

**Simulation des Rissfortschritts in autofrettierten und
nicht autofrettierten Bohrungsverschneidungen
auf der Grundlage der linear-elastischen Bruchmechanik**

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor - Ingenieur

an der Fakultät Bauingenieurwesen
der
Bauhaus-Universität Weimar

vorgelegt von

Dipl.-Ing. Rayk Thumser
aus Zeulenroda

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. J. W. Bergmann, Weimar
Prof. Dr.-Ing. M. Vormwald, Darmstadt
Prof. Dr.-Ing. habil. Carsten Könke, Weimar

Tag der Disputation: 20.03.2009

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter und Betriebsleiter der Materialforschungs- und -prüfanstalt (MFPA) an der Bauhaus-Universität Weimar.

Mein besonderer Dank gilt:

- Herrn Prof. Dr.-Ing. J. W. Bergmann, Herrn Prof. Dr.-Ing. M. Vormwald und Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. C. Könke die Übernahme der Referate,
- Herrn Prof. Dr.-Ing. J. W. Bergmann, Herrn Prof. Dr.-Ing. M. Vormwald, Herrn Dr.-Ing. Nowak, Frau Dr.-Ing. E. Herz und Herrn Dipl.-Ing. O. Hertel für die fachliche Unterstützung,
- allen Kolleginnen und Kollegen an der MFPA, insbesondere Frau Dr.-Ing. S. Kleemann für die fraktographischen und werkstofflichen Analysen, Herrn Dr.-Ing. U. Gerth für die Werkstoffversuche für Herrn Dr.-Ing. A. Diemar für die Fertigungszeichnungen,
- Herrn W. Steinwider, Fa. Stahl Judenburg, für die Unterstützung bei der Fertigung der Railstücke und Herrn U. Conrad, Fa. Maximator für die kostenfreie Autofretettage der Railstücke.

Viele Arbeiten zur vorliegenden Dissertation wurden dankenswerter Weise von der Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen (FVV) e.V. u. a. im Rahmen des Forschungsprojektes *Betriebsfestigkeit Hochdruckbauteile* gefördert. Dem zugehörigen Arbeitskreis unter dem Vorsitzenden Herr Dr.-Ing. W. Scheibe gilt mein Dank für die Diskussionen und Anregungen.

Ein sehr herzlicher Dank gilt meinen Eltern und meinem Bruder, die alle auf ihre Weise zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Zeulenroda, im April 2009

Für meine Eltern.

Ich weiß, dass ich nicht weiß.

Platons Apologie (Sokrates)

Lebenslauf

Persönliche Daten

Rayk Thumser

geb. am 07. 11. 1975 in Zeulenroda

ledig

Schulbildung

09/1982–08/1990 Polytechnische Oberschule Zeulenroda

09/1990–06/1994 Abitur am Friedrich Schiller Gymnasium Zeulenroda

Studium

10/1994–03/1999 Studiengang Bauingenieurwesen an der Bauhaus-Universität Weimar mit Abschluß Dipl.-Ing.

Beruflicher Werdegang

05/1999–12/2003 Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fachgebiet *Bauteile/ Baukonstruktionen/ Werkstoffe* der Materialforschungs- und -prüfanstalt Weimar an der Bauhaus Univerität Weimar

seit 01/2004 Betriebsleiter des Fachgebietes *Werkstoffe und Bauteile* der Materialforschungs- und -prüfanstalt Weimar an der Bauhaus Univerität Weimar

Inhaltsverzeichnis

Titel	1
Inhaltsverzeichnis	10
Symbolverzeichnis	14
1 Einleitung	15
2 Entwicklung und Stand der Forschung	18
2.1 Stand der Anwendung der Hochdrucktechnik	18
2.2 Entwicklung und Stand der Forschung auf dem Gebiet der Autofrettage	20
2.3 Stand der rechnerischen Simulation der Ermüdungsrissausbreitung	34
2.3.1 Phasen der Ermüdungsrissausbreitung	34
2.3.2 Simulation des Rissfortschrittes	35
3 Werkstoffversuche	36
3.1 Vorbemerkungen	36
3.2 Geometrie der Werkstoffproben	36
3.3 Probenfertigung	36
3.4 Werkstoffzustand	37
3.5 Versuchsdurchführung	38
3.5.1 Zugversuch	38
3.5.2 Zyklisch-dehnungskontrollierte Versuche	39
3.5.3 Zyklisch-spannungskontrollierte Versuche	39
3.5.4 Zyklisches Werkstoffverhalten	39
3.5.5 Erstbe- und -entlastungskurven	39
4 Experimentelle Untersuchungen an Kreuzbohrungen	40
4.1 Vorbemerkungen	40
4.2 Geometrie der Kreuzbohrungen	40
4.3 Probenfertigung	41
4.4 Chemische Zusammensetzung, Gefüge und Härte	41
4.5 Oberflächenrauheit im Bereich der Verschneidungskante	42
4.6 Berstversuche und Autofrettage	42
4.6.1 Berstversuche	42
4.6.2 Autofrettage	43
4.7 Innendruckschwellversuche	44
4.7.1 Prüfstand	44
4.7.2 Lastfolgen und Versuchskonzept	44
4.7.2.1 Versuchskonzept	44

4.7.2.2	Lastfolgen	45
4.7.2.3	Betriebsähnliche Lastfolge CORAL	45
4.7.3	Statistische Auswertung der Dauerfestigkeitsversuche	46
4.7.4	Ergebnisse der Innendruckschwellversuche	48
4.8	Fraktographische Untersuchungen	50
4.9	Eigen Spannungsmessungen	53
5	Berechnungsverfahren Rissfortschritt	55
5.1	Einleitung	55
5.2	Eigen spannungen aus Autofrettage	55
5.2.1	Modellierung	55
5.2.2	Elementwahl in Abaqus	57
5.2.3	Stabilität der Eigen spannungen	58
5.3	Ermittlung der Spannungsintensität	58
5.3.1	Ermittlung der Spannungsintensität mit 2D-Gewichtsfunktion	58
5.3.2	Ermittlung der Spannungsintensität mit 3D-Gewichtsfunktion nach Oore und Burns	59
5.3.2.1	Erweiterung auf Oberflächenriss	60
5.3.2.2	Modellierung des Randeinflusses	61
5.3.2.3	Integration der 3D-Gewichtsfunktion	61
5.3.2.4	Anwendung der 3D-Gewichtsfunktion - Literaturlauswertung	62
5.4	Rissöffnungs- und Riss schließverhalten	63
5.4.1	Arten des Riss schließens	63
5.4.2	Definitionen	63
5.4.3	Flüssigkeitsinduziertes Riss schließen	64
5.4.4	Plastizitätsinduziertes Riss schließen	65
5.4.4.1	Plastizitätsinduziertes Riss schließen unter Einstufenbelastung im homogenen Beanspruchungsfeld	65
5.4.4.2	Plastizitätsinduziertes Riss schließen im inhomogenen Beanspruchungsfeld	70
5.4.4.3	Plastizitätsinduziertes Riss schließen unter Mehrstufen- und Betriebsbelastung im homogenen Beanspruchungsfeld	71
5.4.4.4	Plastizitätsinduziertes Riss schließen unter Mehrstufen- und Betriebsbelastung im inhomogenen Beanspruchungsfeld	72
5.5	Rissfortschritt und Riss stillstand	72
5.6	Berechnungsprogramm WF3D	73
5.6.1	Programmablauf	73
5.6.2	Steuerung des Rissfortschrittsinkrementes	75
6	Anwendung des Berechnungsverfahrens auf Kreuzbohrungen	77
6.1	Einleitung	77
6.2	Beanspruchungsermittlung für Kreuzbohrungsprobe $h/d=10$ mit 6000 bar Autofrettage	77
6.2.1	Eigen spannungsberechnung	77
6.2.2	Spannungssuperposition	77
6.2.3	Untersuchung einer geraden Rissfront	77

6.3	Sensitivitätsanalyse	82
6.3.1	Rechnerischer Einfluss der Rissöffnungsbeziehung	82
6.3.2	Rechnerischer Einfluss der Anfangsrisslänge und der Bruchzähigkeit K_{IC}	84
6.3.3	Rechnerischer Einfluss der Rissfortschrittsparameter	85
6.3.4	Rechnerische Einflüsse auf die Rissstillstandsdauerfestigkeit	85
6.3.4.1	Einfluss der Rissöffnungsbeziehung	85
6.3.4.2	Einfluss des Schwellwertes der Spannungsintensität $\Delta K_{eff,th}$ auf die Dauerfestigkeit	87
6.4	Vorhersage der Bruchlebensdauer	88
6.4.1	Vorhersage der Bruchlebensdauer für die Varianten Kreuzbohrung $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert und Kreuzbohrung $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar	88
6.4.2	Gegenüberstellung nicht autofrettiertes und autofrettiertes Kreuzbohrungen gleicher Geometrie	90
7	Anwendung des Berechnungsverfahrens auf weitere Bohrungsverschneidungen	92
7.1	Einleitung	92
7.2	Bohrungsverschneidung 45° und 90° - Autofrettage I und II	94
7.3	Bohrungsverschneidung 45° und 90° - Autofrettage III	97
7.4	Hochdruckverteilerleiste VL60	99
7.5	Railstück 9/28	100
8	Bewertung der Vorhersagegüte	102
9	Zusammenfassung und Ausblick	104
	Bildverzeichnis	107
	Tabellenverzeichnis	115
	Programmcodeverzeichnis	117
	Literaturverzeichnis	119
	Anhang	137
A	Bild- und Tabellenanhang	137
A.1	Anhang zu Kapitel 3	137
A.1.1	Fertigungszeichnung Werkstoffprobe	137
A.1.2	Wechselverformungskurven	137
A.2	Anhang zu Kapitel 4	140
A.2.1	Fertigungszeichnungen	140
A.2.2	Berstversuche und Autofrettage	141
A.2.3	Oberflächenrauheit	142
A.2.4	Innendruckschwellversuche	146
A.2.5	Fraktographische Untersuchungen	156
A.3	Anhang zu Kapitel 5	165
A.3.1	Materialmodellierung	165
A.3.2	Programm WF3D	166

A.4	Anhang zu Kapitel 6	167
A.4.1	Beanspruchungsermittlung	167
A.4.2	Simulation Rissfortschritt	169
A.4.3	Rechnerischer Einfluss Rissöffnungsbeziehung	170
A.4.4	Berechnungsergebnisse Bruch	172
A.5	Anhang zu Kapitel 7	174
A.5.1	45° und 90° Bohrungsverschneidung - Autofrettage I und II	174
A.5.2	45° und 90° Bohrungsverschneidung - Autofrettage III	178
A.5.3	Hochdruckverteilerleiste VL60	182
A.5.4	Railstück 9/28	183
A.5.5	Fertigungszeichnungen	187
A.5.6	Ergebnisse Innendruckschwellversuche an Bohrungsverschneidungen aus FVV Vorhaben Autofrettage I-III	193
B	Erstbe- und -entlastungskurven	200
B.1	Werkstoff 42CrMo4 ($R_m=936$ MPa)	200
B.2	Werkstoff 42CrMo4 ($R_m=1030$ MPa)	202
B.3	Werkstoff 18CrNiMo7-6	203
B.4	Werkstoff 1.4534.4	205
C	Linear elastische Bruchmechanik	207
C.1	Vorbemerkungen	207
C.2	Lösungen Spannungsintensitätsfaktoren (Mode I)	207
C.2.1	Kreisförmiger Innenriss unter konstanter Spannung im unendlichen Raum	207
C.2.2	Halbkreisförmiger Oberflächenriss unter konstanter Spannung im halbu- nendlichen Raum	207
C.2.3	Viertelkreisförmiger Oberflächenriss unter konstanter Spannung im vier- telunendlichen Raum	208
C.2.4	Kreissegmentförmige Oberflächenrisse unter konstanter Spannung im seg- mentunendlichen Raum	208
C.2.5	Elliptischer Innenriss unter konstanter Spannung	210
C.3	Anwendung von Gewichtsfunktionen zur Ermittlung von Spannungsintensitäts- faktoren	211
C.3.1	2D-Gewichtsfunktion nach MA	212
C.3.2	2D-Gewichtsfunktion nach Shen und Glinka	212
C.3.3	2D-Gewichtsfunktion nach PARKER	213
D	Anrisslebensdauerberechnung	214
D.1	Anrisslebensdauern für 90° Bohrungsverschneidungen aus 42CrMo4	214
D.2	Anrisslebensdauern für 45° und 90° Bohrungsverschneidungen aus 42CrMo4 aus Autofrettage I und II	216
D.3	Anrisslebensdauern für Railstück 9/28 aus 42CrMo4	217
E	Elastische und plastische Formzahlen für Bohrungsverschneidungen	218

Symbolverzeichnis

Lateinische Buchstaben

a	Risslänge
A_1, A_2, A_2	Parameter der Rissöffnungsbeziehung nach NEWMAN [194]
A_0	Ausgangsquerschnitt einer Werkstoffprobe
A_m	Parameter der erweiterten Rissöffnungsbeziehung nach NEWMAN [194]
C	Risswachstumsparameter
d	Bohrungsdurchmesser
d_a	Außendurchmesser
d_i	Innendurchmesser
E	Elastizitätsmodul
f	Funktion
f	Gesamtgrößeneinflussfaktor
$F_{\phi_{\max}}$	Erhöhungsfunktion
f_s	Oberflächenfaktor
G_B	Oberflächenkontur
h	Probenhöhe der Borungverschneidung
K	Spannungsintensitätsfaktor
K_c	kritischer Spannungsintensitätsfaktor für ebenen Spannungszustand
K_{Ic}	kritischer Spannungsintensitätsfaktor für ebenen Dehnungszustand
K_p	plastische Kerbformwahl
K_p^*	auf Nennspannung bezogene Kerbformwahl
$K_{Q'}$	Spannungsintensitätsfaktor für Punkt Q' auf Rissfront
K_p	plastische Formzahl
K_t	elastische Formzahl
$K_{t,I}$	elastische Kerbformwahl auf erster Hauptspannung bezogen
$K_{t,v}$	elastische Kerbformwahl auf VON MISES-Vergleichsspannung bezogen
K_R	Größeneinflussfaktor für die Oberflächenrauigkeit
L_C	Länge des quasi-zylindrischen Bereiches einer Werkstoffprobe
$l_{QQ'}$	Abstand QQ'
m	Gewichtsfunktion
m	Mittelwert der Stichprobe

Symbolverzeichnis

m	Risswachstumsparameter
m_1, m_2	Parameter der Gewichtsfunktion nach PARKER [207]
$m_{QQ'}$	Gewichtsfunktion nach OORE und BURNS [197, 198]
N	Lastspielzahl
n	Risswachstumsparameter
N_{f100}	Bruchlebensdauer einer Werkstoffprobe
n_i	Gesamtzahl der Prüflinge des Niveaus i
n_{St}	Größeneinflussfaktor des spannungsmechanischen Größeneinflusses
n	Risswachstumsparameter
p	Innendruck
P_A	Ausfallwahrscheinlichkeit
P_{SWT}	Mittelspannungsparameter nach SMITH, WATSON und TOPPER [262]
$P_{SWT,mod}$	modifizierter Schädigungsparameter nach BESTE [41]
R	Verhältnis Minimalwert zu Maximalwert
r	Radius
R_{eH}	obere Elastizitätsgrenze
R_{eL}	untere Elastizitätsgrenze
r_i	Anzahl der Brüche des Niveaus i
R_Z	Rautiefe
R_m	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	0,2 % Plastizitätsgrenze
S	Nennspannung
S	Rissfrontkontur
s	Standardabweichung der Stichprobe
T	Streuspanne
t	Wandstärke eines dickwandigen Zylinders
U	Rissöffnungsverhältnis
u	normierte Merkmalsgröße

Griechische Buchstaben

α	Mehrachsigkeitsverhältnis nach NEWMAN [194] ($\alpha = 1$ für ebenen Spannungszustand, $\alpha = 3$ für ebenen Dehnungszustand)
α	Parameter der Rissöffnungsbeziehung nach IBRAHIM et. al. [132]
β	Parameter der Rissöffnungsbeziehung nach IBRAHIM et. al. [132]
Δ	Schwingweite
Δp	Druckschwingweite; bei Betriebsbelastung Druckschwingweite des größten Lastwechsels
Δp_i	Druckschwingweite des Horizontes i

$\overline{\Delta p_{lg}}$	mittlere dauerfeste Druckschwingweite
ϵ	Dehnung
γ	Parameter der Rissöffnungsbeziehung nach IBRAHIM et. al. [132]
γ	Risswachstumsparameter
γ	effektives Rissöffnungsverhältnis; $\gamma = K_{op}/K_{max}$
Γ_B	Länge der invertierten Oberflächenkontur
Γ_S	Länge der invertierten Risskontur
μ	Mittelwert der Grundgesamtheit
μ	Querdehnzahl
ϕ	Winkel
ρ_Q	Abstand zwischen Rissfront und Einzellastangriffspunkt Q
σ	Spannung
σ	Standardabweichung der Grundgesamtheit
σ_{eig}	Eigenspannung
σ_F	Fließspannung für elastisch idealplastisches Werkstoffverhalten
$\tilde{\sigma}$	wirksame Spannung nach RICHTER [232]
σ_y	Fließspannung

Tiefgestellte Symbole

0	Bezugswert
ϕ	auf Umfangsrichtung bezogen
a	Amplitude
B	Bruch
cl	Schließen (closure)
d	dauerfest
eff	Effektivwert
el	elastisch
Exp	experimentell
Vor	Vorhersage
F	nach FAUPEL [83]
i	Index
lg	der logarithmischen Merkmalsgröße
m	Mittelwert
max	Maximalwert
min	Minimalwert
op	Öffnen (opening)
p	vollplastisch

Symbolverzeichnis

<i>el</i>	plastisch
<i>th</i>	Schwellwert (Threshold)
<i>v</i>	Vergleichswert

Hochgestellte Symbole

af	aus Autofrettage
betr	aus Betriebsbeanspruchung

Abkürzungen

AiF	Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen „Otto von Guericke“ e.V.
BF	Betriebsfestigkeit
BV	Bohrungsverschneidung
DF	Dauerfestigkeit
FE	Finite Elemente
FEM	Finite-Elemente-Methode
FVV	Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen e.V.
SSZ	Start-Stopp-Zyklen
VL60	Verteilerleiste mit Außendurchmesser $d_a = 60$ mm
ZF	Zeitfestigkeit

1 Einleitung

In der vorliegenden Arbeit werden Lebensdauervorhersagemethoden für innendruckbeanspruchte Bauteile entwickelt und auf der Grundlage umfangreicher experimenteller Untersuchungen bewertet. Bereits 1833 entwickelten LAMÈ und CLAPEYRON [161] elastizitätstheoretische Lösungen für dickwandige Zylinder, deren Spannungen - im Gegensatz zu dünnwandigen Zylindern - nicht mehr konstant über die Wanddicke sind. Die Grundlagen der Hochdrucktechnologie wurden ab 1905 von P. W. BRIDGMAN [47,48] entwickelt, um die physikalischen Eigenschaften von Werkstoffen unter hohem Druck untersuchen zu können. P. W. BRIDGMAN erhielt 1946 den Nobelpreis in Physik [17] für die Entwicklung einer Höchstdruckapparatur und für die Entdeckungen auf dem Gebiet der Hochdruckphysik¹. JACOB [135] beschrieb 1909 als Erster die Autofrettage² als verfahrenstechnischen Prozess zur Schwingfestigkeitssteigerung für Bauteile unter zyklischer Innendruckbeanspruchung.

Generell kann die Steigerung der Schwingfestigkeit eines Bauteils durch lokale Schwingfestigkeitserhöhung und/oder durch lokale Beanspruchungsreduktion realisiert werden. Weil lokalen Schwingfestigkeitserhöhungen werkstofftechnische Grenzen gesetzt sind, können lokale Beanspruchungsreduktionen, z. B. durch Formoptimierung, i. A. bessere Ergebnisse erzielen.

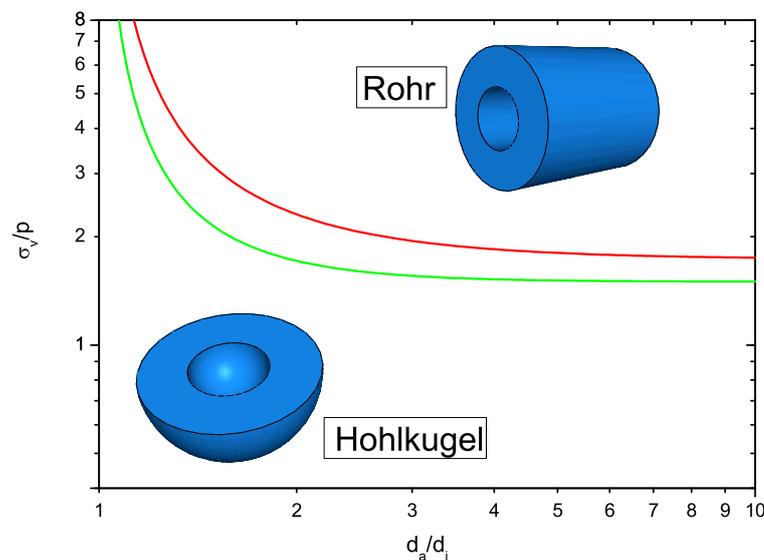


Bild 1.1. Auf den Innendruck bezogene von MISES Vergleichsspannung an der Innenoberfläche für Hohlkugel und Rohr (Randbedingung: geschlossene Enden) unter Innendruck

Der Formoptimierung sind bei dickwandigen innendruckbeanspruchten Bauteilen jedoch Grenzen gesetzt. Dies wird im Folgenden an den geometrisch einfachsten und spannungsmechanisch optimalen Bauteilen für Innendruckbeanspruchung dargelegt. Bild 1.1 zeigt die auf den In-

¹The Nobel Prize in Physics 1946: „for the invention of an apparatus to produce extremely high pressures, and for the discoveries he made therewith in the field of high pressure physics“

²Autofrettage: Selbstumreifung

nendruck bezogene Vergleichsspannung an der Innenoberfläche der Hohlkugel und des geraden Rohres über dem Durchmesser Verhältnis³. Ab einem Durchmesser Verhältnis von ca. 3 sind nur noch unbedeutende Beanspruchungsreduktionen möglich.

Das erfolgreichste Verfahren zur Steigerung der Schwingfestigkeit von Hochdruckbauteilen ist die Autofrettage. Hier erzeugt eine einmalige Drucküberlast tief ins Bauteil reichende Druckeigenstressfelder. Im Vergleich zu nicht autofrettierten Hochdruckbauteilen führen diese Druckeigenstressfelder zu extrem hohen Rissstillstandsdauerfestigkeiten und in der Zeitfestigkeit zur Erhöhung der Lebensdauer in der Anriss- und insbesondere in der Rissfortschrittsphase. Während die Vorhersage der Anrisslebensdauer mit dem *Örtlichen Konzept* Stand der Technik ist, werden die für die praktische Auslegung geeigneten Vorhersagemethoden des Rissfortschrittes erstmals in dieser Arbeit entwickelt und verifiziert. Das Rissfortschrittsmodell beinhaltet im Wesentlichen die Simulation

- der Risspitzenbeanspruchung auf Basis einer 3D-Gewichtsfunktion [197] für einen ebenen Riss unter Beanspruchung senkrecht zur Rissebene⁴ (Aufgrund der Symmetrie vieler Hochdruckbauteile, z. B. Bilder 1.2 und 1.3, erfolgt das stabile Risswachstum der Langrissphase ausschließlich unter Mode I Beanspruchung in einer Ebene.) und
- der Autofrettage zur Eigenspannungsermittlung durch getrennte Berechnung des Be- und Entlastungsschrittes und anschließende Superposition der Spannungen (ohne ein komplexes Plastizitätsmodell wie z. B. das DÖRING-Plastizitätsmodell [75]).

