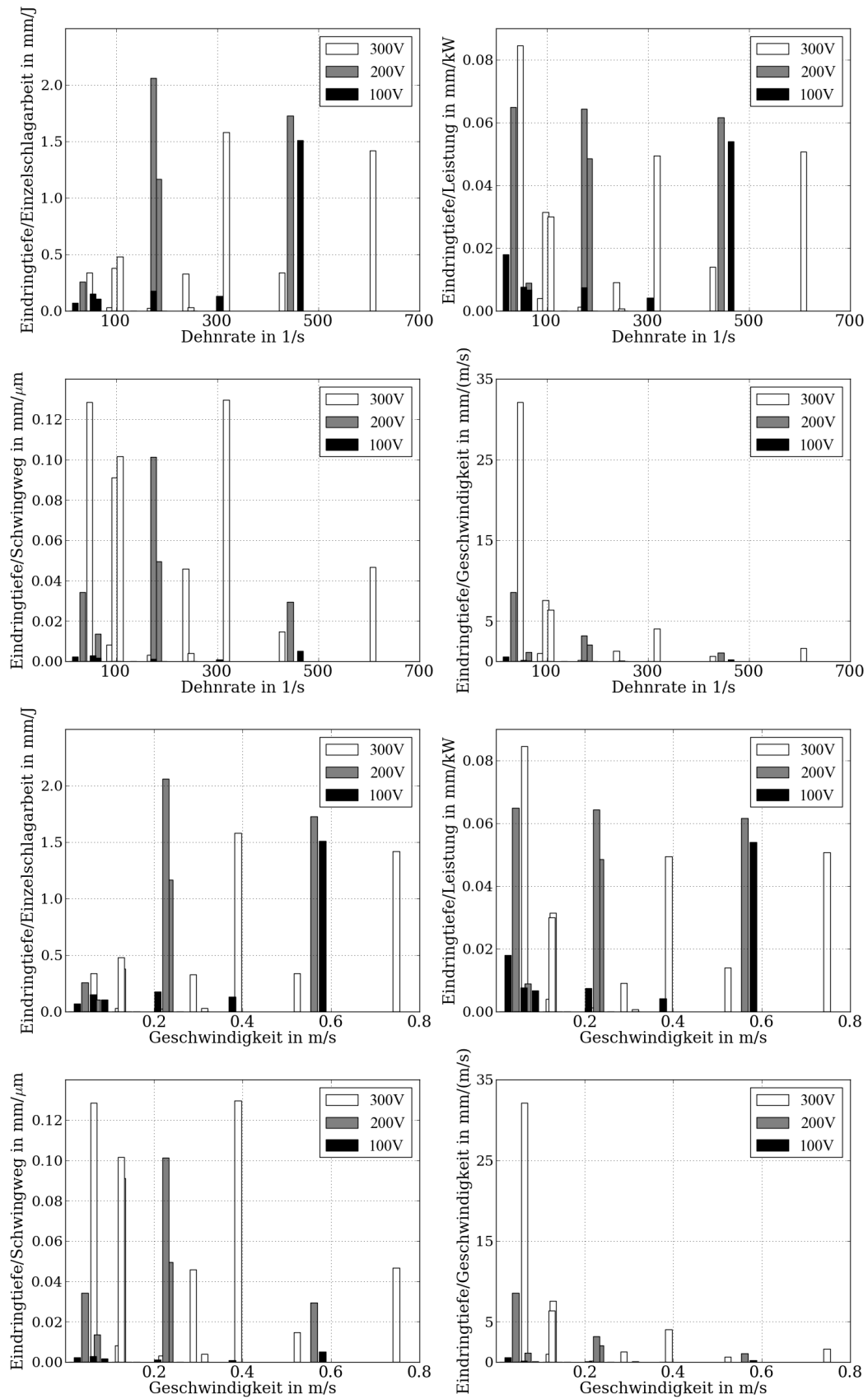


Abbildung E.9: Normierte Eindringtiefen über der Dehnrate und Geschwindigkeit für Kalkstein