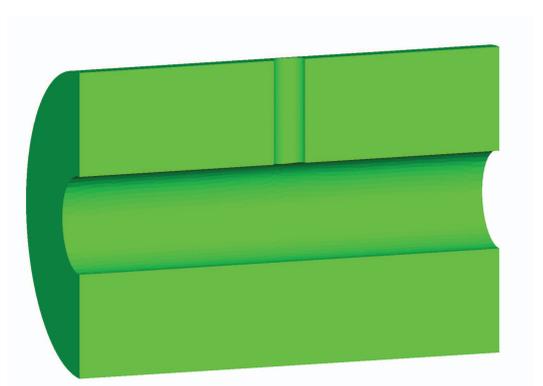


Bild 1.2. Common Rail schematisch, Halbmodell

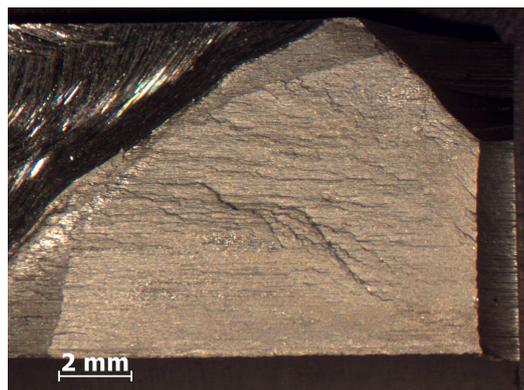


Bild 1.3. Bruchflächenaufnahme Common Rail, Riss ausgehend von Bohrungsver-schneidung

Gegenüber diesem Rissfortschrittsmodell erlaubt die explizite Simulation mit Hilfe der Finite Element oder Boundary Element Methode auch die Erfassung von Mixed Mode Beanspruchung⁵, sie ist jedoch derzeit für die praktische Auslegung numerisch noch zu aufwendig.

Zur Verifikation der Vorhersagemodelle wurden im Rahmen dieser Arbeit die Zeit-, Dauer- und Betriebsfestigkeit von Kreuzbohrungen im autofrettierten Zustand und im nicht autofrettierten Zustand, einer Hochdruckverteilerleiste und einem Common Rail Stück experimentell bestimmt (~ 250 Einzelergebnisse). Zusätzlich wurden zur Verifikation Versuchsergebnisse aus früheren Forschungsvorhaben (Autofrettage I-III [254, 251, 71]) herangezogen.

³analytische Lösungen: [161, 124, 56, 249]

⁴Mode I Beanspruchung

⁵Kombination von mindestens 2 Grundlastfällen entsprechend Bild C.1

Die Arbeit gliedert sich wie folgt:

- Kapitel 2 gibt einen Überblick über die Anwendung der Hochdrucktechnik, den Stand der Forschung auf dem Gebiet Autofrettage und die in der Literatur beschriebenen Möglichkeiten der Rissfortschrittssimulation.
- Die für die Autofrettagesimulation notwendigen Versuche zur Bestimmung der Werkstoffparameter werden in Kapitel 3 beschrieben.
- Experimentelle Untersuchungen an Bohrungsverschneidungen werden im Kapitel 4 dokumentiert.
- Die Module des Berechnungsverfahrens werden in Kapitel 5 auf Basis einer Literaturlauswertung ausgewählt.
- Die Simulation des Rissfortschrittes für die Kreuzbohrungen mit dem in Kapitel 4 vorgestellten Parameterfeld und die Untersuchung der Sensitivität ausgewählter Berechnungsparameter erfolgt in Kapitel 6.
- Die Anwendung des Berechnungsverfahrens auf eine Hochdruckverteilerleiste, ein Common Rail Stück und weitere aus der Literatur bekannte Bauteile mit Bohrungsverschneidung werden in Kapitel 7 im Vergleich zu den experimentellen Befunden behandelt.
- Die statistische Auswertung der Vorhersagegüte des Verfahrens und die Bewertung der Ergebnisse wird in Kapitel 8 vorgenommen.
- Kapitel 9 enthält eine Zusammenfassung der Arbeit und gibt einen Ausblick auf in Zukunft notwendigen Forschungsarbeiten.

2 Entwicklung und Stand der Forschung

2.1 Stand der Anwendung der Hochdrucktechnik

Ohne Anspruch auf Vollständigkeit gibt dieses Kapitel einen Überblick über die verschiedenen technischen Anwendungsfelder der Hochdrucktechnik^{6,7,8}.

Der Prozess der künstlichen Diamantherstellung wurde 1954 bei *General Electric* (55000 bar, 1450°C) entwickelt [52]. Heutzutage werden auch andere Kristalle, insbesondere Halbleiterkristalle, unter Hochdruck gezüchtet [43].

Die Geschichte des Heißisostatischen Pressens begann 1955 in den *Battelle Columbus Laboratories* mit dem *Gas Pressure Bonding*. Dieses Verfahren wurde angewendet, um aus Zirkonium eine Zirkonium-Uran Legierung herzustellen, die zum Ummanteln von nuklearen Kernbrennstäben verwendet wurde. Von den dortigen Wissenschaftlern ist ein Verfahren entwickelt worden, das Temperaturen von 870 °C und einem Druck von über 690 bar erfordert. Die Entwicklung des Druckbehälterkonzeptes wurde in Zusammenarbeit mit der Firma *Autoclave* durchgeführt und basiert auf einem internen beheizten Raum und auf einem kalten Außenbehälter, um die erforderliche Festigkeit zu erzielen. 1962 kamen erneut Anforderungen aus der Nukleartechnik für pulvermetallurgisch hergestellte Bauteile, die den Nachbehandlungsprozess des *Hot Isostatic Pressing (HIP)* durchlaufen. Es wurden bis zu 1650 °C und 3450 bar erreicht. Parallel dazu wurde der Prozess des *Cold Isostatic Pressing (CIP)* entwickelt. Um die erforderliche Qualität zu erhalten, sind oft mehrere Vorgänge bei höheren Drücken notwendig. Das Heißisostatische Pressen (*HIP*) wird im Automobilbau u. a. für die Nachbehandlung von Bauteilen aus Leichtmetallgüßlegierungen verwendet, um die Porosität zu verringern und die Schwingfestigkeit zu erhöhen. Pulvermetallurgisch hergestellte Bauteile werden nach der mechanischen Bearbeitung heiß isostatisch gepresst⁹.

Die Geschichte des Polyethylens beginnt in den *Imperial Chemical Industries Limited (ICL)* 1932 (UK). BRIDGMEN [47] und andere zeigten, dass der Druck einen großen Einfluss auf die Polymerisation des Ethylens hat. 1933 wurde eine Reaktion von Ethylen und Benzolaldehyden ausprobiert (170 °C, 1380 bar). Es wurde von GIBSON eine weiße wachsartige Substanz gefunden, die ein Polymer des Ethylens war. Mit verbesserter Technik wurde das Experiment 1935 wiederholt. Als die Temperatur 180 °C erreichte, fiel der Druck ab und stieg wieder auf den Originalwert an. Nach dem Ablassen des Drucks wurden ca. 8 g Polyethylen vorgefunden. Wie sich später herausstellte, war dieses Experiment nur erfolgreich, weil Ethylen nachgefüllt wurde, um den Druckverlust durch ein Leck auszugleichen. Dieses frische Ethylen beinhaltet die richtige Menge an Sauerstoff, um die Reaktion zu katalysieren. Aufgrund der exothermen

⁶siehe KENDALL [145]

⁷*Finite Elements in The Analysis of Pressure Vessels and Piping*: MACKERLE [178, 175, 176, 177]

⁸geschichtliche Übersicht: High Pressure/High Temperature Data Center: [4]

⁹bis 2000 bar und 1400 °C



Bild 2.1. Common Rail System (Volkswagen AG)

Eigenschaft der Polymerisation werden vorwiegend Zylinder mit kleinerem Durchmesser gebaut, um die Wärme abzuführen. Die Herstellung von Low Density Polyethylen (LDPE) wird bei Drücken von ca. 2000 bar durchgeführt [109, 245, 226].

Die Anwendung der Hochdrucksterilisation [68, 154, 93, 57] beginnt ca. 1990 [106]. Es ist bekannt, dass bei Drücken um die 4000 bar Mikroorganismen abgetötet und Enzyme denaturiert werden. Das erste kommerzielle Produkt war *Guacamole*, das von der Firma Avomex Inc., Keller (Tx) hergestellt wurde. Ein weiterer interessanter Anwendungsbereich ist die Hochdrucksterilisation von stark säurehaltigen Lebensmitteln wie z. B. Fruchtsäfte. Auch für andere Lebensmittel, wie z. B. Fleisch und Fisch, ist die Hochdrucksterilisation interessant.

Bei der Innenhochdruckumformung [19, 13] wird ein rohrförmiges Werkstück in einem geschlossenen Werkzeug durch Innendruck umgeformt [19, 13]. Im modernen Motorenbau werden die Nocken der Nockenwelle nicht aufgeschumpft, sondern die Hohlwelle durch den Innendruck aufgeweitet, um den Presssitz zu erhalten.

Das Hochdruckwasserstrahlschneiden [269, 128] wird bei Drücken bis zu 7000 bar angewendet. Der Vorteil des Wasserstrahlschneidens ist, dass keine Wärme durch den Schneidprozess eingebracht wird und somit keine Gefügeveränderungen stattfinden können.

Ab 1987 wurden direkteinspritzende PKW-Dieselmotoren^{10,11,12} in Großserie gefertigt, zuerst beim *Fiat Croma TD i.d.* Audi kombinierte im *Audi 100 TDI* erstmals im PKW Bereich die Dieseldirekteinspritzung mit einem Abgasturbolader und hat damit dem direkteinspritzenden, schnelllaufenden Dieselmotor zum Durchbruch verholfen. Das von der ETH Zürich 1976 entwickelte *Common-Rail System* wurde im PKW Bereich erstmals 1997 durch Fiat in Zusammenarbeit mit Magneti Marelli und Bosch¹³ im *Alfa Romeo 156 JTD* 1997 präsentiert. Ein Jahr später führte Mercedes Benz mit dem *C220 CDI* das Common Rail System ein. Den ersten Sieg eines Fahrzeuges mit Dieselmotor bei einem Langstreckenrennen erreichte ein *BMW 320d* 1998 bei dem 24-Stunden-Rennen auf dem Nürburgring. Die Diesel-Rennwagen *Audi R10 TDI* gewannen ab 2006 mehrere Langstreckenrennen, u. a. 24 h von Le Mans und 12 h von Sebring.

Die Autofrettage, d. h. das einmalige Aufbringen eines weit über dem späteren Betriebsdruck liegenden Druckes, wird eingesetzt für:

¹⁰aus [10, 11, 8, 9, 20, 126, 224, 28]

¹¹Dieselmotoren für maritime Anwendungen: siehe [297]

¹²Dieselflugmotoren, z. B. [21, 22]

¹³Bosch kaufte Ende 1993 die Patente und entwickelte das Common-Rail-System zur Serienreife.

- Komponenten von Dieseleinspritzsystemen, z. B. Dieseleinspritzleitungen [121,112], Common Rails [227,28]
- Erdgasdruckbehälter für Kraftfahrzeuge [1,206]
- Druckleitungen für Offshoreanwendungen [78]
- Waffentechnik, z. B. 120 mm M256 Kanone des Abrams M1A1 Panzer [54]

2.2 Entwicklung und Stand der Forschung auf dem Gebiet der Autofrettage

Durch eine (Zug-)Überlastung, die in einem metallischen Bauteil lokale Beanspruchungen über der Elastizitätsgrenze erzeugt, werden nach Entlastung an diesen Punkten Druckeigenstressungen¹⁴ eingepreßt. Für innendruckbeanspruchte Bauteile wird die einmalige Überlast als Autofrettage¹⁵ bezeichnet. Beispielhaft entsteht bei einem Rohr dabei ein Eigenspannungszustand, bei dem ringförmig Zugspannungen an der Außenseite mit den Druckspannungen im Inneren im Gleichgewicht stehen.

Die Autofrettage¹⁶ fand zuerst in der Waffentechnik Anwendung. Im späten Mittelalter wurden die ersten Schüsse aus einer Kanone mit Übermaßkugeln abgefeuert. Es hatte sich gezeigt, dass durch den ersten Schuss mit einer Übermaßkugel eine Überbelastung aufgebracht wurde, die die Funktionsfähigkeit nachweist¹⁷ und die Lebensdauer der Kanone steigert.

Die erste verfahrenstechnische Beschreibung des Autofrettagevorganges wurde durch JACOB 1909 [135] veröffentlicht. Die Autofrettage wurde gezielt erstmals 1913 in Frankreich eingesetzt. Der Einfluss der eingebrachten Druckeigenstressung auf die Ermüdung und den Bruch wurde jedoch noch nicht verstanden. Während des 2. Weltkrieges verwendete man für Kanonen niedrigfeste Stähle, weil die Legierungselemente nur in geringer Menge verfügbar waren. Die Kanonenrohre wurden kaltverfestigt, indem sie in einen dickwandigen Zylinder gesteckt wurden und der Innendruck im Rohr solange erhöht wurde, bis die Kanonenrohraußenwand Kontakt mit dem Zylinder hatte. Dadurch vergrößerte sich der Innendurchmesser um 6 %. Von der US-Army wurde das *Waterliet Arsenal* gegründet, um die Autofrettage an Kanonenrohren aus hochfesten, niedriglegierten Werkstoffen weiterzuentwickeln. Für die Druckerzeugung verwendete man hydraulische Druckübersetzer, die selbst festigkeitskritisch sind. Ein großes Problem blieb deshalb die Zuverlässigkeit der hydraulischen Druckübersetzer, die mit maximal 10350 bar arbeiteten.

Die US-Army entwickelte die *Swage Autofrettage* [212,133]. Ein (Übermaß)-Dorn aus Wolframkarbid wurde mechanisch durch ein Rohr gepresst. Um die Reibung zu reduzieren und eine Kaltverschweißung von Rohr und Dorn zu verhindern, wurde die Rohrrinnenfläche phosphatiert und ein Schmiermittel verwendet. Anfangs brachte man die benötigten Kräfte mechanisch über einen Stößel auf. Aufgrund der Länge des Stößels ist bei langen Rohren der Stößel erheblich knickgefährdet. Die Anwendung von hydraulischem Druck löste das Problem der Kraftaufbrin-

¹⁴Eigenstressungen infolge Überlast (engl: *proof load*) siehe TIPTON und SOREM [279]

¹⁵deutsch: Selbstumreifung

¹⁶Geschichte der Hochdrucktechnik: aus KENDALL [145]

¹⁷im heutigen Sinne Qualitätssicherung und Abnahmetest

gung (*Hydraulic Swage Autofrettage*), Bild 2.2. Der Vorteil der *Hydraulic Swage Autofrettage* ist der niedrigere Druck im Vergleich zur direkten hydraulischen Autofrettage, was die Zuverlässigkeit des Autofrettageprozesses erhöht.

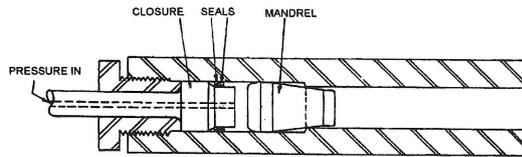


Bild 2.2. Hydraulic Swage Autofrettage, aus [145]

HILL [124] veröffentlichte 1951 eine analytische Beschreibung der Spannungen durch die Autofrettage an einem dickwandigen Rohr. Das Werkstoffverhalten wurde als elastisch-idealplastisch für den Belastungsvorgang und ausschließlich elastisch für den Entlastungsvorgang angenommen.

Für die Modellierung des Autofrettagevorgangs ist die Berücksichtigung des *Bauschinger-Effektes*^{18,19} [36] von zentraler Bedeutung. Den *Bauschinger-Effekt* beobachtete man zuerst als Vergrößerung der Verformungen (Dehnungen), wenn eine Zugprobe mit einer Druckkraft beaufschlagt wurde, die zuvor mit der betragsmäßig gleich großen Zugkraft belastet war.

Die Berechnung mit elastischer Entlastung oder mit verdoppelter Zugversuchskurve²⁰ führt zu einer Überschätzung der Druckeigenspannungen [58, 215, 208, 209, 284] für höhere Autofrettagedrücke.

Von THROOP und FUJCAK [274] sind Ermüdungsschwelltests ($p_{min} = 280$ bar, $p_{max} = 3300$ bar) an dickwandigen Zylindern ($d_a/d_i = 360$ mm / 180 mm, Closed Ends Condition) durchgeführt worden. Das Material ist durch eine Streckgrenze von 1172 MPa und eine Bruchzähigkeit von $K_{Ic} = 154$ MPa \sqrt{m} gekennzeichnet. Gemessen wurden die Umfangsdehnungen an der Außenseite sowie die Risstiefen mit Ultraschalltechnik. Analytisch wurden diese Außen-dehnungen als Superposition der LAMÉ Lösung und der Biegebeanspruchung berechnet. Die Parameter

- Autofrettagedruck (0 % , 30 % und 60 % Plastizierung der Wanddicke²¹),
- Anfangsrissgeometrie
 - $a/2c = 6,4$ mm/500 mm,
 - $a/2c = 6,4$ mm/200 mm,
 - $a/2c = 6,4$ mm/6,4 mm und
- Anzahl der Risse (1, 2 und 4)

variierten dabei.

Von PARKER et. al. [217] sind Lebensdauerberechnungen für dickwandige Zylinder durchgeführt worden. Die berechneten Lebensdauern der nichtaufretteten Variante betragen nur 1/4 der experimentellen Lebensdauern. Das führen die Autoren auf folgende mögliche Ursachen zurück:

¹⁸Das transiente Verhalten vom Übergang der Erstbelastungs- zur Erstentlastungskurve wird in der Plastizitätstheorie als Nicht-Masingverhalten [29, 75] bezeichnet.

¹⁹Relevanz des Bauschinger Effektes: z. B. Vorverformungen von Stahlträgern [105], Umformsimulation (Blechumformung [76], Bohrungsdrücken [113])

²⁰MASING [184] Verhalten

²¹engl.: overstrain

- Mehrfachrisse²², die die Risspitzenbeanspruchung herabsetzen
- das Vorhandensein von Eigenspannungen

Die autofrettierten Varianten sind mit „idealen Eigenspannungsfeldern“ berechnet worden. So vergrößert sich die rechnerische Lebensdauer um den Faktor 5 bei Erhöhung des Autofrettagegrades von 30 % auf 60 % Plastizierung der Wand. Die experimentelle Lebensdauer erhöht sich aber nur um den Faktor 1,4 bei Erhöhung des *overstrains* von 30 % auf 60 %. Dieser Unterschied rechnerischer und experimenteller Lebensdauererhöhung wird von den Autoren in der Nichtberücksichtigung des *Bauschinger Effektes* gesehen.

TAN [272] wendet die Randlelementmethode an, um den Einfluss auf die Eigenspannungsverteilung durch das Einbringen einer Querbohrung nach der Autofrettage zu quantifizieren. TANS Berechnungen zeigen, dass z. B. für ein Durchmesser Verhältnis von $d_a/d_i = 2,0$ die Wand nur 35 % durch die Autofrettage plastizieren darf, damit durch das Einbringen der Querbohrung und die damit verbundene Störung des Eigenspannungszustandes keine erneute Plastizierung stattfinden kann.

REES [230] veröffentlichte ein Verfahren zur Lebensdauerberechnung dickwandiger Zylinder. Der Schwerpunkt seiner Untersuchung war die Eigenspannungs- und Spannungsintensitätsberechnung und deren Einfluss auf die rechnerische Lebensdauer. Für die Eigenspannungsberechnung wird eine kinematische Materialverfestigung angenommen. Mit den rechnerischen Lebensdauern aus den Spannungsintensitätsfaktoren (SIF), ermittelt nach BOWIE und FREESE [44], ergeben sich gute Übereinstimmungen mit experimentellen Ergebnissen. Für die Bestimmung der Rissfortschrittsgeschwindigkeit wurde ein K_{max} -Konzept verwendet. Fraglich scheint, wie die Qualität der Ermittlung der Spannungsintensitätsfaktoren durch den Vergleich von rechnerischen zu experimentellen Lebensdauern geführt werden kann, wenn die grob angenäherten Eigenspannungsverläufe ohne Berücksichtigung des *Bauschinger Effektes* berechnet worden sind.

VETTER et. al. [291, 292] stellen eine Untersuchung zur Schwingfestigkeit unter Innendruckbelastung von Rohrproben aus den Werkstoffen *X5CrNiMoCu21 8* (Uranus 50) und *X5CrNiM16 5* für die Parameter Querbohrung und Autofrettage vor. An nicht autofrettierten Rohrproben ohne und mit Querbohrung untersuchten sie den Einfluss der Entnahmerichtung. Die Rohrproben mit Querbohrung wurden aus Blöcken in Längs- und Querrichtung entnommen sowie aus Rundmaterial hergestellt. So zeigte sich, dass die Dauerfestigkeit der Proben in Längsrichtung gegenüber den Proben in Querrichtung von 3000 bar auf 2700 bar abfällt. Für die Proben aus Rundmaterial sinkt die Dauerfestigkeit nochmals auf unter 2300 bar. An quergebohrten Rohren konnte der Einfluss der Entnahmerichtung auf die Dauerfestigkeit nicht festgestellt werden. Diese experimentellen Befunde sind nach der Meinung des Verfassers wie folgt erklärbar:

- Die Schwingfestigkeit der dickwandigen Rohre wird durch den Anriss bestimmt. Somit haben die unterschiedlichen Entnahmerichtungen aufgrund unterschiedlicher Beanspruchungsrichtungen direkten Einfluss auf die Schwingfestigkeit. Für das Rundmaterial mit dem größten Verstreckungsgrad und der geringsten Festigkeit in Querrichtung ist somit auch die Innendruckschwellfestigkeit am geringsten.

²²Von PERL und OSTRACH wurde das Auftreten von Mehrfachrissen in dickwandigen, autofrettierten Zylindern untersucht [221].

- Die Schwingfestigkeit der quergebohrten Rohre ist maßgeblich durch den Rissfortschritt bestimmt. Die Rissfortschrittsparameter sind im Wesentlichen unabhängig vom Werkstoffzustand, siehe VORMWALD [293]. Somit hat die Entnahmerichtung auch keinen Einfluss auf die Innendruckschwellfestigkeit der quergebohrten Rohre.

KICIAK et. al. [150] untersuchten analytisch den Einfluss der Autofrettage auf den Rissfortschritt in dickwandigen Zylindern. Für ein Durchmesser Verhältnis von $d_a/d_i = 2,0$ wurde der nicht autofrettierte sowie der autofrettierte Zustand mit 30 % und 60 % Plastizierung der Wand durch Autofrettage analysiert. Die experimentellen Untersuchungen an Rohren stammen von THROOP und FUJCZAK [274]. Zur Bestimmung der Risslängen verwendete man die Ultraschallmethode [65], die eine Genauigkeit der Risslängenmessung von $\pm 1/20$ inch ($\pm 1,27$ mm) ermöglichte. Für die analytischen Untersuchungen wurde die Gewichtsfunktion nach SHEN und GLINKA [256] herangezogen. Zur Beschreibung der R-Abhängigkeit des Rissfortrittes ist auf die Beschreibungen von SCHIJVE [246] und KURIHARA [160] zurückgegriffen worden. Die Berechnung erfolgte mit zwei verschiedenen Sätzen von Parametern der Rissfortschritts Gleichung nach PARIS und ERDOGAN [205]. Die Berechnungsergebnisse zeigen den vorteilhaften Effekt der Autofrettage. Es gibt deutliche Abweichungen zwischen den Rissfortschrittsberechnungen und den experimentellen Befunden. Die Autoren diskutieren die möglichen Ursachen:

- *das Entstehen von Mehrfachrissen in schwach gekerbten Strukturen, PARKER et. al. [217],*
- *die Annahme eines halb elliptischen Anrisses als Vereinfachung,*
- *keine Angaben zur Genauigkeit der Eigenspannungsmessungen von THROOP und FUJCZAK [274],*
- *Abweichung der bezogene Risstiefe a/t mit den dazugehörigen berechneten Lebensdauern von den experimentellen Ergebnissen (Als Grund für dieses Verhalten wird das falsch modellierte Risslängenverhältnis a/c vermutet. Es konnte beobachtet werden, dass die Rissinitiierung an der Oberfläche viel später als im Inneren stattfindet. THROOP und FUJCZAK [274] schlossen somit auf eine konstante Länge c des Risses.),*
- *partielles Riss schließen hinter der Risspitze [282] (Bei Nichtbeachtung dieses Effektes ist eine rechnerische Unterschätzung des Rissfortschrittes möglich.) und*
- *berechnete Rissfortschrittsgeschwindigkeiten außerhalb der experimentellen Erfahrung.*

Die Autoren sehen die Notwendigkeit, neue experimentelle Versuchsreihen durchzuführen, weil auch nach der Diskussion möglicher Fehlerquellen der Berechnung die Unterschiede zu den experimentellen Lebensdauern nicht erklärt werden konnte.

Von PARKER und UNDERWOOD [288] wurde 1995 ein Konzept zur Lebensdauerberechnung von autofrettierten, innendruckbeanspruchten dickwandigen Zylindern mit einem oder mehreren halb elliptischen Riefen vorgestellt. Die Gesamtlebensdauer betrachtete man als Summe der Anrisslebensdauer (am Grund der Riefe) und der Rissfortschrittslebensdauer. Die Berechnungen wurden für verschiedene Zylinder, Riefen, Risskonfigurationen und Materialfestigkeiten durchgeführt. Im experimentellen Teil schoss man zuerst mit den Kanonenrohren, um die Riefen einzubringen. Anschließend setzte man die Rohre im Labor einer schwellenden Innendruckbe-

anspruchung aus. Die berechneten Rissfortschrittlebensdauern, die von einem wahrscheinlichen Riss ausgehen, ergaben eine gute Übereinstimmung mit experimentellen Befunden. Die Umfangseigenstressungen wurden mit einer Näherungsformel, die auf HILL [124] zurückgeht, abgeschätzt und auf die Fließspannung begrenzt. Es wird elastisches Verhalten bei der Autofrettageentlastung vorausgesetzt. Die Schwingweite des Spannungsintensitätsfaktors wird mit einem Ausdruck für kurze Oberflächenrisse $\Delta K = 1,12\sqrt{\pi a} \cdot \sigma_{\text{eff}}$ angenähert.

UNDERWOOD et. al. und PARKER und UNDERWOOD [289, 214, 213] untersuchten den Einfluss von Entlastungsbohrungen auf die Schwingfestigkeit von Kanonenrohren. Diese Entlastungsbohrungen sind notwendig, um die Verbrennungsgase nach dem Abfeuern aus der Kanone zu entfernen. Die Parameter dieser Untersuchung sind:

- der Innenradius von 53 mm, 60 mm und 78 mm (Durchmesser Verhältnis $d_a/d_i \sim 2.0$),
- der Autofrettagegrad mit einer auf die Wandstärke bezogenen Plastizierungstiefe von 0 %, 30 %, 50 % und 100 %,
- verschiedene Werkstofffestigkeiten.

Der Verschneidungswinkel dieser Entlastungsbohrung bezogen auf die Längsachse beträgt 30° , das Verhältnis von Querbohrungsdurchmesser zu Innendurchmesser war ca. 0,03. Es wurden Innendruckschwellversuche im Zeitfestigkeitsbereich bei Drücken von 830 bar bis 2970 bar durchgeführt, die zu Lebensdauern von ca. 4.000 bis 140.000 Lastwechseln führten. Im Vergleich zu den Berechnungen, die nach dem von UNDERWOOD und PARKER [288] veröffentlichten Konzept ermittelt wurden, zeigten sich gute Übereinstimmungen mit experimentell ermittelten Lebensdauern. Durch die Autofrettage erfolgte die Verschiebung des Anrissortes von der Verschneidungskante der Querbohrung mit der Hauptbohrung in die Querbohrung nach außen. Mit steigendem Autofrettagedruck hat sich in allen Untersuchungen eine Verlängerung der Lebensdauer gezeigt. Diese Erkenntnisse sind auch so auf *Common-Rail* Anwendungen übertragbar.

Im Vorhaben *Ermüdungsverhalten innendruckbeanspruchter dickwandiger Rohre aus rostfreiem Austenitstahl nach Tieftemperaturautofrettage* wurden von MUGHRABI et. al. [191, 192, 85, 84] die Auswirkungen der Autofrettagetemperatur auf den Eigenspannungszustand von austenitischem Stahl (AISI 304 L) nach Entlastung experimentell und rechnerisch untersucht. Es konnte festgestellt werden, dass die Streckgrenze $R_{p0,01}$ des Austenits bis zu Temperaturen von ungefähr -100°C beträchtlich ansteigt. Damit verbunden ist ein Anstieg der Eigenspannungen. Für eine Probe mit Querbohrungen und einer Autofrettagetemperatur von -90°C ist ein Anstieg der Dauerfestigkeit um den Faktor 2 gegenüber nicht autofrettierten Proben zu verzeichnen. Es sind keine industriellen Anwendungen bekannt, vermutlich aufgrund der niedrigen Werkstofffestigkeit.

ZHU et. al. [306] untersuchten für einen autofrettierten, dickwandigen Zylinder den Einfluss der Eigenspannungsrelaxation auf die Ermüdungsfestigkeit. Dazu wurden Versuchsteile aus einem realen Reaktor, der elf Jahre in Betrieb war, entnommen. Einige dieser Versuchsteile wurden nochmals autofrettiert. Rissartige Defekte brachte man an der Innen- und Außenseite ein. Innendruckschwellversuche (0 bar bis 2940 bar) wurden an diesen Versuchsteilen durchgeführt. Durch die Autofrettage werden an der Außenseite Zugeigenstressungen erzeugt, die dafür sor-

gen, dass ein äußerer Riss rechnerisch kritischer sein kann als ein innerer Riss. Das Kriterium *Leck vor Bruch* kann für einen Innenriss oft erfüllt werden. Für einen Außenriss ist dieses Kriterium meist nicht erfüllbar.

Von SEGALL et. al. [255] werden die Autofrettage für einen dickwandigen Zylinder mit Querbohrung (als Stufenbohrung) untersucht. Dabei sind niedrige Autofrettagedrücke verwendet worden, um hohe Druckeigenspannungen am Kerb und ein geringes Zugeigenspannungsfeld zu erzeugen.

KOH [155] stellt Berechnungsergebnisse für einen zyklisch mit 2000 bar Innendruck beanspruchtem Zylinder mit radialen Bohrungen vor. Durch die Autofrettage, bei der 50 % der Wand plastiziert, wird die Lebensdauer um 45 % im Vergleich zur nicht autofrettierten Variante rechnerisch verlängert.

SALZAR [240] untersuchte an Rohren, wie der standardmäßig verwendete niedriglegierte Stahl durch eine hybride Konstruktion aus dem niedriglegierten Stahl und einem *Metal Matrix Composit* (SiC/Ti-24Al-11Nb) gleichwertig ersetzt werden kann. Im Ergebnis dieser Untersuchung konnte eine Gewichtsersparnis von bis zu 38 % festgestellt werden.

Mehrere Autoren haben analytische Modelle zur Beschreibung des Autofrettagevorgangs vorgestellt (LIVIERI und LAZZARIN [163, 172], XING und HUNAG [300], PERL [219], DONGXING und HUA [73], AVITZUR [30], CHEN [58], FRANKLIN und MORRISON [91], BLAND [42]). CHEN zeigte analytisch, welchen Einfluss der *Bauschinger Effekt* auf die Eigenspannungsverteilung hat. Diese Veröffentlichungen basieren zum größten Teil auf der von HILL [124] beschriebenen analytischen Lösung. Der *Bauschinger Effekt* kann dabei nur global berücksichtigt werden, d. h. mit nur einer Erstentlastungskurve.

Mehrere Autoren stellten analytisch-numerische Methoden zur Berechnung der Eigenspannung durch den Autofrettagevorgang vor (ZHAO et. al. [304], GHORBANPOUR et. al. [100, 99], PERRY und ABOUDI [222], PARKER [215, 208, 209], PARKER et. al. [216], JAHED et. al. [138, 140, 136], ALEGRE et. al. [24]). Diese Modelle basieren auf einer Einteilung der Wand in Schichten. Für die Berücksichtigung des BAUSCHINGER EFFEKTES können für die Entlastungssimulation den einzelnen Schichten verschiedene Werkstoffkurven zugeordnet werden.

Für die Berechnung der Autofrettageeigenspannungen dickwandiger Zylinder sind von verschiedenen Autoren eindimensionale „Finite Elemente Solver“ präsentiert worden [138, 304, 275, 140, 136]. Diese ermöglichen, jedem Element individuelles Werkstoffverhalten zuzuweisen und damit den *Bauschinger Effekt* sehr gut abzubilden.

BADR et. al. [31, 33, 32] untersuchten den Einfluss der Autofrettage auf die Lebensdauer von *Stahlblöcken mit Kreuzbohrungen*. Die Autofrettagedrücke variierten von 790 bar bis 1720 bar und die Innendruckschwelltests wurden bei Drücken von 530 bar und 690 bar durchgeführt. Erst ab einem Autofrettagedruck von über 1000 bar konnte eine Verlängerung der Lebensdauer festgestellt werden. Es zeigte sich außerdem eine Steigerung der Streuung der Lastspielzahlen mit steigendem Autofrettagedruck. BADR et. al. [32] haben für Querbohrungen in Blöcken eine Methode vorgestellt, mit der die Eigenspannungen durch Autofrettage berechnet werden können. Anwendungsbereiche für diese Blöcke mit Querbohrung sind z. B. Pumpen. Das Verhältnis $K_{t,\phi}$ von Umfangspannung zu Innendruck wird dabei einer elastischen FE-Rechnung entnommen.

Mit Hilfe der NEUBER-Regel [252] und mit Hilfe kinematischer Materialverfestigung [35, 307] werden die Eigenspannungen berechnet. Die Ergebnisse zeigen gute Übereinstimmung mit den FE-Ergebnissen.

UNDERWOOD und TROJANO [290] haben die Bruchprozesse bei Schadensfällen an Kanonenrohren der US-Armee der letzten vier Jahrzehnte dargestellt. Die chronologische Darstellung umfasst dabei analytische als auch experimentelle Erkenntnisse der verschiedenen Bruchprozesse. Die Bruchprozesse teilten Autoren wie folgt ein:

- schneller Bruch,
- Ermüdungsbruch und
- umgebungsgesteuerter Bruch.

1966 ist schneller Bruch an einem Kanonenrohr in das Blickfeld gerückt. Die Bruchzähigkeit des verwendeten Werkstoffs wurde später zu $74 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ bestimmt. Durch einen rissartigen Defekt von 10 mm Tiefe betrug die rechnerische Risspitzenbeanspruchung $99 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, so dass schon bei der ersten Verwendung der Bruch erfolgte. Heutzutage werden Werkstoffe mit geringeren Festigkeiten und erheblich erhöhten Bruchzähigkeiten ($140 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$) verwendet. Eine große Bedeutung hat das Kriterium *yield before break*, das sicherstellt, dass ein Versagen durch große plastische Verformungen angekündigt wird. Die Basis für die Auslegung gegen Ermüdungsbruch sind *full-scale* Tests an schon abgefeuerten Kanonen. Üblicherweise werden an sechs Abschnitten von 1 m bis 2 m Länge Ermüdungstest durchgeführt. Die statistische Auswertung der Lebensdauern N wird auf Grundlage der Log-Normalverteilung mit 99 % Überlebenswahrscheinlichkeit und 90 % Konfidenz durchgeführt.

Neben den Ermüdungstests sind in [290] auch Berechnungsmodelle vorgestellt worden. Großen Einfluss auf die rechnerische Lebensdauer hat die Berücksichtigung des *Bauschinger Effekts* bei der Autofrettagesimulation. In einem Beispiel wird eine rechnerische Lebensdauer von 2560 Zyklen für die nicht autofrettierte Variante, 5570 Zyklen für die autofrettierte Variante unter Berücksichtigung des *Bauschinger Effektes* und 8120 Zyklen für einen Werkstoff ohne Bauschinger Verhalten angegeben. Thermische Ermüdung spielt aufgrund höherer Gastemperaturen eine immer wichtigere Rolle. In Kombination mit Wasserstoffeintrag erfolgt der Rissfortschritt²³ beschleunigt.

Für die Autofrettagesimulation werden auch Analogiebetrachtungen durchgeführt. So kann die Autofrettage durch ein entsprechendes Temperaturfeld simuliert werden, z. B. KARGARNOVIN et. al. [143].

Die wiederholte Autofrettage an dickwandigen Rohren wurde von PARKER [210] und JAHED et. al. [137] numerisch untersucht. Die von PARKER verwendeten Modelle zur Eigenspannungsberechnung ergeben eine Erhöhung der Druckeigenspannungen in Umfangsrichtung bei wiederholter Autofrettage mit dem gleichen Autofrettagedruck. Dies ist erstaunlich, weil JAHED et. al. erwartungsgemäß nachfolgende Ergebnisse erhalten haben:

- Es gibt keinen Vorteil für die zweifache Autofrettage mit gleichem Druck.
- Die zweifach Autofrettage mit der Abfolge niedriger - hoher Druck ergibt einen fast identischen Eigenspannungsverlauf wie die einmalige Autofrettage mit hohem Druck.

²³siehe z. B. CHUANG et. al. [60]

- Ein Vorteil ergibt sich nur bei der wiederholten Autofrettage mit der Abfolge hoher - niedriger Druck gegenüber der einmaligen Autofrettage mit hohem Druck. Dieser Effekt tritt auf, weil die zweite Autofrettageentlastung elastisch erfolgt. Es werden rechnerisch Druckeigenspannungserhöhungen um bis zu 20 % erreicht. Aufgrund der Mehrachsichtigkeit durch Innendruckbeanspruchung kann die betragsmäßige Eigenspannungserhöhung erklärt werden. Durch Plastizierungen sind die Umfangsspannungen geringer im Vergleich zu einer elastischen Analyse.

SEEGER, SCHÖN, BERGMANN und VORMWALD [254] (*Autofrettage I*) erstellten ein Konzept auf der Grundlage der örtlichen Beanspruchungen, das es erlaubt, für den anrisskritischen Ort den dauerhaft ertragbaren Betriebsdruck für das Kriterium „technischer Anriss“ unter Berücksichtigung des Eigenspannungsfeldes aus dem Autofrettagevorgang vorherzusagen. Die Funktion des Entlastungsastes hat entscheidenden Einfluss auf die berechneten Eigenspannungen. Der zu berücksichtigende *Bauschinger-Effekt* reduziert gegenüber einer elastisch angenommenen Entlastungsgeraden die Eigenspannungen erheblich. Als Grenzfälle möglicher Spannungs-Dehnungs-Äste sind die verdoppelte statische und die verdoppelte stabilisiert zyklische $\sigma - \epsilon$ Kurve zu sehen. Das reale Werkstoffverhalten muss sich in diesen Grenzen abbilden lassen. Das Berechnungsverfahren von SCHÖN [248] ermöglicht die Berücksichtigung dieses transienten Deformationsverhaltens durch die Verwendung von Erstentlastungskurven aus Werkstoffversuchen. Als Eingabedaten dienen die statische $\sigma - \epsilon$ Erstbelastungskurve, die $\sigma - \epsilon$ Kurve der ersten Entlastung und der elastische Übertragungsfaktor (bzw. Kerbformzahl) sowie der Autofrettagedruck. Die Fließkurve und die vollplastische Grenzlast werden über Näherungsformeln (z. B. *Neuber-Formel*) oder FEM errechnet. Aus diesen Daten wird unter Berücksichtigung der Übertragbarkeit, der Schädigung durch die Vorreckung und der Mittelspannungsrelaxation die Anrissdauerfestigkeit ermittelt. Die Verifikation des Berechnungsverfahrens erfolgte durch Vergleich mit Versuchsergebnissen. An autofrettierten und nicht autofrettierten bauteilähnlichen Proben mit Bohrungskreuzung (90°-Verschneidung) und zwei unterschiedlichen Oberflächenaufbereitungszuständen der Druckkanäle wurden Innendruckschwellversuche durchgeführt. Die Autofrettage brachte eine Steigerung des dauerhaft, ohne Anriss ertragbaren Druckes bei den Kreuzbohrungsproben mit feiner Oberfläche von 25 % und bei den Kreuzbohrungsproben mit rauher Oberfläche von 40 %. Aus den experimentellen Untersuchungen ergaben sich an den autofrettierten Kreuzbohrungen auch Durchläufer²⁴ auf Druckhorizonten, die weit oberhalb der rechnerisch ermittelten Anrissdauerfestigkeit liegen. Die experimentell ermittelte Dauerfestigkeit der autofrettierten Proben war unabhängig vom Bearbeitungszustand der Verschneidungen und lag im Vergleich zur Dauerfestigkeit der nicht autofrettierten Proben um den Faktor 2,3 bei rauher Oberfläche und 1,8 bei fein bearbeiteter Oberfläche höher, Bild 2.3. Alle oberhalb der rechnerischen Anrissdauerfestigkeit geprüften Proben wurden aufgetrennt. Alle Proben waren angerissen. Das Risswachstum hat sich soweit reduziert, dass bis zu der untersuchten Schwingspielzahl von $N = 2 \cdot 10^6$ kein Bruch stattfand.

Auf diesen experimentellen Erkenntnissen aufbauend wurde in einem weiteren Vorhaben der AiF/ FVV durch SEEGER, GREULING und BERGMANN [251] (*Autofrettage II*) das Stehenbleiben der Risse im Eigenspannungsfeld mit schwingbruchmechanischen Methoden untersucht. Innendruckschwellversuche an Bohrungskreuzungen mit 45°-Verschneidung ergaben dabei sogar eine Erhöhung der Dauerfestigkeit durch Autofrettage um den Faktor 3,5, Bild 2.4. Der

²⁴Prüflinge die eine definierte Lastspielzahl ohne Versagen erreicht haben, werden in der Schwingfestigkeit als Durchläufer bezeichnet.

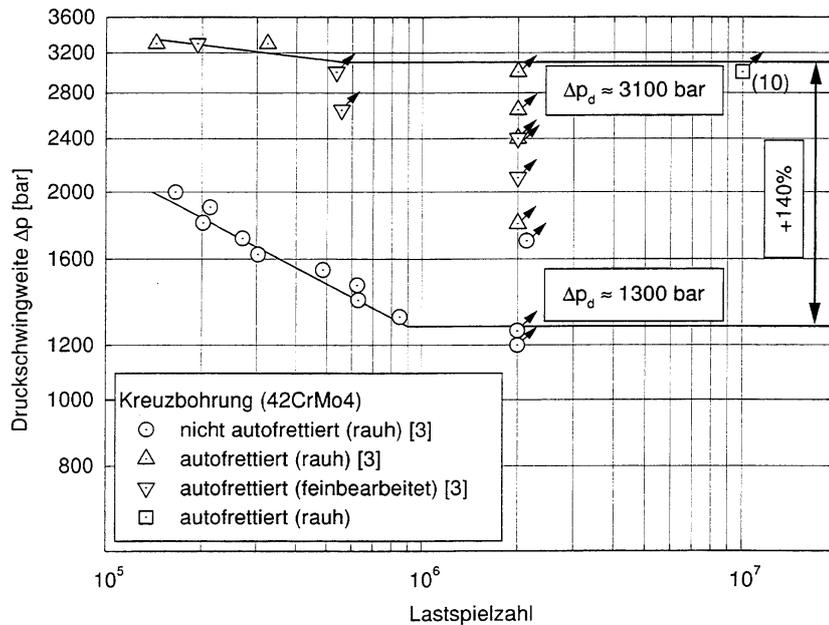


Bild 2.3. Experimentelle Ergebnisse an 90° Bohrungsverschneidung, aus [251]

Eigenstresszustand wurde mit dem FE-Programm *ABAQUS* und des darin implementierten Werkstoffgesetzes mit nicht linearer kinematischer Verfestigung berechnet. Das verwendete Materialmodell erlaubt eine beschränkte Modellierung der Erstbelastung und der nachfolgenden Entlastung (Autofrettage). Darauf aufbauend wurde die Risswachstumsgeschwindigkeit als Funktion der Schwingweite des Spannungsintensitätsfaktors ΔK beschrieben. Für den vorliegenden Fall ergibt sich ΔK als Superposition der Spannungsintensitätsfaktoren aus den Autofrettageeigenstressungen K^{af} und aus der Betriebsbelastung K^{betr} , d. h. dem Maximalwert des Spannungsintensitätsfaktors K_{max} . Aus der Literatur sind Lösungen für den Spannungsintensitätsfaktor aus äußerer Belastung bekannt. Die Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren aus Eigenstressungen erfordert eine gesonderte Betrachtung [102]. Für die Fälle von gekerbten, innendruckbeanspruchten Bauteilen liegen keine Näherungslösungen vor. Die Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren hierfür erfolgt durch Integration der Gewichtsfunktionen. Dabei kommen die Gewichtsfunktionen für die ungekerbte Seitenrisscheibe nach XUE-REN und CARLSSON [301] zum Einsatz. Mit der Gleichung (2.1) ist das Kriterium für den Rissstillstand definiert.

$$\Delta K = K_{max} = K^{af} + K^{betr} \leq \Delta K_{eff,th} \quad (2.1)$$

GREULING [107] erweiterte das bruchmechanische Berechnungskonzept von *Autofrettage II* [251] dahingehend,

- dass verschiedene analytische Lösungen und 2D-Gewichtsfunktionen für Spannungsintensitätsfaktoren auf die Anwendbarkeit überprüft wurden und
- dass die 3D-Gewichtsfunktion nach OORE und BURNS [197, 198] auf die 90° Bohrungsverschneidung angewendet wurde.