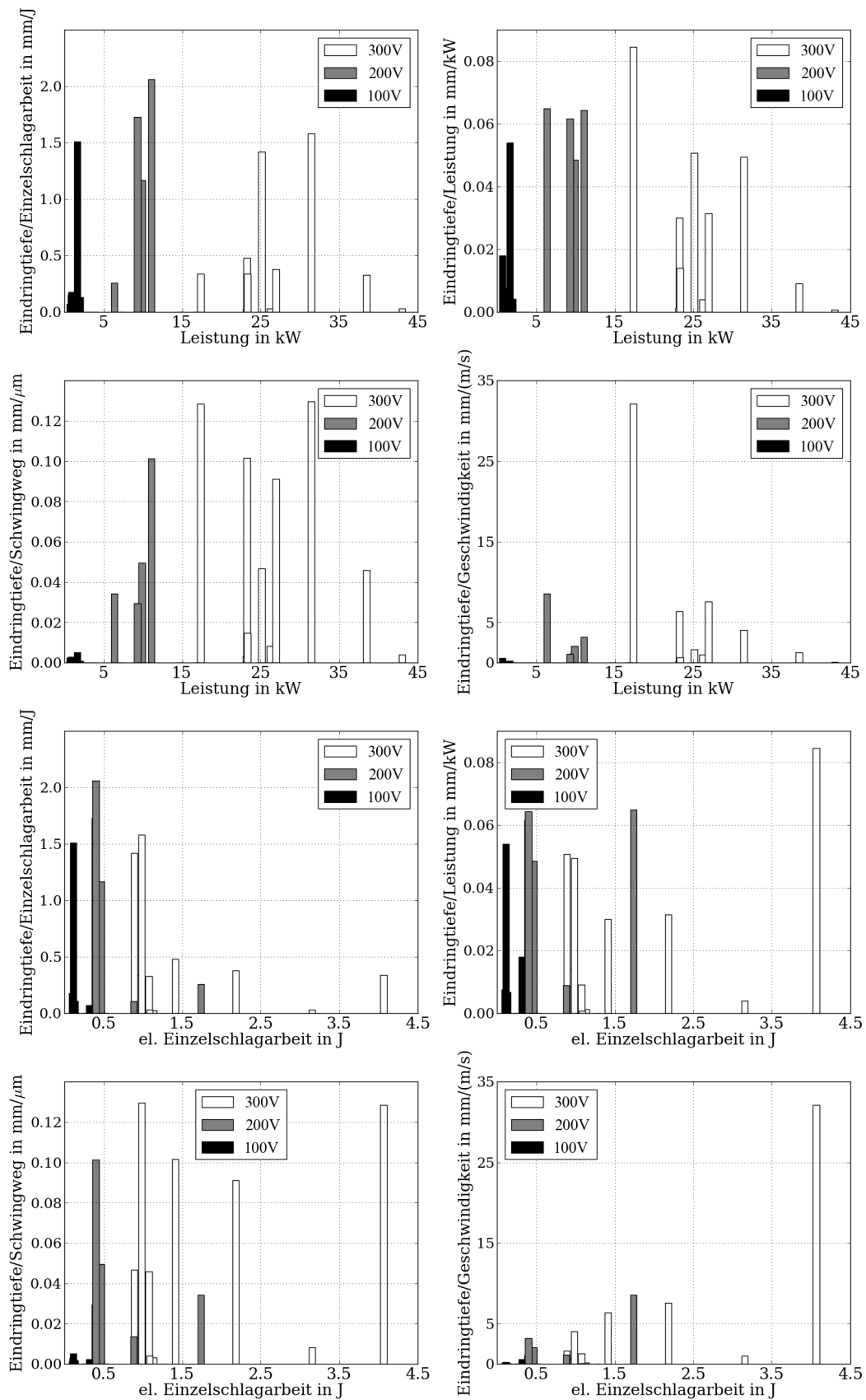


Abbildung E.10: Normierte Eindringtiefen über der elektrischen Leistung und elektrischen Einzelschlagarbeit für Kalkstein

Danksagung

An dieser Stelle sei allen gedankt, die zu dieser Arbeit ihren Teil beigetragen haben. Die Liste ist lang und sei hier unkommentiert gelassen. Ein jeder weiss, welchen Anteil er hat, wobei die Reihenfolge nicht auf den Stellenwert der Unterstützung hinweisen soll. Auf der sachlichen und fachlichen Seite sind zu nennen: Prof. Günter Kunze und Prof. Carsten Drebenstedt, die TAKRAF GmbH und das European Project Center nebst dem Europäischen Sozialfonds, meine liebe Frau, Dr. Mike Behrisch, Dr. Martin Hofmann, Dr. Roberto Schulze, Dr. Hans Neugebauer, meine Schwester, die Kollegen am Lehrstuhl und in der Versuchshalle, Dr. Sascha Bach und Karsten Thürling.

Einen sozialen Beitrag zu dieser Arbeit leisteten zweifellos alle, die mich durch regelmäßiges Interesse und Motivation unterstützten. Auch Ihnen sei an dieser Stelle gedankt.

Thesen zur Dissertation

1. Der Einsatz hochfrequent aktivierter Werkzeuge im Eingriff in Festgestein kann das Versagensverhalten von Gestein beeinflussen.
2. Ausschlaggebend für das veränderte Versagensverhalten ist die eingetragene Dehnrates als Funktion von Amplitude und Frequenz.
3. Der Einsatz der hochfrequent aktivierten Werkzeuge kann die Werkzeugkräfte und -leistungen im Vergleich zum konventionellen Betrieb erheblich senken.
4. Das Maß der Zerstörung unter einem hochfrequent aktivierten Werkzeug und die Auswahl der optimalen Aktivierungsparameter ist für jeden Gesteinsstoff unterschiedlich.
5. Unter den dynamischen Belastungen durch ein hochfrequent aktiviertes Werkzeug kann die Position des primären Versagens innerhalb des Gesteins verlagert werden.
6. Eine Versagenshypothese zur vollständigen Beschreibung des Werkzeugeingriffs muss das Versagen unter hydrostatischem Druck berücksichtigen.
7. Der Wirkungsgrad des piezoaktorischen Systems zur Aktivierung des Werkzeugs ist sehr niedrig. Dennoch können die aus der Aktivierung resultierenden Kraft- und Leistungseinsparungen im Betrieb so groß sein, dass der Wirkungsgrad des Gesamtsystems im Vergleich zu konventionellen Verfahren größer ist.
8. Für den energieeffizienten Betrieb von hochfrequent aktivierten Werkzeugen ist die Ausnutzung von Resonanz anzustreben.
9. Neben den Resonanzerscheinungen müssen noch weitere, in dieser Arbeit nicht identifizierte, Einflüsse existieren, die über die Wirksamkeit der Methode entscheiden.
10. Die Versprödungswirkung eines hochfrequent aktivierten Werkzeuges auf Gestein ist abhängig von der Größe der in das Gestein eingetragenen kinetischen Energie.