Die rechnerische Dauerfestigkeit mit stehendem Riss wird nur geringfügig von der Wahl der 2D-Gewichtsfunktion beeinflusst, weil K_{max} im Vergleich zu der Spannungsintensität aus Eigenstressung fast null ist und damit die Geometriekorrektur innerhalb der Gewichtsfunktionen 'nahezu' ausgeschaltet wird. Die Rissform für die Berechnung mit der 3D-

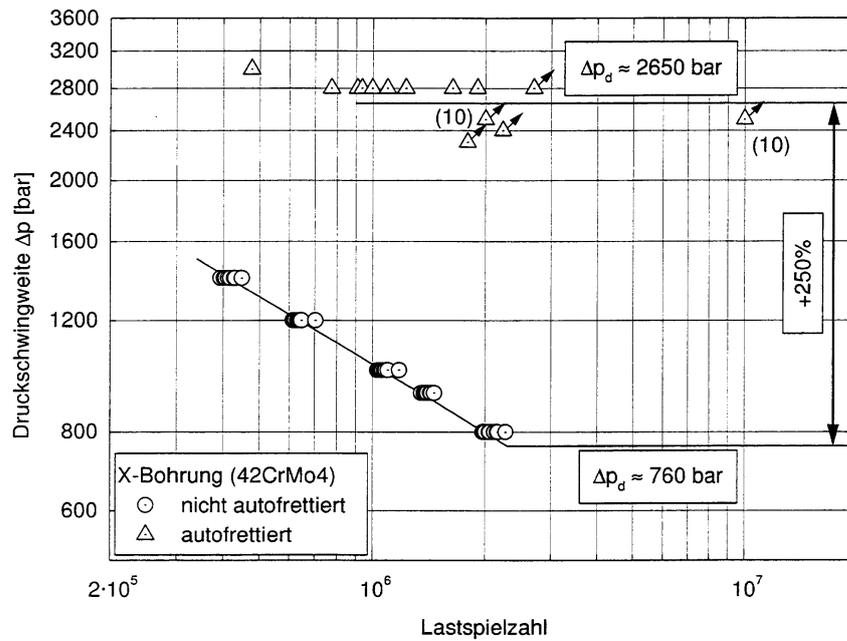


Bild 2.4. Experimentelle Ergebnisse an 45° Bohrungsverschneidung, aus [251]

Gewichtsfunktion wurde von GREULING aus den experimentellen Ergebnissen von SCHÖN et. al. [254] übernommen. Die Nachrechnung ergibt unter der Annahme des Rissöffnens bei $K = 0$ und einer Druckschwellbeanspruchung von $\Delta p = 2800$ bar, dass längs der gesamten Rissfront die effektive Schwingweite der Spannungsintensität ΔK_{eff} sehr nahe dem effektiven Schwellwert von $\Delta K_{eff,th} = 3,3 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ ist. Fordert man, dass entlang der gesamten Rissfront der effektive Schwellwert unterschritten wird, ergibt sich eine dauerfeste Druckschwingweite von $\Delta p = 2650$ bar. Das Berechnungsergebnis ist 15 % geringer als die experimentelle Dauerfestigkeit, siehe Bild 2.4. Das von GREULING verwendete Berechnungsverfahren mit 3D-Gewichtsfunktion ermöglicht keine Vorhersage der Dauerfestigkeit und der Form und Größe des stehenbleibenden Risses, weil die Rissform ein Eingangsparameter der Berechnung ist.

Der Frage der Auswirkungen der Kombination der Verfahren Autofrettage und Einsatzhärten auf die Dauerfestigkeit wurde in einem weiteren FVV/AiF Vorhaben von DIEMAR, LINNE, BERGMANN und VORMWALD [71] (*Autofrettage III*) nachgegangen. An drei Geometrien, einer 90° Bohrungsverschneidung, einer 45° Bohrungsverschneidung und einer Probe mit Bohrungsabsatz sind verschiedene Kombinationen von Autofrettagedruck und Einsatzhärtung experimentell geprüft worden, Bild 2.5. Es zeigte sich, dass die Kombination aus Einsatzhärten und Autofrettage höhere Dauerfestigkeiten ergibt als die nur einsatzgehärteten Varianten. Eine noch höhere Dauerfestigkeit wird bei der Autofrettage des blindgehärteten Zustandes (ohne Aufkohlung) erreicht, Bild 2.5. Für die einsatzgehärteten Bohrungsverschneidungen wird während der Autofrettage nach Überschreitung der Bruchgrenze der Einsatzschicht ein Riss initiiert. In Abhängigkeit des Autofrettagedrucks findet stabiles oder instabiles Risswachstum statt. Der Berstdruck ist durch den Übergang zum instabilen Risswachstum gekennzeichnet. Für die Dauerfestigkeitsvorhersage dieser Varianten wurde ein Rissfortschrittsmodell entwickelt,

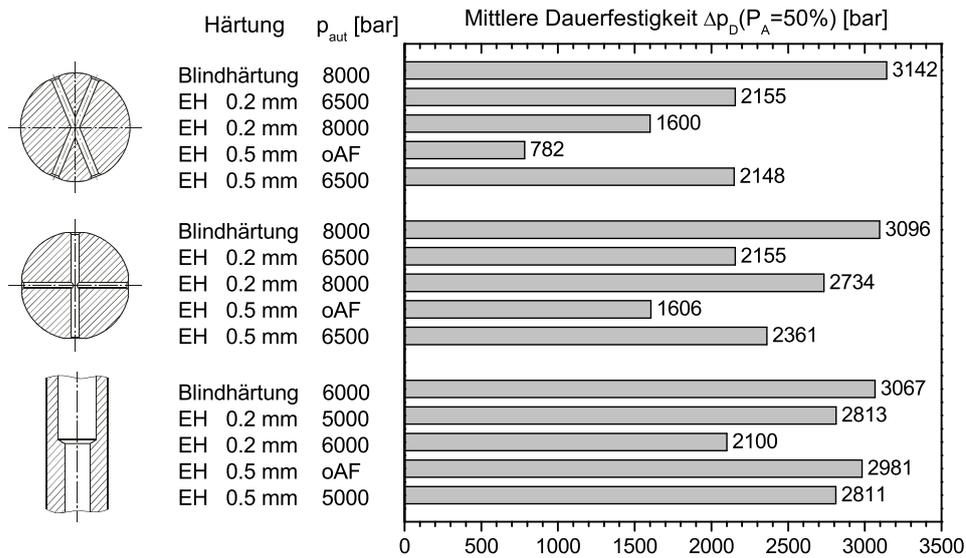


Bild 2.5. Experimentelle Ergebnisse „FVV Vorhaben Einsatzhärten und Autofrettage“, aus [71]

das die Eigenspannungen durch die Autofrettage für ein Bauteil mit Riss berücksichtigt²⁵. Die Dauerfestigkeitsvorhersage für die nur einsatzgehärteten Varianten (ohne Autofrettage) konnte erheblich verbessert werden²⁶.

SPICKENREUTHER [264] wendet verschiedene Methoden und Richtlinien für die Dauerfestigkeitsvorhersage einsatzgeärteter Dieseleinspritzdüsen an. Diese Vorhersagen vergleicht er mit den 11 durchgeführten Versuchsreihen. Leider ist die Streuung der experimentellen Dauerfestigkeit sehr groß, so dass die Einflüsse auf die Dauerfestigkeit kaum ableitbar sind.

PLAPPERT [225] analysiert experimentelle Ergebnisse quergebörter Rohre ohne und mit Autofrettage. Die beachtliche Erhöhung der Schwellfestigkeit durch Autofrettage wird mit einer Erhöhung der Anrissdauerfestigkeit durch veränderte Mittelspannung und einer erheblichen Schwingfestigkeitsteigerung durch Kaltverfestigung erklärt. In Smith-Diagrammen sind dauerfeste lokale Schwingweiten von bis zu 1400 MPa dargestellt. Diese Erkenntnisse stehen im Widerspruch zu Ergebnissen aus den Forschungsvorhaben *Autofrettage I bis III* [254,251,71], bei denen die Steigerung der Dauerfestigkeit durch stehenbleibende Risse im Druckeigenspannungsfeld erklärt werden konnte und diese stehenbleibenden Risse auch experimentell nachgewiesen wurden.

GIESSEL untersuchte den Einfluss des Autofrettagedruckes auf die Lebensdauer von Common Rails [101]. Die Simulation des Autofrettagevorganges erfolgte per FE mittels kinematisch multilinemem Werkstoffmodell. Grundlage für die Ermittlung der rechnerischen Dauerfestigkeit war die FKM-Richtlinie *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile* [125]. Die experimentellen Untersuchungen zeigen, dass die Autofrettage einen positiven Effekt auf die Schwingfestigkeit hat. Leider sind die Versuche nicht umfangreich genug, um diese Unterschiede quantifizieren zu können.

HERZ, VORMWALD, THUMSER und BERGMANN beschäftigten sich mit der Dauerfestigkeit gezogener Dieseleinspritzleitungen mit den Parametern

²⁵siehe auch LINNE [170]

²⁶siehe auch DIEMAR [70]

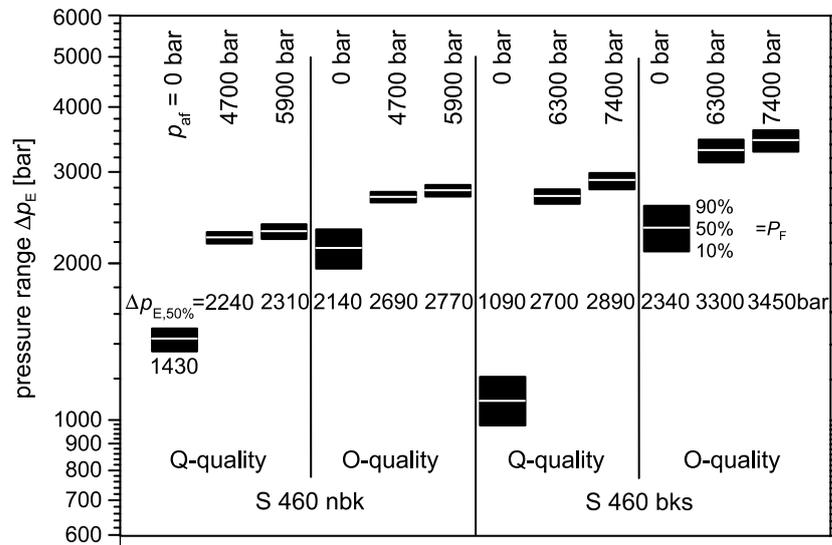


Bild 2.6. Experimentelle Dauerfestigkeiten an Dieseleinspritzleitungen, aus [121]

- Werkstoffzustand: StE 460 nbk (nicht blank gezogen) und StE 460 bk+s (blank gezogen und spannungsarm gegläht),
- Wandstärkenverhältnis $d_a/d_i = 6,0 \text{ mm} / 2,5 \text{ mm} = 2,4$,
- Autofrettagedruck: nicht autofrettiert und 2 Autofrettagedrücke und
- Oberflächenqualität: Serienqualität und definierter Ziehfehler

in allen möglichen 12 Varianten experimentell und rechnerisch [120, 121, 275]. Die experimentellen Ergebnisse zeigen, dass die Autofrettage die mittlere Dauerfestigkeit erhöht und die Streuung in der Dauerfestigkeit reduziert, Bild 2.6. Die für die Serienproduktion wichtigen zulässigen Dauerfestigkeiten, z. B. $P_A = 1 \text{ ppm}$, profitieren von der Mittelwerterhöhung und der Reduktion der Streuung durch die Autofrettage. Die Sensitivität gegenüber einem Herstellungsfehler (definierter Ziehfehler) wird durch die Autofrettage erheblich reduziert. Diese Sensitivität ist bei dem härtesten Werkstoffzustand *StE 460 bk+s* größer als bei dem Werkstoffzustand *StE 460 nbk*. Die Vorhersage der Dauerfestigkeit wurde auf Grundlage des DÖRING Materialmodells [75] und der effektiven Schwingweite der Spannungsintensität durchgeführt. Die Vorhersage der Dauerfestigkeiten erfolgt in guter Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen.

LECHMANN et. al. [165] und LECHMANN [164] veröffentlichten ein Dauereffektivitätskonzept für Bauteile mit Druckeigenstress, insbesondere durch Autofrettage, auf Basis der linear elastischen Bruchmechanik. Die Modellierung des Autofrettagevorganges erfolgt durch ein erweitertes Werkstoffmodell nach ARMSTRONG, FREDERIC und CHABOCHE [29, 166] (AFC-Modell). Mit den AFC-Modellen wird nach DÖRING [75] bei zyklischer Belastung immer vollständige Mittelspannungsrelaxation erreicht. Aus dem Grunde haben vermutlich LECHMANN et. al. einen anderen Ansatz verfolgt, der die Veränderung der Eigenspannung durch zyklische Beanspruchung erfassen soll. Die Vorgehensweise dazu ist leider nicht nachvollziehbar. Die numerische Rissfortschrittssimulation erfolgte am 3D-Modell mit einem Rissfortschrittsprogramm von LIN [169] und LIN und SMITH [168, 167], das ebene Rissfortschrittssimulation mit automatischer Neuvernetzung in 3D ermöglicht. Dabei wird ein *Crack Block* in dem Bereich des FE-Modells eingefügt, in dem der Riss wachsen soll. Innerhalb dieses *Crack Block* findet

die automatische Neuvernetzung mit Hexaederelementen statt, die bei dem verwendeten FE-Programm *Abaqus* notwendig sind, um die Rissspitzenbeanspruchung zu ermitteln. Bei dieser Rissfortschrittssimulation wird das Superpositionsgesetz genutzt. Die Spannungen aus dem ungerissenen Zustand werden als Rissuferbelastung aufgebracht, vgl. Anhang C.3. Das entwickelte Berechnungsverfahren wird am Beispiel eines Railabschnittes mit versetzter Querbohrung aus dem Schmiedestahl *38MnVS6* angewendet, Bild 2.7. Die experimentelle Verifikation umfasst

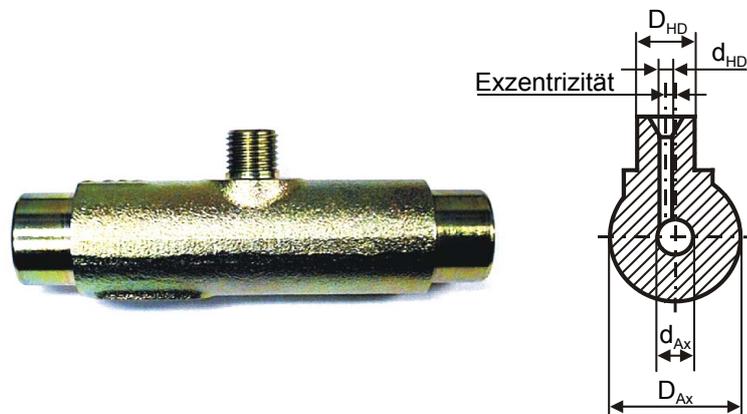


Bild 2.7. Railabschnitt, aus [164]

neben der Dauerfestigkeit im Innendruckschwellversuch die fraktographische Analyse des stehenbleibenden Risses. Es konnten von LECHMANN et. al. eine gute Übereinstimmung zwischen Rissfortschrittssimulation und experimentellen Befunden erreicht werden. Die verwendeten Verfahren und Simulationsparameter²⁷ sind nicht umfangreich genug dokumentiert, so dass eine Bewertung der Güte des Verfahrens schwierig bleibt.

Das Verfahren, mit dem man die Autofrettage an einem dickwandigen Rohr durch eine Explosion erzeugt, wurde 1971 veröffentlicht, MOTE et. al. [190]. Die durchgeführten Versuche zeigen nach der Meinung der Autoren, dass das Verfahren beherrschbar ist. Weshalb dieses Verfahren nicht angewendet wird, ist nicht bekannt.

Die Kombination der Verfahren Schrumpfen und Autofrettage kann im Vergleich zur Einzelanwendung dieser Verfahren die Schwingfestigkeit nochmals erhöhen. Von PARKER und KENDALL [211] wurde ein zweischichtiges Rohr untersucht, dass erst geschrumpft und dann autofrettet wurde. Nach diesen Berechnungen konnte durch die höheren Druckeigenstressungen eine rechnerische Lebensdauerverlängerung von 41 % erreicht werden. JAHED et. al. [139] untersuchten eine dreilagige Konfiguration. Mittels des *Simplex* [193] Optimierungsalgorithmus konnten die optimalen Wandstärken und der optimale Verfahrensablauf bestimmt werden. Die Autofrettage der Einzelrohre mit den nachfolgenden Schrumpfpzessen ergab die längste rechnerische Lebensdauer.

Ähnliche Eigenspannungsverteilungen wie durch die Autofrettage (Bild 2.8) werden durch das mechanische Aufweiten von Bohrungen^{28,29} erzeugt, Bild 2.9. Dieselben Effekte des Rissstillstandes können beobachtet werden, MAHENDRA BABU et. al. [179].

²⁷insbesondere für die Modellierung des Rissfortschrittes

²⁸engl.: cold expansion of holes

²⁹siehe z. B. WEBSTER und EZEILO [295], PAVIER et. al. [218]

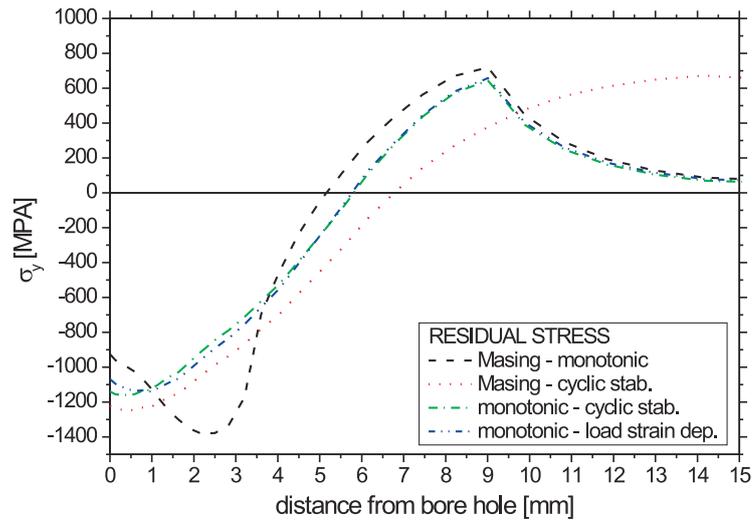


Bild 2.8. Rechnerische Eigenspannungsverteilung durch Autofrettage an 45° Bohrungsverschneidung, aus [276]

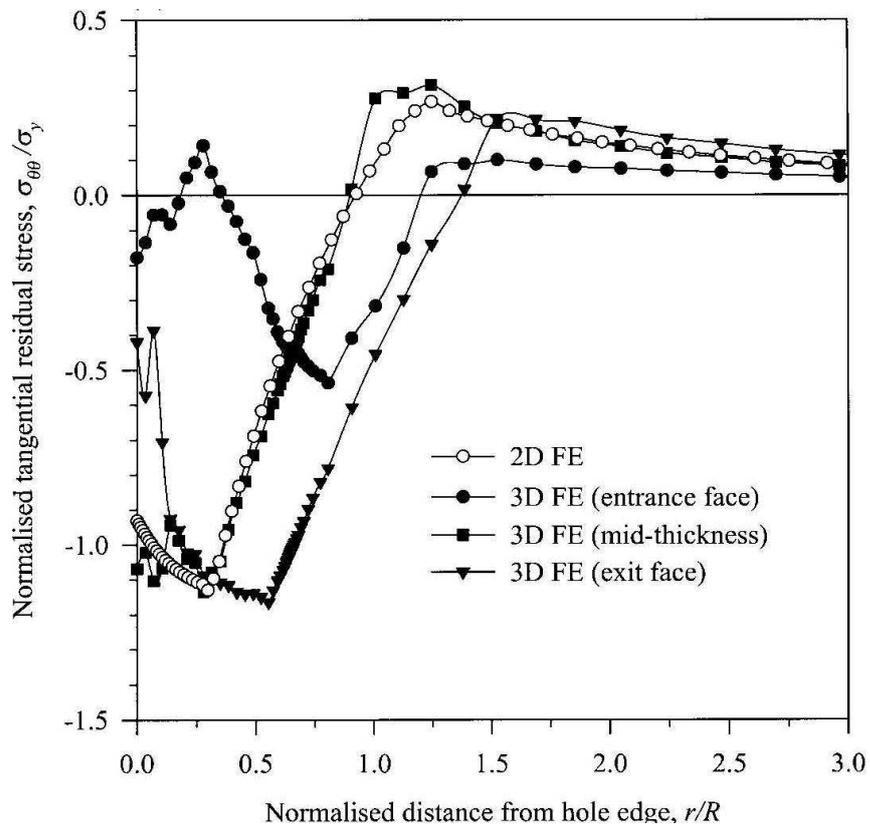


Bild 2.9. Rechnerische Eigenspannungsverteilung durch das mechanisches Aufweiten von Bohrungen, aus [218]

2.3 Stand der rechnerischen Simulation der Ermüdungsrissausbreitung

2.3.1 Phasen der Ermüdungsrissausbreitung

Die Phasen der Ermüdung³⁰ für metallische Werkstoffe lassen sich einteilen in:

1. Rissinitiierung,
2. Wachstum mikrostrukturell kurzer Risse,
3. Wachstum mechanisch kurzer Risse,
4. Wachstum mechanisch langer Risse (Langrisswachstum) und
5. instabiles Risswachstum.

Die Phasen 2 und 3 werden als Kurzrisswachstumsphase bezeichnet.

Die einzelnen Phasen der Ermüdung nehmen unterschiedliche Anteile an der Gesamtlebensdauer ein. In den *Synthetischen Wöhlerlinien* [40] wird eine grobe Abschätzung der Abhängigkeit des Verhältnisses zwischen Anrisslebensdauer³¹ und Bruchlebensdauer von der Kerbschärfe³² definiert. Bei schwach gekerbten Bauteilen bestimmt das Wachstum mikrostrukturell und mechanisch kurzer Risse die Gesamtlebensdauer [75]. Für scharf gekerbte Bauteile wird der Anteil der Langrissphase an der Gesamtlebensdauer immer größer, Bild 2.10.

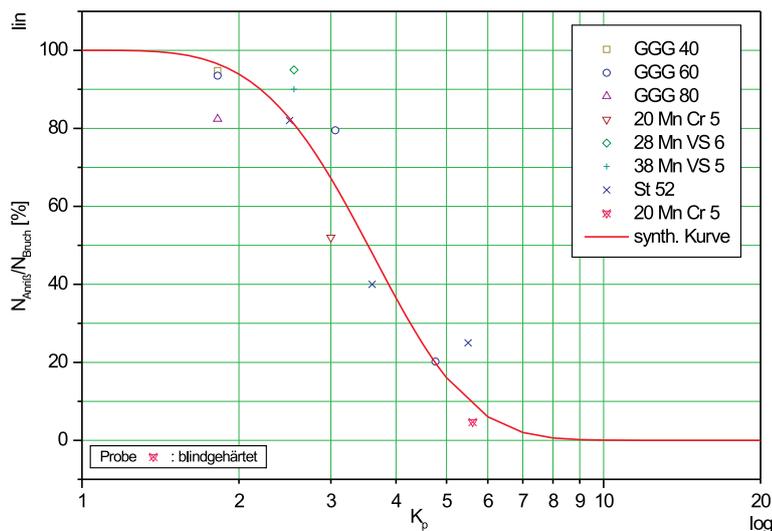


Bild 2.10. Verhältnis von Anriss- zu Bruchlebensdauer in Abhängigkeit der Kerbschärfe, aus [40]

Um das Kurzrisswachstum zu beschreiben, sind in den letzten 20 Jahren viele Kurzrissfortschrittsmodelle entwickelt worden. Beispielhaft sei auf das von VORMWALD³³ [293] entwickelte P_J - Kurzrissmodell verwiesen. Einen ausführlichen Überblick über den Stand der Forschung zur Vorhersage der elastisch-plastischen Rissfortschrittslebensdauer geben SAVAIDIS et. al. [244] sowie Haibach [114].

³⁰siehe BROWN [50], ZERBST, SCHÖDEL und VORMWALD [303]

³¹Als Anrisslebensdauer wird i.d.R. die Lebensdauer bis zum beobachtbaren Oberflächenriss $a/2 = 0.25 \text{ mm}$ definiert.

³²Die Kerbschärfe ist dabei als plastische Formzahl K_p definiert.

³³Weiterentwicklung z. B. durch ANTHES [27], DANKERT [64], RICHTER [232], HOFFMEYER [127], A. SAVAIDIS [241], G. SAVAIDIS [242], DÖRING [75]

2.3.2 Simulation des Rissfortschrittes

Für eine relativ schnelle Durchführung von Rissfortschrittsberechnung greift man auf analytische Lösungen für die Spannungsintensitätsfaktoren zurück. Zwei gängige Softwareprogramme hierfür sind *NASGROW* [16] und *AFGROW* [115]. Für die explizite Rissfortschrittsrechnung ist mit den Methoden der BEM und FEM³⁴ jeweils eine Neuvernetzung mit jedem Rissincrement notwendig, z. B. BREMBERG und DHONDT [46], FULLAND [95]. In verschiedenen Programmen sind diese Neuvernetzungsalgorithmen umgesetzt, z. B.

- *Franc3D* [3],
- *ZenCrack* [6],
- *Beasy* [2] und
- *AdapCrack3D* [247].

Der von WORMSEN, FJELDSTAD, und HÅRKEGARD, G. [299, 298, 89] vorgestellte FE-Postprozessor P•FAT³⁵ kann mit Hilfe der *Monte-Carlo-Simulation* für Anfangsdefekte den Rissfortschritt auf probabilistischer Basis berechnen. Auf Basis der Methode der Gewichtsfunktionen [45, 231] wird für die in Bild 2.11 dargestellten Risskonfigurationen der Rissfortschritt simuliert. Die Risspitzenbeanspruchung wird linearelastisch berechnet. Das Risswachstum kurzer Risse wird über die Berücksichtigung einer effektiven Risslänge modelliert³⁶. Die Überprü-

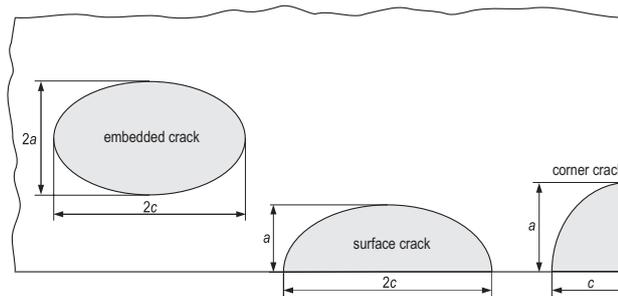


Bild 2.11. In P•FAT implementierte Risskonfigurationen, aus [299, 298]

fung der experimentellen Ergebnisse von FROST [92] ergab eine gute Übereinstimmung mit den Vorhersagen von P•FAT.

Beispielhaft für die Anwendung der Rissfortschrittssimulation sei das Verfahren von ALEGRE et. al. [25] aufgezeigt. Der Rissfortschritt wurde unter *Mixed Mode* Bedingungen linear elastisch für ein Rückschlagventil aus 17-4PH einer 5000 bar Anlage simuliert. Es fand eine automatische Neuvernetzungsprozedur (2D, axialsymmetrische Modellierung) innerhalb von *ANSYS* Anwendung. Durch die Berücksichtigung von Mode I und Mode II Spannungsintensitätsfaktoren konnte die Risswachstumsrichtung bestimmt werden. Der Vergleich mit den experimentellen Befunden lieferte gute Übereinstimmung für die Rissausbreitungsrichtung und für die Lebensdauer.

³⁴Eine weitere Möglichkeit der Rissmodellierung ist die Berücksichtigung durch spezielle Ansatzfunktionen - XFEM [94, 37].

³⁵Probabilistic Fatigue Assessment Tool

³⁶Eine graphische Darstellung dieses Zusammenhanges ist das KITAGAWA-Diagramm [152].

3 Werkstoffversuche

3.1 Vorbemerkungen

Die Werkstoffversuche wurden im Rahmen des Forschungsvorhabens *Autofrettage IV* [278] durchgeführt zur Bestimmung der statischen Kennwerte des Werkstoffes und der Parameter des Plastizitätsmodells nach DÖRING [75]. Die Erstbe- und -entlastungskurven aus diesen Versuchen sind jeweils Hysteresisschleifenäste bis zum ersten und zweiten Umkehrpunkt.

3.2 Geometrie der Werkstoffproben

Zur Bestimmung statischer Festigkeitskennwerte aus dem Zugversuch und zur Ermittlung des zyklischen Spannungs-Dehnungs-Verhaltens wurde die im Bild 3.1 (Fertigungszeichnung: Bild A.1) dargestellte Werkstoffprobe verwendet. Die Gestaltung des Überganges der von den zylindrischen Einspannungen in den Prüfbereich mit der Messlänge L_C gleich 26 mm erfolgte mit dem Ziel, die auftretende Kerbwirkung in diesen Bereichen zu minimieren. Der Ausgangsquerschnitt A_0 innerhalb der Versuchslänge beträgt 50 mm^2 .

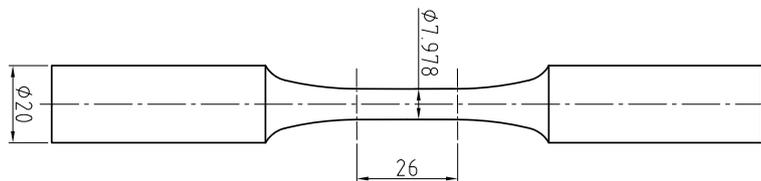


Bild 3.1. Werkstoffprobe

3.3 Probenfertigung

Die mechanische Bearbeitung erfolgte durch Feindrehen aus Stangenmaterial mit dem Durchmesser von 25 mm. Der Abtrag pro Arbeitsgang betrug etwa 0,25 mm. Damit wird eine mittlere Rautiefe R_Z von $6,3 \mu\text{m}$ in diesem Bereich erreicht.

Die Werkstoffproben wurden aus Vergütungsstahl 42CrMo4 (Werkstoffnummer 1.7225) gefertigt. Die Wärmebehandlung war identisch mit der Wärmebehandlung der Kreuzbohrungsproben, Kapitel 4.3.

3.4 Werkstoffzustand

Die Bilder 3.2 und 3.3 zeigen das Gefüge der Werkstoffprobe im Quer- und Längsschliff. Erkennbar ist ein typisches Vergütungsgefüge mit nadelförmigem Martensit ohne Auffälligkeiten. Der im Bild 3.4 dargestellte Randzonenbereich der Probe zeigt keine Entkohlungserscheinungen.

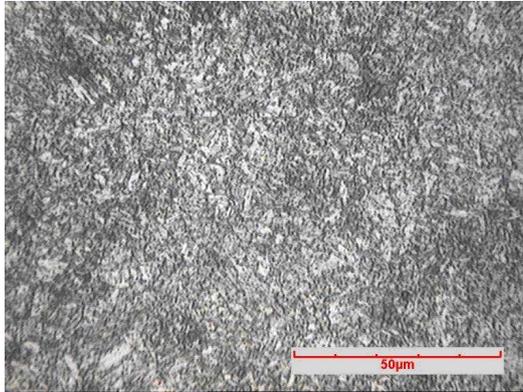


Bild 3.2. Vergütungsgefüge Werkstoffprobe (Querschliff)

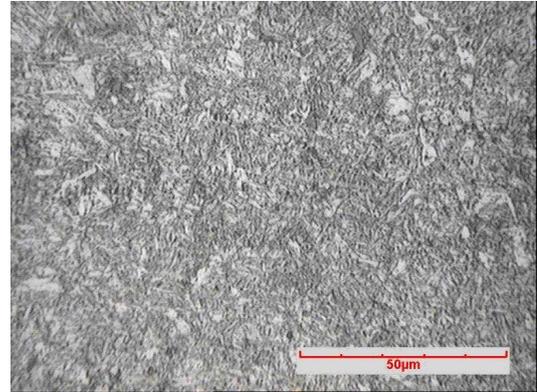


Bild 3.3. Vergütungsgefüge Werkstoffprobe (Längsschliff)



Bild 3.4. Randbereich Werkstoffprobe (Längsschliff)

Die mittlere Vickers-Härte (Kernhärte) wurde mit 281 HV 10 aus 5 Einzelprüfungen ermittelt. Die chemische Zusammensetzung des Werkstoffes der Werkstoffprobe wurde mittels Glimmentladungsspektroskopie (GD-OES) überprüft. Tabelle 3.1 zeigt die chemische Zusammensetzung nach Abnahmeprüfzeugnis 3.1.B nach DIN EN 10204:2005-01 und nach der GD-OES (Mittelwerte der Elemente aus 3 Analysen).

Tabelle 3.1. Chemische Zusammensetzung in Masse %

	C	P	S	Si	Mn	Cr	Mo
Abnahmeprüfzeugnis 3.1.B.	0,43	0,009	0,025	0,21	0,85	1,07	0,15
Kontrollmessung mittels GD-OES	0,410	0,001	0,028	0,206	0,856	1,171	0,179
Anforderungen	0,38				0,60	0,9	0,15
nach	bis	max.	max.	max.	bis	bis	
DIN EN 10083-3:2007-01	0,45	0,035	0,035	0,40	0,90	1,20	0,30

Die chemische Zusammensetzung nach Tabelle 3.1 entspricht der Sollzusammensetzung für den Werkstoff 42CrMo4 (Werkstoffnummer 1.7225) nach DIN EN 10083:2003. Weil aufgrund unterschiedlicher Ausgangsdurchmesser bei der Fertigung unterschiedliche Chargen für die Kreuzbohrungen und die Werkstoffproben verwendet wurden, unterscheidet sich die chemische Zusammensetzung der Kreuzbohrungsproben (Tabelle 4.2) von derjenigen der Werkstoffproben (Tabelle 3.1).

3.5 Versuchsdurchführung

Die Werkstoffversuche wurden mittels des servohydraulischen Materialprüfsystems MTS 810 (Fa. MTS, USA) kolbenweg-, dehnungs- und spannungskontrolliert durchgeführt. Die Einstellung der Versuchsparameter sowie die Datenaufnahme erfolgten mittels der MTS-Software MPT. Die Kraftmessdose des Prüfsystems entspricht im Anzeigenbereich von 1 kN bis 99 kN der Genauigkeitsklasse 0,5. Zur Bestimmung statischer Kennwerte und zur Regelung der dehnungskontrollierten Versuche diente der axiale MTS-Ansatzaufnehmer 634.12F-24 mit einer Anfangsmesslänge L_0 von 25 mm. Im Anzeigenbereich von 2 mm entspricht dieser der Genauigkeitsklasse 0,2.

3.5.1 Zugversuch

Tabelle 3.2 zeigt die ermittelten Kennwerte aus dem Zugversuch und Bild 3.5 die dazugehörige technische Spannungs-Dehnungs-Kurve. Der Zugversuch wurde in Anlehnung an DIN EN 10002-1:2001-12 durchgeführt, Bild 3.5. Die Dehngeschwindigkeit lag bei $0,00025 \text{ s}^{-1}$.

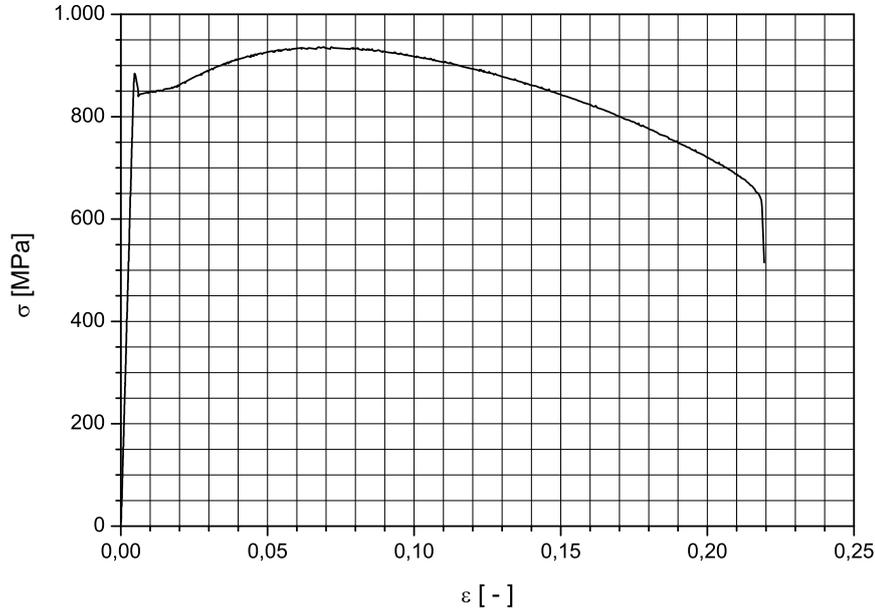


Bild 3.5. Zugversuch an Werkstoffprobe aus 42CrMo4

Tabelle 3.2. Kennwerte des Zugversuches

R_{eH} [MPa]	R_{eL} [MPa]	R_m [MPa]	A [%]
883,9	842,0	936,3	21,5

3.5.2 Zyklisch-dehnungskontrollierte Versuche

Tabelle 3.4 zeigt die Versuchsparameter und die Bruchschwingspielzahlen N_{f100} bis zur völligen Trennung der Werkstoffproben. Die dehnungskontrollierten Werkstoffversuche mit den Nummern 1 bis 8 wurden rein wechselnd durchgeführt ($R_\epsilon = -1$). Der dehnungskontrollierte Werkstoffversuch mit der Nummer 9 wurde druckschwellend durchgeführt ($R_\epsilon = -2$).

Tabelle 3.3. Parameter dehnungskontrollierter Werkstoffversuche

Nr.	ϵ_a [%]	ϵ_m [%]	N_{f100}	R_ϵ
1	0,3	0,0	12.000	-1
2	0,5	0,0	3.186	-1
3	0,7	0,0	1.245	-1
4	1,0	0,0	473	-1
5	1,5	0,0	240	-1
6	2,0	0,0	93	-1
7	5,0	0,0	16	-1
8	10,0	0,0	5	-1
9	0,3	-0,1	20.784	-2

Die Bilder A.2 bis A.10 zeigen der Reihe nach die Wechselverformungskurven der dehnungskontrollierten Werkstoffversuche Nr. 1 bis 9 in halblogarithmischer Darstellung.

3.5.3 Zyklisch-spannungskontrollierte Versuche

Tabelle 3.4 zeigt die Versuchsparameter der spannungskontrollierten LCF-Versuche sowie die Schwingspielzahlen N_{f100} bis zur völligen Trennung der Werkstoffproben.

Tabelle 3.4. Parameter spannungskontrollierte Werkstoffversuche

Nr.	σ_{min} [MPa]	σ_{max} [MPa]	N_{f100}	R_σ
1	-400	800	400	-0,5
2	-800	400	835	-2,0
3	-650	325	79.449	-2,0

Die Bilder A.11, A.12 und A.13 zeigen die Wechselverformungskurven der spannungskontrollierten Werkstoffversuche in halblogarithmischer Darstellung.

3.5.4 Zyklisches Werkstoffverhalten

Der Werkstoff zeigt zyklisch entfestigendes Materialverhalten. Die zyklische Werkstoffkurve wurde entsprechend Gleichung D.1 abgeleitet.

3.5.5 Erstbe- und -entlastungskurven

Die Erstbe- und -entlastungskurven sind für die Verwendung in *Abaqus* entsprechend Kapitel B.1 für die Ermittlung der Eigenspannungen aus Autofrettage abgeleitet worden. Bild B.4 zeigt die Erstbelastungskurven und Bild B.5 die Erstentlastungskurven.

4 Experimentelle Untersuchungen an Kreuzbohrungen

4.1 Vorbemerkungen

Die Dauerfestigkeit gekerbter Bauteile unter Innendruck wurde in den Aif/FVV Forschungsvorhaben *Autofrettage I - III* [254,251,71] untersucht. Als bauteilähnliche Proben kamen Scheiben mit Bohrungsverschneidung zum Einsatz, Bild 4.1.

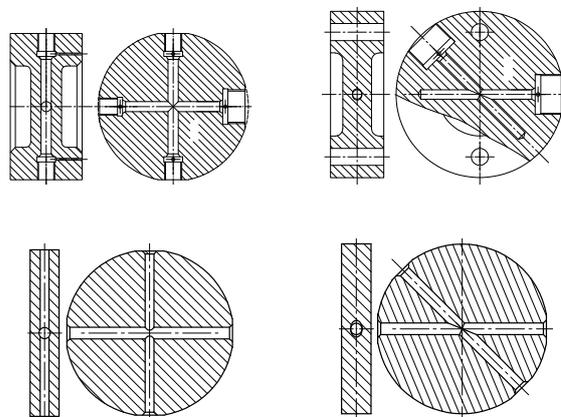


Bild 4.1. Bohrungsverschneidungen aus Forschungsvorhaben *Autofrettage I - III*

Im FVV Forschungsvorhaben *Autofrettage IV* [278] wurde die Zeit- und Betriebsfestigkeit gekerbter Bauteile unter Innendruckbeanspruchung aus 42CrMo4 untersucht. Da die Maximaldrücke der verfügbaren Prüfmaschinen bei rund 4500 bar liegen, sollten sowohl die nicht autofrettierten als auch die autofrettierten Proben gleiche Dauerfestigkeit aufweisen, Kreuzbohrungsproben also entsprechend unterschiedliche Wandstärken besitzen.

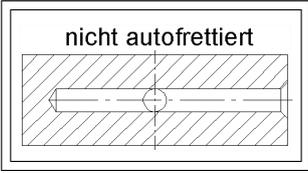
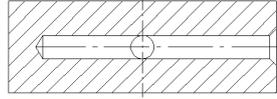
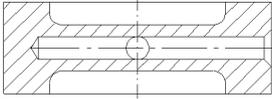
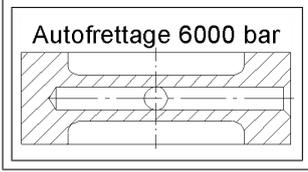
4.2 Geometrie der Kreuzbohrungen

Die Dauerfestigkeit der nicht autofrettierten Variante wurde mit den *Synthetischen Wöhlerlinien* [40] und die Dauerfestigkeit der autofrettierten Kreuzbohrung mit dem Bruchmechanikkonzept stehengebliebener Risse [276] in Abhängigkeit des Verhältnisses h/d vorhergesagt. Die daraus abgeleiteten Geometrieverhältnisse h/d sind in Tabelle 4.1 mit den elastischen und plastischen Kerbfaktoren für die beiden Geometrien^{37,38} zusammengestellt. Nur die zwei in Tabelle 4.1 eingerahmten Varianten wurden experimentell untersucht, die rechnerische Lebensdauer vorhersage für alle 4 Varianten erfolgt in Abschnitt 6.4.2. Die Fertigungszeichnungen sind in den Bildern A.14 und A.15 dargestellt.

³⁷Für ein größeres Parameterfeld von Verschneidungswinkel und Wandstärkenverhältnis sind in Tabelle E.1 die elastischen und plastischen Kerbfaktoren zusammengestellt.

³⁸Die Definition der Kerbfaktoren ist aus Tabelle E.2 ersichtlich.

Tabelle 4.1. Proben mit Kreuzbohrungen

h/d	$K_{t,v}$	$K_{t,I}$	K_p^*	K_p	nicht autofrettiert	autofrettiert
20/5	4,80	3,79	1,43	6,84		
10/5	7,44	6,42	0,733	5,45		

4.3 Probenfertigung

Die Proben mit Kreuzbohrungen wurden aus Stangenmaterial mit einem Durchmesser 60 mm aus Vergütungsstahl 42CrMo4 (Werkstoffnummer 1.7225) gefertigt, Bilder A.14 und A.15. Um Fertigungseigenstress auszuscheiden und einen definierten Werkstoffzustand einzustellen, erfolgte im Anschluss an die mechanische Fertigung eine Wärmebehandlung durch Schutzgashärten mit anschließendes zweimaliges Anlassen unter Schutzgas.

4.4 Chemische Zusammensetzung, Gefüge und Härte

Die chemische Zusammensetzung des Werkstoffs 42CrMo4 wurde mittels Glimmladungsspektroskopie (GD-OES) (GDA-750 der Fa. Spectruma) überprüft. In Tabelle 4.2 sind die Werte des Abnahmeprüfzeugnis 3.1.B. nach EN 10204:2005-01 den Kontrollmessungen mittels GD-OES und den Sollwerten der DIN 10083:2007-01 gegenübergestellt. Die chemische Zusammensetzung nach Tabelle 4.2 entspricht der Sollzusammensetzung für den Werkstoff 42CrMo4 (Werkstoffnummer 1.7225) nach DIN EN 10083:2007-01.

Tabelle 4.2. Chemische Zusammensetzung des 42CrMo4 in Masse %

	C	P	S	Si	Mn	Cr	Mo
Abnahmeprüfzeugnis 3.1.B.	0,43	0,006	0,036	0,27	0,69	1,00	0,17
Kontrollmessung mittels GD-OES	0,39	0	0,035	0,21	0,68	1,14	0,21
Anforderungen nach	0,38				0,60	0,9	0,15
DIN EN 10083-3:2007-01	bis 0,45	max. 0,035	max. 0,035	max. 0,40	bis 0,90	bis 1,20	bis 0,30

Beispielhaft wurde das Gefüge an einer Probe mit Kreuzbohrung im fertig wärmebehandelten Zustand untersucht. Die Schnittflächen wurden poliert und anschließend mit 3%-iger alkoholischer Salpetersäure geätzt. Bild 4.2 zeigt das für diesen Stahl typische Vergütungsgefüge aus dem Kernbereich.

An je einer unbelasteten Probe $h/d = 20/5$ (nicht autofrettiert) und $h/d = 10/5$ (Autofrettage 6000 bar) wurde die Kernhärte nach HV10 im vergüteten Zustand gemessen. Die in Tabelle 4.3 angegebenen Werte sind Mittelwerte aus fünf Messungen.

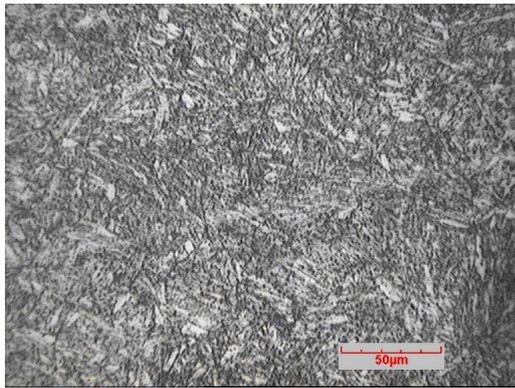


Bild 4.2. Vergütungsgefüge Kreuzbohrungsprobe

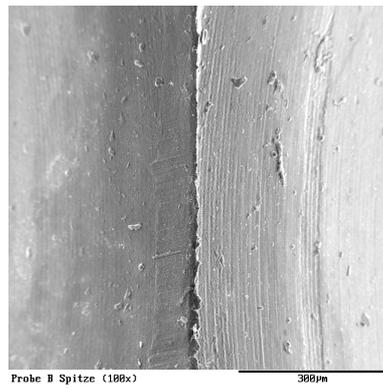


Bild 4.3. REM Aufnahme Verschneidungskante Kreuzbohrungsprobe

Tabelle 4.3. Kernhärte der Kreuzbohrungsproben

	HV10
$h/d = 20/5$ (nAF)	306
$h/d = 10/5$ (AF)	281

4.5 Oberflächenrauheit im Bereich der Verschneidungskante

Mit Hilfe eines Laserprofilometers (Fa. UBM) wurden Messungen der Oberflächenrauheit in der Bohrung in der Nähe der Verschneidungskante durchgeführt. Aus zunächst aufgenommenen Flächenscans ausgewählter Oberflächenbereiche der Bohrung wurden mittels digitaler Weiterbearbeitung Linienscans in Umfangsrichtung entnommen und diese mittels Softwaremodul zur Rauheitsmessung ausgewertet. Dabei konnten die in DIN EN ISO 4287:1998-10 definierten Rauheitsgrößen ermittelt werden. An zwei Kreuzbohrungsproben wurden die Rauheitsmessungen durchgeführt. Die Linienscans mit entsprechender Rauheitsauswertung zeigen die Bilder A.18 bis A.21.

Die in den untersuchten Bereichen der Probeninnenoberfläche der Bohrung festgestellten Rauhtiefen R_z in der Nähe der Verschneidungskanten liegen im Bereich von $2,8 \mu\text{m}$ bis $5,3 \mu\text{m}$.

4.6 Berstversuche und Autofrettage

Die Berstversuche und die Autofrettage wurden durch die Fa. Maximator GmbH, Nordhausen durchgeführt.

4.6.1 Berstversuche

Für die Berstdruckprüfung stand nur ein Prüfstand mit einem maximalen Druck von 10.000 bar zur Verfügung. Es wurde eine Druckanstiegsgeschwindigkeit von 160 bar/s gewählt. Das Hydraulikumedium war *Sebacate*. In Tabelle 4.4 sind die Ergebnisse der Berstversuche angegeben. In Bild A.16 ist beispielhaft der Druckverlauf für einen Berstversuch dokumentiert.

Tabelle 4.4. Berstdruckprüfung Kreuzbohrungen

h/d	Nr.	Druck [bar]	Anmerkungen
20/5	1	9.512	undicht
20/5	2	9.995	nicht geborsten
10/5	1	6.978	Berstdruck
10/5	2	6.899	Berstdruck
10/5	3	6.982	Berstdruck

Tabelle 4.5. Experimentelle und rechnerische Berstdrücke der Kreuzbohrungen

h/d	$p_{B,exp.}$ [bar]	$p_{B,F}$ [bar]
20/5	≥ 10.000	13.203
10/5	6.953	6.787

Für die Kreuzbohrungen mit $h/d = 20/5$ konnte experimentell bis 10.000 bar kein Berstdruck ermittelt werden. Die Abschätzung des Berstdrucks wird als die Erweiterung der vollplastischen Grenzlast (Gleichung 4.1) mit dem Ansatz nach FAUPEL [83]³⁹ (Gl. 4.2) den experimentell ermittelten Berstdrücken $p_{B,exp.}$ in Tabelle 4.5 gegenübergestellt.

$$p_p = R_{p0,2} \cdot \frac{K_p}{K_t} \quad (4.1)$$

$$p_{B,F} = \left(2 - \frac{R_{p0,2}}{R_m}\right) \cdot R_{p0,2} \cdot \frac{K_p}{K_t} \quad (4.2)$$

Es ergibt sich eine gute Übereinstimmung zwischen den experimentell ermittelten Berstdrücken und der rechnerischen Abschätzung.

4.6.2 Autofrettage

In Anlehnung an die Berstdrücke wurde der Autofrettagedruck für die Kreuzbohrung mit $h/d = 10/5$ zu 6000 bar festgelegt.

Die Autofrettage wurde mit folgenden Randbedingungen durchgeführt:

- Prüfstand: Prototypenautofrettageprüfstand PS 912
- Hydraulikmedium: MaxifluidTM
- Drucksensor: HBM P3MB 10000 bar
- Autofrettagezyklus
 - Druckanstieg: 850 bar/s
 - Haltezeit: 3 s
 - Druckabfall: 5 s
- garantierte Genauigkeit: Sollwert $\pm 1\%$

Beispielhaft ist in Bild A.17 ein Autofrettagezyklus aufgezeigt.

³⁹Erweiterung der Berstdruckformel (Gl. 4.2) durch ZENG und LEI [305] auf der Basis weiterer experimenteller Befunde

4.7 Innendruckschwellversuche

4.7.1 Prüfstand

Die Versuche wurden auf Hochdruck-Prüfständen^{40,41} der MFPA Weimar durchgeführt, Bild 4.4. Durch einen Druckübersetzer mit Servoventil können Drücke bis 4500 bar aufgebaut werden, die für die Prüfanlagen noch dauerhaft ertragen werden. Das Prüfmedium ist Hydrauliköl *Shell Tellus T46*. Mit einem Mehrfachprüfkopf können gleichzeitig mehrere Proben geprüft werden.

Die MFPA Weimar ist nach DIN EN ISO/IEC 17025:2005-08 [23]⁴² für die „Ermittlung der Schwingfestigkeit innendruckbeanspruchter Bauteile“ akkreditiert. Die Gesamtunsicherheit des Normals, des Verfahrens und des Druckmesssystems beträgt 15 bar. Die Drucksollwerte können auf ± 20 bar mit einer Wahrscheinlichkeit von 95,54 % unter Berücksichtigung des Normals, des Verfahrens, des Druckmesssystems und der adaptiven Extremwertregelung eingehalten werden.



MSR-Schrank Prüfkammer Hydraulikaggregat

Bild 4.4. Hochdruck-Prüfstand, Fabrikat Maximator

4.7.2 Lastfolgen und Versuchskonzept

4.7.2.1 Versuchskonzept

Ein Vorteil dieser Prüfanlage ist die Möglichkeit, auf einem Prüfhorizont in einem Versuch gleichzeitig bis zu 20 Teile zu testen. Damit bietet sich für die Ermittlung der Dauerfestigkeit das Probit-Verfahren an, siehe FINNEY [87]. Für die Ermittlung der Zeitfestigkeit wurde das Perlenschnurverfahren [153, 157] verwendet, weil die Zeitfestigkeit damit am zuverlässigsten ermittelt werden kann.

Die Grenzlastspielzahl für die Innendruckschwellversuche wurde in Abhängigkeit von den Bruchlebensdauern im Dauerfestigkeitsgebiet festgelegt, also zwischen 3.000.000 und 10.000.000 Lastwechsel.

⁴⁰Detaillierter Aufbau von Hochdruckprüfständen, siehe Beschreibung in [15, 283, 26]

⁴¹Die Druckbelastung erfolgt mit sinusförmigen Verlauf. Dadurch ist bis zu Frequenzen von 24 Hz experimentell nachgewiesen, dass trotz hydraulischer Drosselstellen die Druckminima und -maxima an jeder Stelle gleich sind.

⁴²<http://www.dap.de/an1/PL304699.pdf>

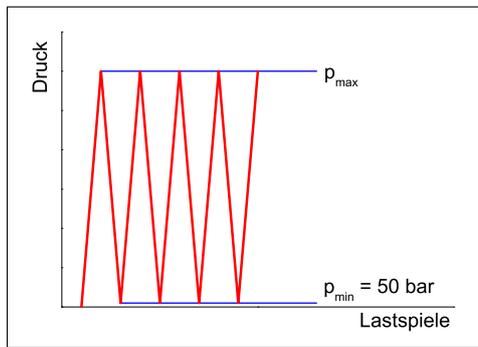
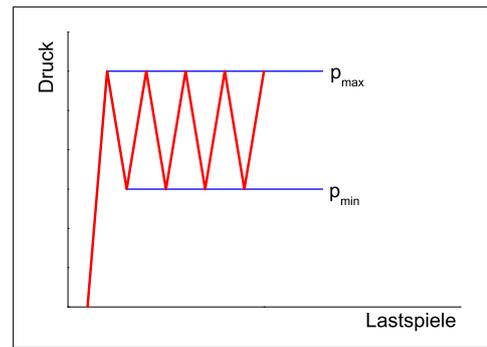
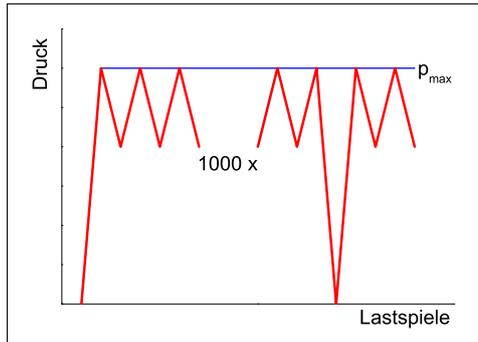
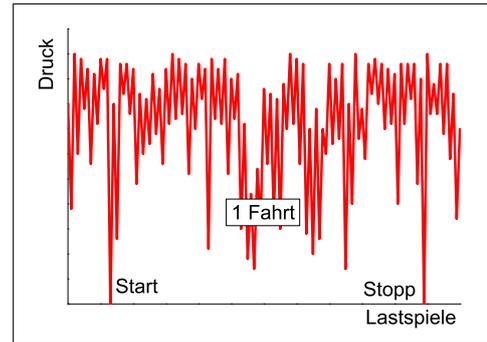
Bild 4.5. Lastfolge Einstufig $R \approx 0$ Bild 4.6. Lastfolge Einstufig $R = 0,5$ Bild 4.7. Lastfolge Zweistufig $p_{max} = \text{konst.}$ 

Bild 4.8. Betriebslastfolge CORAL

4.7.2.2 Lastfolgen

Die Einstufenversuche wurden bei Lastverhältnis von $R = 0$ und $R = 0,5$ durchgeführt, Bilder 4.5 und 4.6. Die Zweistufenversuche beinhalten einen großen Lastwechsel mit dem Lastverhältnis $R = 0$. Die eingefügten kleinen Lastwechsel (jeweils 1.000 oder 10.000) haben den selben Maximaldruck, Bild 4.7. Das Zahlenverhältnis kleine zu große Lastspielen ist dabei so gewählt, dass die großen nach der linearen Schadensakkumulationstheorie nach MINER nur einen unbedeutenden Schädigungsbeitrag liefern. Zweistufenversuche sind die einfachsten Betriebslastfolgen und ermöglichen die Untersuchung des Reihenfolgeeffektes.

Die Prüffrequenz betrug bei den Einstufen- und Betriebslastenversuchen 8 Hz bis 20 Hz, bei den Zweistufenversuchen maximal 24 Hz.

4.7.2.3 Betriebsähnliche Lastfolge CORAL

Die Basis für die synthetische Lastfolge CORAL (COMmon RAil Load Sequence) waren Messergebnisse aus Common-Rail Applikationen, die von dem Arbeitskreis zum FVV Vorhaben *Betriebsfestigkeit Hochdruckbauteile (Autofrettag IV)* [278] zur Verfügung gestellt worden sind.

Die Lastfolgen wurden mit Hilfe des *Rainflow-Zählverfahrens* [185] nach der HCM Methode von CLORMANN und SEEGER [61] ausgewertet.

Die Rainflowmatrix von CORAL beinhaltet, Bild 4.9:

- 30.000 Start-Stopp-Zyklen (SSZ) $0 - p_{max}$
- Leerlaufdruck: 14% von p_{max}
- 90.000 Zyklen Leerlaufdruck - p_{max}

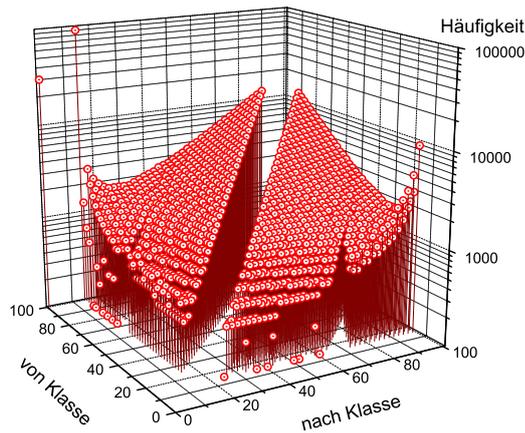


Bild 4.9. Rainflowmatrix von CORAL

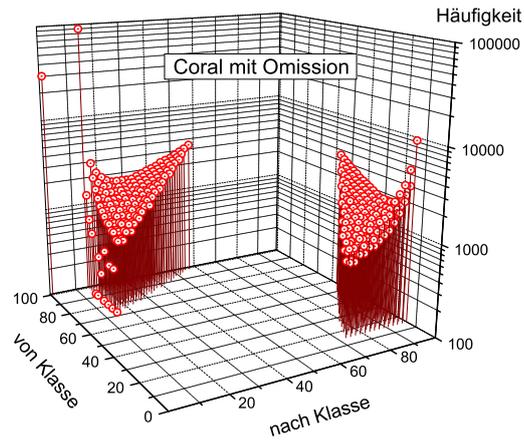


Bild 4.10. Rainflowmatrix von CORAL mit Omission

- Omission: 10 % von p_{max}
- Gesamtumfang 3.000.000 Lastwechsel

Die Lastfolge beinhaltet 300 Start-Stopp-Zyklen (SSZ) oder 300 Fahrten incl. der Zwischenschwingspiele. Der Druckverlauf (Umkehrpunkte) einer typischen Fahrt ist in Bild 4.8 gezeigt. Für den Gesamtumfang von CORAL muss diese Lastfolge 100 mal wiederholt werden. Das Amplitudenkollektiv ist in Bild 4.11 dargestellt.

Für die Untersuchung einer verkürzten Lastfolge wurden die Schwingspiele mit dem Parameter p_{SWT} nach SMITH, WATSON und TOPPER [262] auf Nennspannungsbasis bewertet, Gleichung 4.3. Alle Schwingspiele, die mit p_{SWT} bewertet kleiner als 64 % des Start-Stopp-Zyklus in p_{SWT} sind, wurden aus der Lastfolge entfernt⁴³. Der Umfang der Lastfolge wird so auf 1/5 reduziert. Die zugehörige Rainflowmatrix ist in Bild 4.10 dargestellt.

$$p_{SWT} = \sqrt{p_{max} \cdot \Delta p / 2} \quad (4.3)$$

Nach HEULER und SEEGER [122] führen auch Schwingspiele unterhalb der halben Dauerfestigkeit bei Betriebsbeanspruchung mit den Lastfolgen TWIST und MINTWIST zu einer Schädigung, so dass für die Lastfolge CORAL mit den entfernten kleinen Schwingspielen (CORAL mit Omission) mit einer Lebensdauererlängerung in SSZ zu rechnen ist.

4.7.3 Statistische Auswertung der Dauerfestigkeitsversuche

Die Beschreibung der Festigkeitsverteilung im Dauerfestigkeitsgebiet (Ausfallwahrscheinlichkeit P_A) erfolgte mit der Logit-Verteilung⁴⁴ [141, 34, 116]. Diese Verteilung führt zu höheren Sicherheitsbeiwerten als die Normalverteilung [98], jedoch zu geringeren als die Weibullverteilung [296].

⁴³Das Entfernen von kleinen Schwingspielen wird im englischsprachigen Bereich als *omission* bezeichnet

⁴⁴engl: *logistic distribution*

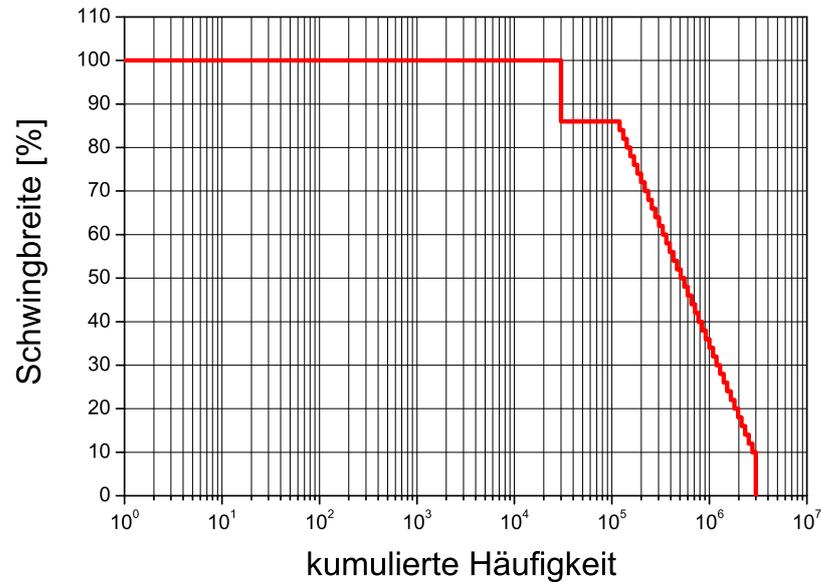


Bild 4.11. Amplitudenkollektiv von CORAL

Für die Auswertung der Versuchsergebnisse wurde die Logit-Verteilung mit logarithmischer Merkmalsgröße^{45,46} zugrunde gelegt. Diese wird beschrieben durch

$$u = \frac{\sqrt{3}}{\pi} \cdot \ln \frac{P_A}{1 - P_A} \quad (4.4)$$

oder

$$P_A = \frac{1}{1 + \exp\left(-\frac{\pi}{\sqrt{3}} \cdot u\right)}. \quad (4.5)$$

Dabei ist P_A die Ausfallwahrscheinlichkeit und u die standardisierte Merkmalsgröße, welche im Fall der Innendruckschwellfestigkeitsprüfung mit logarithmischer Merkmalsgröße definiert ist als

$$u = \frac{\lg \Delta p_i - \overline{\lg \Delta p_{lg}}}{s_{lg}}. \quad (4.6)$$

In dieser Gleichung ist Δp_i der Druckhorizont i , $\overline{\lg \Delta p_{lg}}$ die mittlere Dauerfestigkeit und s_{lg} die Standardabweichung der logarithmierten Merkmalsgröße.

Beim Probit-Verfahren [87] werden die Schätzwerte für die Ausfallwahrscheinlichkeiten $P_{A,i}$ über

$$P_{A,i} = \frac{r_i}{n_i} \quad (4.7)$$

ermittelt, wobei r_i die Anzahl der gebrochenen Versuchsproben und n_i die Gesamtzahl der Versuche auf dem betrachteten Druckhorizont Δp_i ist. Falls auf einem Horizont nur Brüche oder nur Durchläufer vorliegen, können lediglich Grenzwerte auf Basis der Binomialverteilung [141] für eine Konfidenz von 50% angegeben werden mit

$$P_{A,i} \geq 0, 5^{1/n_i} \quad \text{nur Brüche} \quad (4.8)$$

⁴⁵Diese Verteilung wird als Logarithmische Logitverteilung [14] bezeichnet und findet z.B. in den Bereichen der Lebensdauer- und Ereignisanalyse [38], der Medizin [62] und Wirtschaftswissenschaften [88] Anwendung.

⁴⁶Anwendung der Logarithmische Logitverteilung in der Hochdrucktechnik: [120, 112]

und

$$P_{A,i} \leq 1 - 0,5^{1/n_i} \quad \text{nur Durchläufer.} \quad (4.9)$$

Durch die Einzelpunkte $(\Delta p_i, P_{A,i})$ wird zur Ermittlung von Mittelwert und Streuung eine Ausgleichsgerade im Wahrscheinlichkeitsnetz gelegt. Die Streuspanne T ist definiert als

$$T = \frac{\Delta p(P_A = 90\%)}{\Delta p(P_A = 10\%)}. \quad (4.10)$$

Für die Logit-Verteilung mit logarithmischen Merkmalsgrößen gilt

$$\lg T = 2,42 \cdot s_{lg} \quad (4.11)$$

wobei s_{lg} die Standardabweichung der logarithmischen Merkmalsgrößen darstellt.

Für praxisrelevante kleine Ausfallwahrscheinlichkeiten können zulässige Werte gemäß Logitverteilung nach Gleichung 4.12 ermittelt werden:

$$\frac{\Delta p(P_A)}{\Delta p(P_A = 50\%)} = \left[\frac{P_A}{(1 - P_A)} \right]^{0,524 \cdot \lg T} \quad (4.12)$$

4.7.4 Ergebnisse der Innendruckschwellversuche

Die Ergebnisse der Innendruckschwellversuche sind in tabellarischer Form, Tabellen A.1 bis A.14 und in Wöhlerliniendiagrammen, Bilder A.22 bis A.35, dargestellt. Beispielhaft für das Lastverhältnis $R = 0$ werden hier in den Bildern 4.12 und 4.13 die Versuchsergebnisse im Wöhlerliniendiagramm dargestellt (siehe auch Bilder A.22 und A.23).

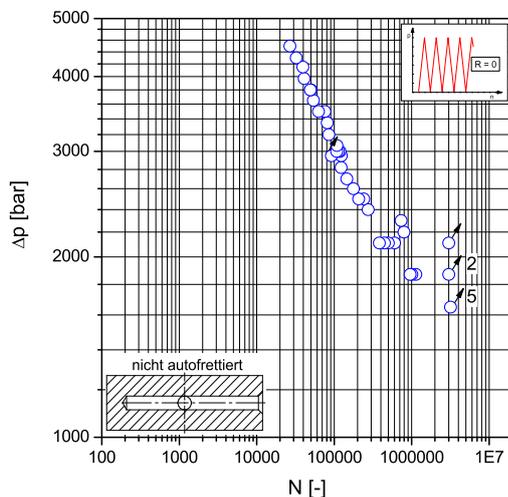


Bild 4.12. Experimentelle Wöhlerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0$

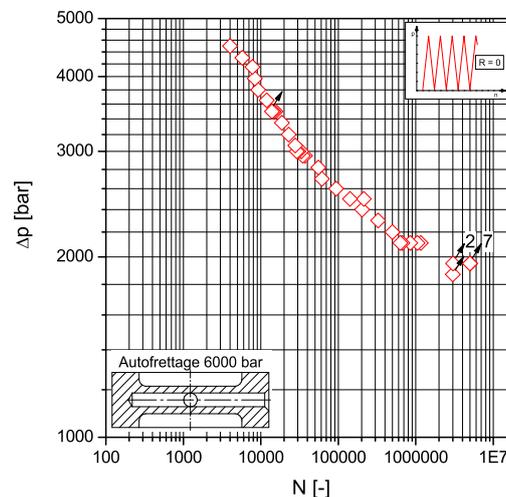


Bild 4.13. Experimentelle Wöhlerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0$

Die Ergebnisse der Zweistufenversuche der Varianten $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $p_{max} = 2250$ bar, mit einem Verhältnis der kleinen zu großen Lastwechseln von $1 : 1.000$ und $1 : 10.000$, zeigen keinen erkennbaren Zusammenhang zwischen Lastspielzahl und Schwingweite der kleinen Lastwechsel, Bilder 4.14 und 4.15 (siehe auch Bilder A.28 und A.30). Vermutlich ist die Druckschwingbreite des großen Lastwechsels mit $\Delta p = 2250$ bar zu klein gewählt.

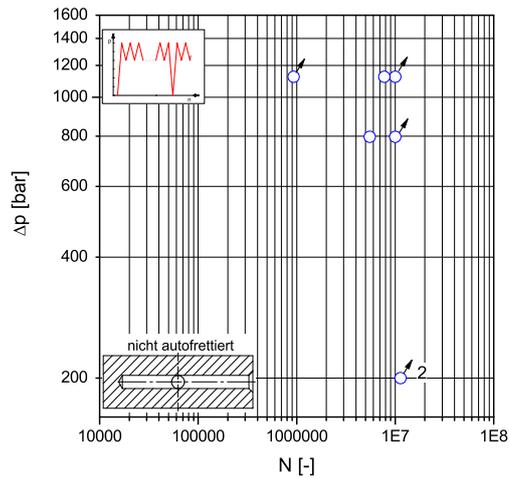


Bild 4.14. Experimentelle Lebensdauerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 2250$ bar

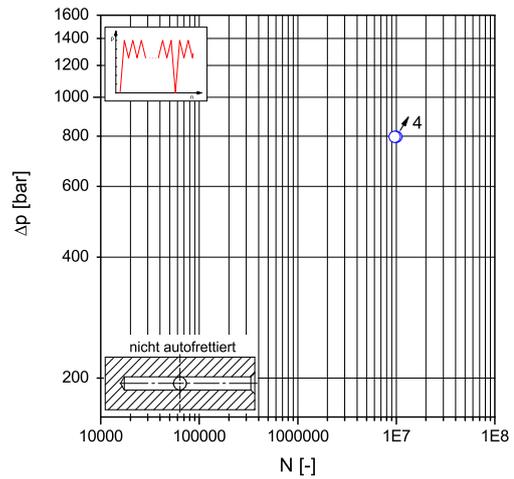


Bild 4.15. Experimentelle Lebensdauerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, Zweistufenversuch 1 : 10000, $p_{max} = 2250$ bar

Der direkte Vergleich zwischen Einstufen- und Zweistufenversuch bei $p_{max} = 3000$ bar kann bei einer Druckschwingbreite von 1500 bar aus den Versuchsreihen $R = 0,5^{47}$ und dem Zweistufenversuch 1 : 1000⁴⁸ abgelesen werden. Durch die eingestreuten großen Lastwechsel 0 bis 3000 bar halbiert sich die Lebensdauer ungefähr, obwohl die Teilschädigung der großen Schwingspiele nach linearer Miner-Regel nur ca. 1% beträgt.

Alle Zweistufenversuche zeigen bis zur gewählten Grenzlastspielzahl von 10.000.000 Lastwechseln, dass immer noch eine Schädigung durch die kleinen Lastwechsel stattfindet. Aus diesen Versuchen lassen sich keine Schätzungen ableiten, ab welcher Beanspruchungshöhe diese kleinen Lastwechsel nicht mehr schädigen.

Die Bilder 4.16 bis 4.19 beinhalten die statistische Auswertung für die Dauerfestigkeit. Die statistische Auswertung der Variante Kreuzbohrung $R = 0,5$, $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, (Bild 4.18) ergibt eine geringe Korrelation mit der Regressionsgeraden, die nicht erklärbar ist.

⁴⁷vgl. Tabellen A.2 und A.9 sowie Bilder A.24 und A.25

⁴⁸vgl. Tabellen A.3 und A.10 sowie Bilder A.26 und A.27

4.8 Fraktographische Untersuchungen

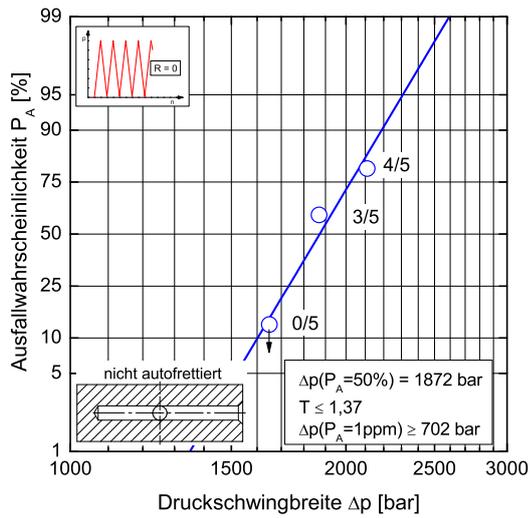


Bild 4.16. Statistische Auswertung der Dauerfestigkeit $R = 0$, $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert

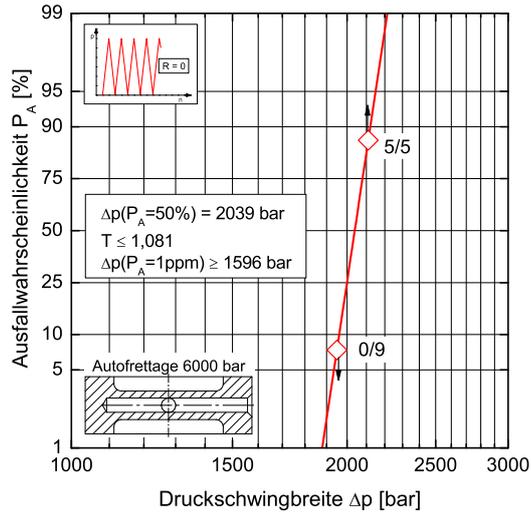


Bild 4.17. Statistische Auswertung der Dauerfestigkeit $R = 0$, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar

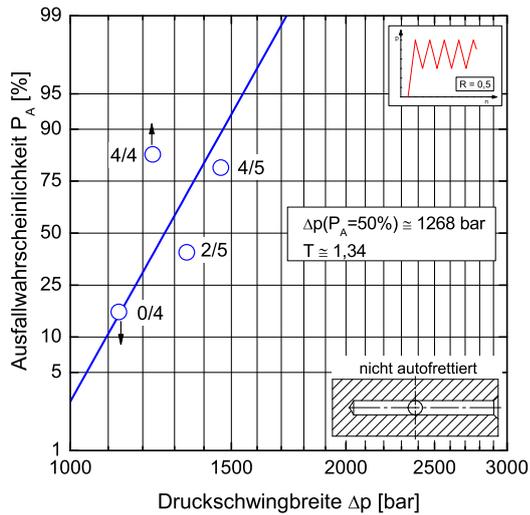


Bild 4.18. Statistische Auswertung der Dauerfestigkeit $R = 0,5$, $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert

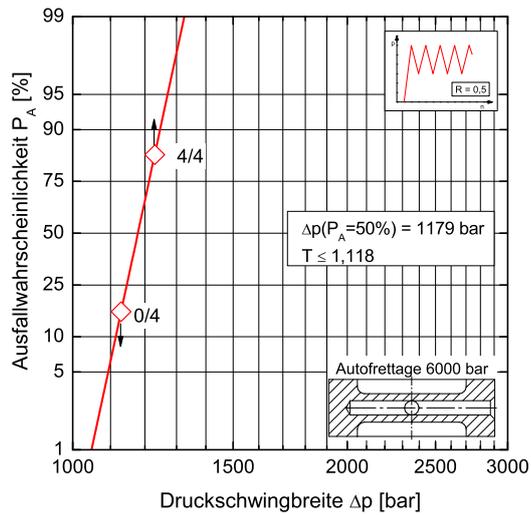


Bild 4.19. Statistische Auswertung der Dauerfestigkeit $R = 0,5$, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar

4.8 Fraktographische Untersuchungen

Fraktographische Untersuchungen sollten weiterführende Informationen zur Anrissbildung und zum Rissfortschritt liefern. Insbesondere für die Durchläufer im Dauerfestigkeitsgebiet war zu ermitteln, ob eine Anrissbildung stattgefunden hat und ob es im Laufe der Beanspruchung zu einem Rissstopp gekommen war. Die angerissenen Proben wurden darüber hinaus bezüglich Rissform und Rissgröße untersucht. Weiterhin wurden Proben aus dem Zeitfestigkeitsgebiet untersucht, um ebenfalls Aussagen zu Risslänge und Rissform treffen zu können.

Die Proben wurden zunächst in der Mitte der Bohrungskreuzung geviertelt, so dass für die weiteren Untersuchungen je Probe vier 90°-Kreissektoren mit je einer Verschneidungskante zur Verfügung standen. In ein solches Kreissegment wurde von außen in der Bohrungsebene ein 5 mm breiter Schlitz bis etwa 5 mm vor die Verschneidungskante gefräst. Die Ansicht einer so präparierten Probe zeigt Bild 4.20.



Bild 4.20. Ansicht eines Probenstückes, präpariert zum Aufbrechen

Durch das Zusammendrücken dieses freigeschnittenen Außenbereiches nach Kühlung in flüssigem Stickstoff konnten die Proben in der Ermüdungsrisssebene gespalten und damit die Rissflächen geöffnet werden. Diese wurden am Stereomikroskop bei 4 bis 15-facher Vergrößerung untersucht, vermessen und ausgewählte Bereiche wurden mittels Mikroskopkamera dokumentiert, siehe beispielhaft Bilder 4.21 und 4.22.

Die Tabelle 4.6 beinhaltet die Angaben zu den fraktographisch untersuchten Proben. In Tabelle 4.7 sind die fraktographisch ermittelten Risslängen zusammengestellt. Die vier Segmente sind als S1 bis S4 bezeichnet. Die Längenangaben a und c sind entlang einer Bohrung gemessen. Die Länge b ist die Tiefe des Risses in der Winkelhalbierenden. Die Bilder A.36 bis A.72 zeigen die Bruchflächenaufnahmen (ab Seite 157).

Die Ergebnisse der fraktographischen Bruchflächenuntersuchungen lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Die Risse, die sich im Zeitfestigkeitsbereich bilden, sind annähernd viertelkreisförmig (A031, A060, B022, B021, B115)
- Die untersuchten Durchläufer im Dauerfestigkeitsgebiet $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0$ zeigen alle einen stehengebliebenen Riss. Diese Risse zeigen leichte Abweichungen von der geometrischen Symmetrie. Die Kreuzbohrung B015 zeigt geringere Risstiefen im Vergleich zu den mit 80 bar höher getesteten Proben B005, B013, B026, B042 und B048.
- Im Gegensatz dazu zeigen die vier untersuchten Durchläufer im Dauerfestigkeitsgebiet $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0,5$ nur an zwei von 16 Segmenten einen stehengebliebenen Riss. Die Anrissdauerfestigkeit und die Rissstillstandsdauerfestigkeit sind demnach annähernd gleich.
- Die Probe A060 zeigt für die Kreuzbohrungen $h/d = 20/5$, nicht autofrettet, dass die kritische Risslänge für das instabile Risswachstum fast die geometrisch maximal mögliche Größe von 22,5 mm erreicht. Das Versagen wird durch die Undichtigkeit an den Dichtstellen mit Konus erreicht.

4.8 Fraktographische Untersuchungen

- Die Kreuzbohrungen $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar versagen bei einer Risslänge von ungefähr 7 mm, siehe Kreuzbohrung B115.

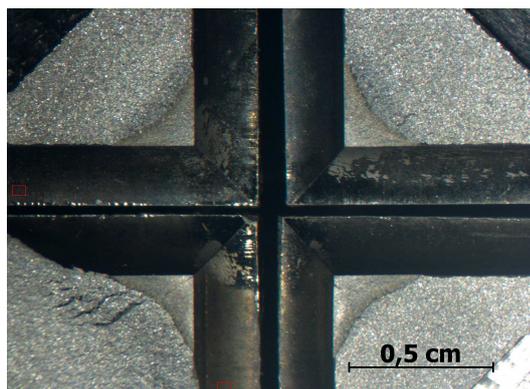


Bild 4.21. Übersichtsaufnahme Bruchfläche

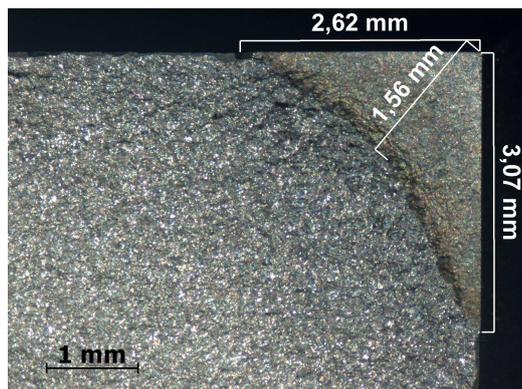


Bild 4.22. Detail Bild 4.21

Tabelle 4.6. Fraktographisch untersuchte Proben und zugehörige Parameter der Innendruckschwellprüfung

Versuch	Δp [bar]	Lastwechsel	Anmerkung	Bilder
B015 R = 0	1.870	3.000.000	Durchläufer	A.36, A.37, A.38, A.39, A.40
B005 R = 0	1.950	3.024.172	Durchläufer	A.41, A.42, A.43, A.44
B013 R = 0	1.950	5.032.768	Durchläufer	A.45, A.46, A.47, A.48
B026 R = 0	1.950	3.024.172	Durchläufer	A.49, A.50, A.51, A.52, A.53
B042 R = 0	1.950	5.032.768	Durchläufer	A.54, A.55, A.56, A.57, A.58
B048 R = 0	1.950	5.000.000	Durchläufer	A.59, A.60, A.61, A.62
B053 R = 0	1.950	5.000.000	Durchläufer	A.63
A031 R = 0	3.500	75.601	Durchläufer, Zeitfestigkeit	A.64, A.65
B022 R = 0	3.500	15.502	Durchläufer, Zeitfestigkeit	A.66, A.67
B064 R = 0,5	1.130	10.005.512	Durchläufer	A.68
B067 R = 0,5	1.130	10.005.512	Durchläufer	
B101 R = 0,5	1.130	10.005.512	Durchläufer	A.69
B144 R = 0,5	1.130	10.005.512	Durchläufer	
A060 Zweistufen, $p_{max} = 3000$ bar	1.262	1.060.972		A.70
B021 Zweistufen, $p_{max} = 3000$ bar	1.500	125.140	Durchläufer, Zeitfestigkeit	A.71
B115 Zweistufen, $p_{max} = 3000$ bar	1.263	172.139		A.72

Tabelle 4.7. Fraktographisch ermittelte Risslängen, Risslängen in mm

	S1			S2			S3			S4		
	a	b	c	a	b	c	a	b	c	a	b	c
B015	1,76	2,23	1,20	1,71	2,34	1,20	1,69	2,13	1,17	1,63	2,26	1,21
B005	3,00	4,20	2,01	2,43	3,45	1,61	2,36	3,04	1,52			
B013	3,16	3,73	1,80				2,84	3,03	1,59	2,87	3,41	1,68
B026	2,35	3,08	1,44	2,41	2,90	1,37	2,31	2,80	1,42	2,37	2,80	1,45
B042	2,62	3,07	1,56	2,60	2,87	1,48	2,81	2,88	1,54	3,11	2,89	1,61
B048	2,12	2,72	1,35	2,18	2,52	1,39	2,21	2,57	1,33			
B053	2,03	3,32	1,37									
A031							7,72	7,73	6,88	8,00	8,03	7,13
B022				4,51	4,56	3,43	4,18	4,32	3,37			
B064	kein Riss			2,5	2,95	1,6	kein Riss			kein Riss		
B067	kein Riss											
B101	kein Riss			kein Riss			2,07	2,93	1,56	kein Riss		
B144	kein Riss											
A060	18,4	19,7	17,4									
B021	7,7	7,9	6,4	7,2	7,0	5,5	6,9	7,3	5,9	7,9	7,7	6,4
B115	6,84	6,95	5,62									

4.9 Eigenspannungsmessungen

Die Eigenspannungsmessungen wurden mit dem $\sin^2 \Psi$ Verfahren [265] am $\{211\}$ -Peak durchgeführt. Die verwendeten röntgenographischen Elastizitätskonstanten betragen für die Cr-K α -Strahlung:

$$\begin{aligned} -\frac{1}{2}S_2 \{211\} &= 5,76 \cdot 10^{-6} \frac{N}{mm^2} \\ -S_1 \{211\} &= 1,25 \cdot 10^{-6} \frac{N}{mm^2} \end{aligned} \quad (4.13)$$

Je eine Kreuzbohrung $h/d = 20/5$ (nicht autofrettiert) und $h/d = 10/5$ (Autofrettage 6000 bar) wurde entlang einer Bohrung getrennt, um die Zugänglichkeit für die Eigenspannungsmessungen zu ermöglichen. Dadurch wird der Eigenspannungszustand geändert. Weil mit dem in Abschnitt 5.2 beschriebenen Verfahren nach der Autofrettage das Auftrennen nicht modelliert werden kann, wurden Berechnungen mit einem bilinearen Werkstoffgesetz (kinematische Verfestigung, Programmcode B.1) durchgeführt. Diese Berechnungen zeigen, dass durch das Aufschneiden der Kreuzbohrung $h/d = 10/5$ der Eigenspannungszustand in Kerbnähe nur geringfügig verändert wird, Bild 4.23. Für diesen Fall ist deshalb für einen realen Werkstoffverhalten mit *Bauschinger-Effekt* davon auszugehen, dass durch das Auftrennen nach der Autofrettage der Eigenspannungszustand auch nur geringfügig beeinflusst wird.

In den Bildern 4.24 und 4.25 sind die gemessenen und für den Fall der Autofrettage zusätzlich berechneten Eigenspannungen nach Abschnitt 5.2 dargestellt. Es zeigt sich, dass die Eigenspannungen der Kreuzbohrung $h/d = 20/5$ (nicht autofrettiert) erwartungsgemäß nahe null sind, weil diese Wärmebehandlich nach der mechanischen Fertigung erfolgt ist. Für die Variante der

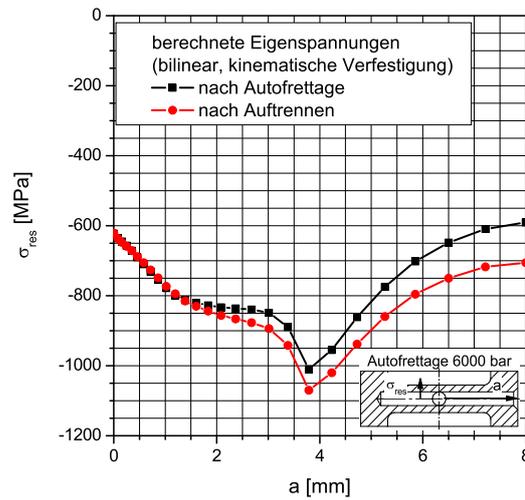


Bild 4.23. Berechnete Eigenspannung nach Autofrettage und anschließendem Auftrennen mit bilinearem Materialmodell mit kinematischer Verfestigung

Kreuzbohrung $h/d = 10/5$ (Autofrettage 6000 bar) ergibt sich eine gute Übereinstimmung der gemessenen mit den berechneten Eigenspannungen im Rahmen der Mess- und Rechengenauigkeit.

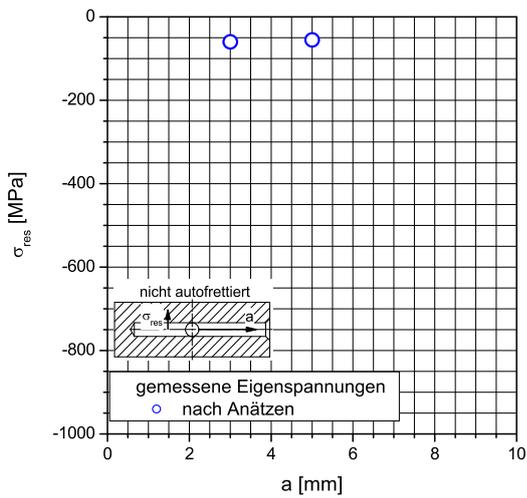


Bild 4.24. Eigenspannungen Kreuzbohrung $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert

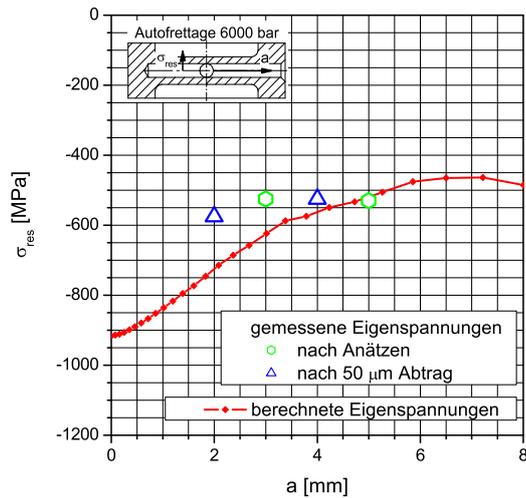


Bild 4.25. Eigenspannungen Kreuzbohrung $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar

5 Berechnungsverfahren Rissfortschritt

5.1 Einleitung

In diesem Kapitel werden die für die Berechnung des Rissfortschrittes notwendigen Module auf Basis einer Literaturlauswertung vorgestellt. Diese Module basieren ausschließlich auf schon veröffentlichten Verfahren. Die gewählte Kombination ist jedoch neu. Für das vorgeschlagene Berechnungsverfahren waren bei der Auswahl der Module folgende Kriterien maßgebend:

- Alle wesentlichen Effekte, die die Lebensdauervorhersage für diesen Anwendungsfall beeinflussen, müssen abgebildet werden können.
- Es wird ein Minimalkonzept verfolgt, d. h. dass die Komplexität des Berechnungsverfahrens so gering wie möglich und nur so umfangreich wie nötig ist.

Da die getrennte experimentelle Verifikation der einzelnen Module des Berechnungsverfahrens nur in geringem Umfang möglich ist, kann das vorgeschlagene Berechnungsverfahren nur in seiner Gesamtheit verifiziert werden. Es sind also nur Lebensdauervorhersagen mit experimentellen Lebensdauern vergleichbar.

Die Module des vorgeschlagenen Berechnungsverfahrens sind:

- Berechnung der Autofrettageeigenstressungen (Abschnitt 5.2),
- Ermittlung der Spannungsintensität (Abschnitt 5.3),
- Rissöffnungs- und Rissschließverhalten (Abschnitt 5.4) und
- Rissfortschritt und Rissstillstand (Abschnitt 5.5).

Das Berechnungsverfahren ist in einem Fortran Programm *WF3D* (Abschnitt 5.6) umgesetzt.

5.2 Eigenstressungen aus Autofrettage

5.2.1 Modellierung

Die Eigenstressausbildung bei Autofrettage wird wesentlich durch den *Bauschinger-Effekt* des Werkstoffes bestimmt [36, 58]⁴⁹. Die nichttransienten Vorgänge der zyklischen Ver- und Entfestigung werden besonders sichtbar, wenn man die verdoppelt dargestellte Erstbelastungskurve mit der Erstentlastungskurve eines Werkstoffes vergleicht, z. B. Bilder B.4 und B.5. In jüngster Zeit sind aufwendige Plastizitätsmodelle veröffentlicht worden [164, 75], die es u. a. ermöglichen, den *Bauschinger-Effekt* gut abzubilden. Nachteilig ist bei diesen Plastizitätsmodellen jedoch, dass große Anforderung gestellt wurden an

- die Anzahl und die Dauer der durchzuführenden Werkstoffversuche,

⁴⁹siehe auch [220, 223, 270, 215]

- die Parameteridentifikation des Plastizitätsmodells und
- den Rechenbedarf bei großen Plastizierungen.

Für die Eigenspannungsberechnung durch Autofrettage wurde von THUMSER, BERGMANN und VORMWALD [276, 277] ein Verfahren vorgestellt, dass die Autofrettagesimulation in zwei Berechnungsschritte unterteilt, die Autofrettagebe- und -entlastung. Diese werden getrennt voneinander im FE-Modell berechnet. Als Werkstoffgesetz für die Autofrettagebelastung wird nur ein Werkstoffgesetz benötigt, das es ermöglicht, die Zugversuchskurve abzubilden. Für die Entlastungsrechnung werden jedem Finiten Element individuelle Werkstoffkurven, d. h. Erstentlastungskurven in Abhängigkeit der zuvor erreichten plastischen Dehnung aus dem Autofrettagebelastungsvorgang zugewiesen. In kommerziellen FE-Programmen kann dies ersatzweise durch das Einlesen der plastischen Dehnung als *Temperatur* erfolgen und das Werkstoffgesetz temperaturabhängig gestaltet werden.

Für nichtproportionale Beanspruchungsverläufe, z. B. Eigenspannungen aus Montage und anschließende Autofrettage, ist das Verfahren der Superposition nicht geeignet. Für diese Beanspruchungen muss auf ein „vollständiges“ Plastizitätsmodell zurückgegriffen werden.

Um den Einflüsse der Superposition abschätzen zu können, wurden an den in Kapitel 4 vorgestellten Kreuzbohrungen Vergleichsrechnungen⁵⁰ durchgeführt. Dabei wurde der Autofrettagevorgang mit verschiedenen Methoden berechnet:

1. bilineares Werkstoffgesetz mit kinematischer Verfestigung ($E = 200.000 \text{ MPa}$; $\mu = 0,3$, $\sigma_y = 1000 \text{ MPa}$; $E_{pl} = 1000 \text{ MPa}$)⁵¹,
2. bilineares Werkstoffgesetz mit isotroper Verfestigung ($E = 200.000 \text{ MPa}$; $\mu = 0,3$, $\sigma_y = 1000 \text{ MPa}$; $E_{pl} = 1000 \text{ MPa}$)⁵²,
3. Superposition von Autofrettagebe- und -entlastung (Masing Verhalten [184]) mit kinematischer Verfestigung⁵³ und
4. Superposition von Autofrettagebe- und -entlastung (Masing Verhalten [184]) mit isotroper Verfestigung⁵⁴ in Abhängigkeit der zuvor erreichten plastischen Dehnung.

Der Autofrettagedruck betrug dabei jeweils 60 %, 80 % und 100 % des vollplastischen Druckes p_p . Die berechneten Eigenspannungen (normal zur Mittelebene) sind vom Schnittpunkt einer Verschneidungskante mit der Mittelebene in das Material hinein dargestellt, Bilder 5.1 bis 5.4.

Es ergeben sich kaum erkennbare Unterschiede zwischen den Berechnungen mit vollständigem Plastizitätsmodell und mit der Superpositionsmethode.

Für zyklische Beanspruchung sind Plastizitätsmodelle mit kinematischer Verfestigung den Modellen mit isotroper Verfestigung vorzuziehen. Für den Vergleich wurden hier dennoch beide Varianten überprüft, weil komplexere Plastizitätsmodelle [164, 75] eine Kombination beider Varianten enthalten.

⁵⁰ohne Berücksichtigung des *Bauschiger-Effektes*

⁵¹siehe Programmcode *Abaqus* A.1, Seite 165

⁵²siehe Programmcode *Abaqus* A.2, Seite 165

⁵³siehe Programmcode *Abaqus* für Entlastungsberechnung A.3, Seite 165

⁵⁴siehe Programmcode *Abaqus* für Entlastungsberechnung A.4, Seite 166

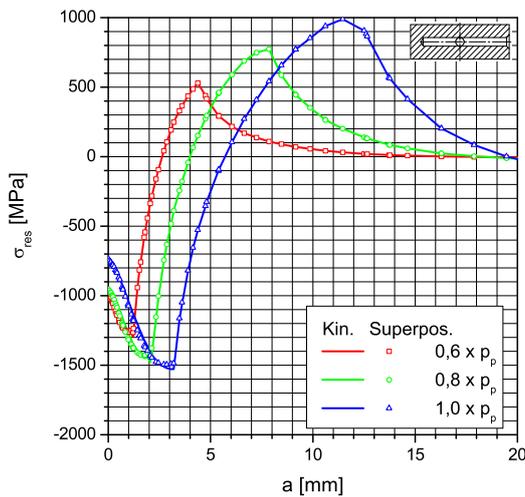


Bild 5.1. Vergleich der Methoden der Eigenspannungsberechnung für Kreuzbohrung $h/d = 20/5$ mit kinematischer Verfestigung

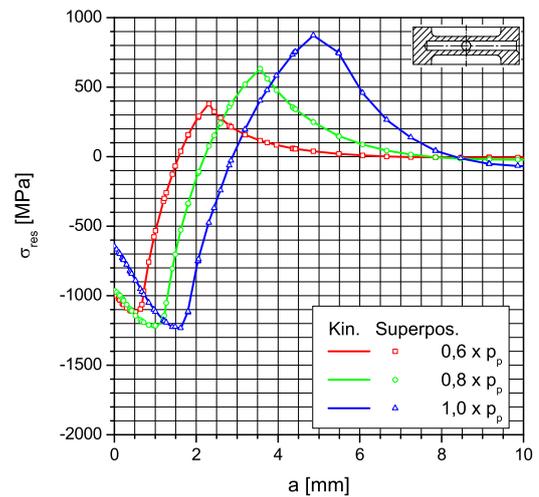


Bild 5.2. Vergleich der Methoden der Eigenspannungsberechnung für Kreuzbohrung $h/d = 10/5$ mit kinematischer Verfestigung

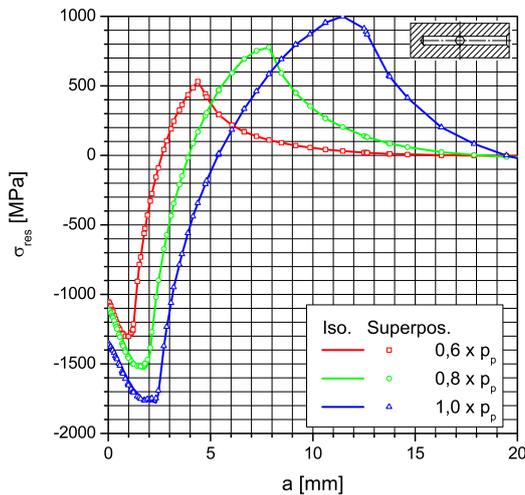


Bild 5.3. Vergleich der Methoden der Eigenspannungsberechnung für Kreuzbohrung $h/d = 20/5$ mit isotroper Verfestigung

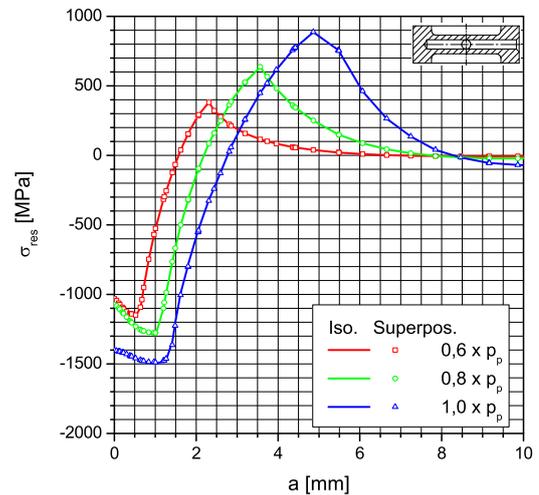


Bild 5.4. Vergleich der Methoden der Eigenspannungsberechnung für Kreuzbohrung $h/d = 10/5$ mit isotroper Verfestigung

5.2.2 Elementwahl in Abaqus

Isoparametrische Elemente berechnen aus den Verschiebungen die Spannungen. Für den plastischen Zustand gilt Volumenkonstanz $\mu_{pl} = 0,5$. Bei hydrostatischer Beanspruchung sind aufgrund der Volumenkonstanz im Plastischen und der Symmetrie keine plastischen Verformungen vorhanden. Somit lassen sich die Spannungen nicht mehr aus den Verschiebungen berechnen. Bei realen Bauteilen tritt dieser Effekt besonders bei größeren plastischen Zonen auf und macht sich dadurch bemerkbar, dass z. B. Koordinatenspannungen an den Elementrändern zweier benachbarter Elemente sehr unterschiedlich sind.

Für das im Rahmen dieser Arbeit verwendete FE-Programm *Abaqus* [5, 7] wurden finite Elemente mit hybridem Ansatz verwendet. Diese nutzen zusätzlich einen linearen Ansatz für den hydrostatischen Druck⁵⁵ innerhalb des Elementes.

5.2.3 Stabilität der Eigenspannungen

Für die Stabilität der Eigenspannungen ist die Betrachtung der lokalen Hystereseschleifen unter Schwingbeanspruchung notwendig. Dabei sind die Effekte der zyklischen Ver- und/oder Entfestigung und die Mittelspannungsrelaxation maßgebend.

Die Mittelspannungsrelaxation⁵⁶ ist abhängig von der plastischen Dehnungsamplitude⁵⁷ und der Höhe der Mittelspannungen. Für den betrachteten Fall der Kreuzbohrungsprobe $h/d=10$, Autofrettage 6000 bar ist im Kerb bei Beanspruchungen $R_p = 0$ und $\Delta p = 2000$ bar das lokale Beanspruchungsverhältnis sehr nahe an -1 , so dass keine Veränderung der Mittelspannungen stattfinden kann, vgl. Abschnitt D.3. Für höhere Beanspruchungen kann das lokale Spannungsverhältnis den Wert von $R = -1$ leicht übersteigen. Dies wird aber durch die Plastizierung im Kerbgrund begrenzt. Berechnungen mit dem DÖRING Plastizitätsmodell [75] zeigen, dass die Eigenspannungen durch die zyklische Entfestigung des Werkstoffes 42CrMo4 betragsmäßig geringfügig reduziert [278, 119] werden.

Aufgrund des großen Spannungsgradienten sind im Bauteilinneren die Hystereseschleifen mit so geringen plastischen Dehnungen verbunden, dass keine Veränderungen der Mittelspannungen und somit auch keine Veränderungen der Eigenspannungen stattfinden können.

5.3 Ermittlung der Spannungsintensität

5.3.1 Ermittlung der Spannungsintensität mit 2D-Gewichtsfunktion

Für die Dauerfestigkeitsberechnung autofrettierter Hochdruckbauteile eignet sich jede Gewichtsfunktion, da der absolute Wert der Spannungsintensität kaum relevant ist, siehe [276, 277]⁵⁸. Für die Berechnung der Rissfortschrittslebensdauern können diese ohne eingehend Prüfung nicht verwendet werden, weil der absolute Wert der Spannungsintensität relevant ist. Für die Lebensdauerberechnung ist die absolute Höhe der Spannungsintensitäten von Bedeutung, deshalb kann nur eine 2D-Gewichtsfunktion mit angepaßter Geometriekorrektur verwendet werden.

⁵⁵hybrid incompressible solid element formulation

⁵⁶Mittelspannungen relaxieren immer in Richtung Mittelspannung gleich Null.

⁵⁷Auch bei makroskopisch elastischen Hystereseschleifen kann Mittelspannungsrelaxation auftreten, siehe z. B. [39].

⁵⁸Die dabei verwendeten Gewichtsfunktionen sind im Anhang C aufgelistet.

5.3.2 Ermittlung der Spannungsintensität mit 3D-Gewichtsfunktion nach Oore und Burns

OORE und BURNS [197] haben für die Anwendung auf beliebige ebene Innenrisse eine Gewichtsfunktion m für Mode I hergeleitet und die Gültigkeit dieser allgemeineren Formulierung mit Referenzlösungen verglichen.

$$m_{QQ'} = \frac{\sqrt{2}}{\pi} \cdot \frac{1}{l_{QQ'}^2} \cdot \left[\oint_S \frac{dS}{\rho_Q} \right]^{-\frac{1}{2}} \quad (5.1)$$

mit

- Q Ort der Einzellast
- Q' Ort auf der Rissfront
- $l_{QQ'}$ Abstand QQ'
- S Rissfront
- ρ_Q Abstand zwischen Rissfront und Q

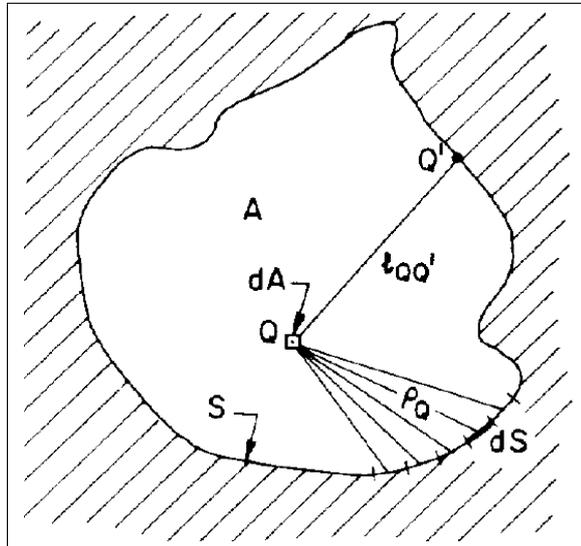


Bild 5.5. Risskonfiguration für 3D-Gewichtsfunktion, aus [197]

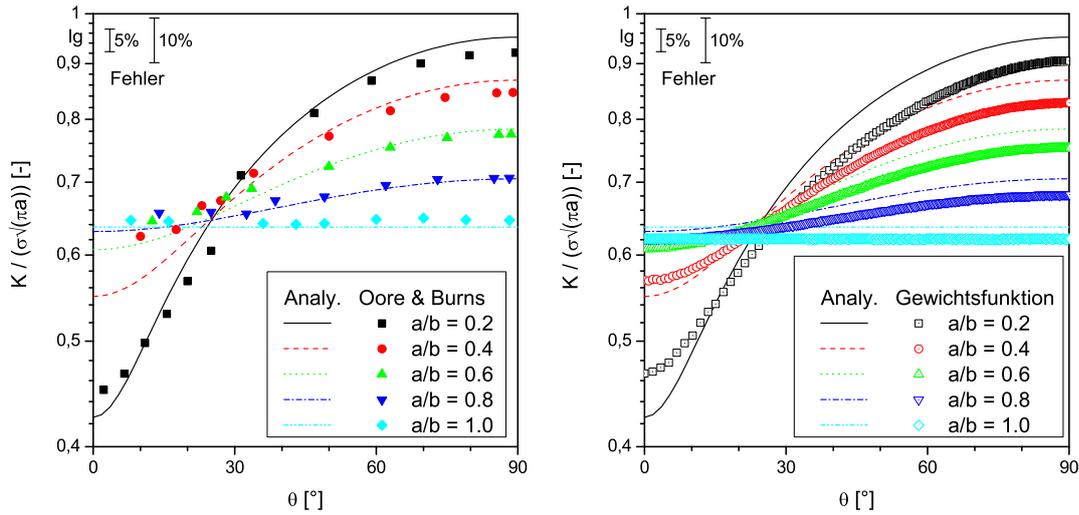
Das Umfangsintegral entspricht der Länge der invertierten Kontur,

$$\oint_S \frac{dS}{\rho_Q} \equiv \Gamma_S, \quad (5.2)$$

so dass folgt

$$m_{QQ'} = \frac{\sqrt{2}}{\pi} \cdot \frac{1}{l_{QQ'}^2} \cdot \sqrt{\frac{1}{\Gamma_S}}. \quad (5.3)$$

Zur Genauigkeitbetrachtung sind die von OORE und BURNS [197] veröffentlichten numerischen Ergebnisse für den elliptischen Innenriss unter konstanter Spannung in Bild 5.6a mit der analytischen Lösung dargestellt. Eigene Berechnungen zeigen, dass die Abweichung von der analytischen Lösung maximal 8% betragen, Bild 5.6b.



(a) Analytische Lösung und die von OORE und BURNS [197] veröffentlichte Lösung mit Gewichtsfunktion nach Gleichung 5.1 (b) Analytische Lösung und mit Gleichung 5.1 berechnet

Bild 5.6. Spannungsintensitätsfaktoren für elliptischen Innenriss unter konstanter Spannung

Verschiedene Autoren [67, 97, 173, 111, 188] berichten, dass insbesondere für elliptische Rissformen die Abweichung von der analytischen Lösung nach IRWIN [134] bei kleinem Halbachsenverhältnis besonders groß ist. So haben DESJARDINS et. al. [67] für ein Halbachsenverhältnis von 0,2 einen maximalen Fehler von 18,4 % festgestellt. Dies deckt sich nicht mit den Erfahrungen von OORE und BURNS [197] und eigenen Berechnungen. Das Verhalten ist vermutlich auf die numerische Rissmodellierung zurückzuführen.

5.3.2.1 Erweiterung auf Oberflächenriss

OORE und BURNS schlagen für die Anwendung der Gewichtsfunktion nach Gleichung 5.1 auf Oberflächenrisse die Betrachtung eines äquivalenten Innenrisses vor, Bild 5.7. Die so ermittelten Spannungsintensitäten müssen dann mit einem von der Beanspruchungskonfiguration unabhängigen Erhöhungsfaktor für Oberflächeneinfluss f_s skaliert werden.

Für die Anwendung auf Bohrungsverschneidungen mit verschiedenen Verschneidungswinkeln wird hier auf Basis numerischer Untersuchungen nach Abschnitt C.2.4 vorgeschlagen, als Erhöhungsfunktion das Verhältnis der Spannungsintensitätsfaktoren eines kreissegmentförmigen Oberflächenrisses (Gleichung C.6) und eines kreisförmigen Innenrisses (Gleichung C.1) zu nutzen, so dass für die Erhöhungsfunktion f_s in Abhängigkeit des polaren Winkels ϕ gilt:

$$f_s(\phi) = F_{\phi_{\max}}(\phi) = f_1 - f_2 \sqrt{\sin \frac{\phi \cdot \pi}{\phi_{\max}}} \quad \text{auch Gleichung C.7} \quad (5.4)$$

mit

$$f_1 = \begin{cases} 1.13 + 0.05 \cdot \phi_{\max} & \text{für } \phi_{\max} \leq \frac{\pi}{2} \\ 1.209 & \text{für } \phi_{\max} > \frac{\pi}{2} \end{cases} \quad \text{auch Gleichung C.8} \quad (5.5)$$

$$f_2 = \begin{cases} 0.08 \cdot \phi_{\max} & \text{für } \phi_{\max} \leq \frac{\pi}{2} \\ 0.08 + 0.03 \cdot \phi_{\max} & \text{für } \phi_{\max} > \frac{\pi}{2} \end{cases}$$

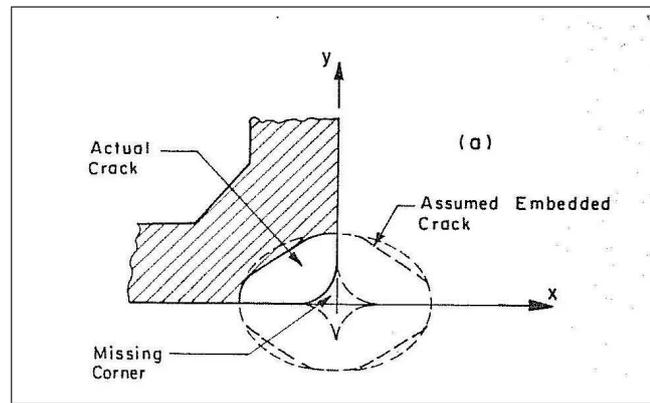


Bild 5.7. Oberflächenrisserweiterung, aus [198])

Für die Bereiche von $\phi \approx 0$ und $\phi \approx \phi_{max}$, d. h. für den oberflächennahen Bereich, ist Gleichung 5.4 nicht gültig, Bilder C.4 und C.5. Es wird die Erhöhungsfunktion auf den Wert von $f_s \leq F_{\phi_{max}}(0, 1 \cdot \phi_{max}) \equiv F_{\phi_{max}}(0, 9 \cdot \phi_{max})$ begrenzt, so dass

$$f_s(\phi) = F_{\phi_{max}}(\phi) \leq F_{\phi_{max}}(0, 1 \cdot \phi_{max}) \quad \text{ist.} \quad (5.6)$$

5.3.2.2 Modellierung des Randeinflusses

GLINKA und REINHARDT [103] erweitern die Gewichtsfunktion von OORE und BURNS um die Länge Γ_B der invertierten Kontur vom Punkt Q' zum Rand G_B , so dass auch Randeinflüsse abgebildet werden können.

$$m_{QQ'} = \frac{\sqrt{2}}{\pi} \cdot \frac{1}{l_{QQ'}^2} \cdot \frac{\sqrt{\Gamma_S + \Gamma_B}}{\Gamma_S} \quad (5.7)$$

Dieser Randeinfluss wird relevant, wenn die Rissfront sich einer Bauteilkante nähert. Im Rahmen dieser Arbeit wird dieser Einfluss nicht mit berücksichtigt.

5.3.2.3 Integration der 3D-Gewichtsfunktion

Die Integration zur Ermittlung der Spannungsintensität für den Ort Q' erfolgt als Flächenintegral über das Produkt der Spannung σ_Q und der Gewichtsfunktion $m_{QQ'}$.

$$K_{Q'} = \int \int_A \sigma_Q m_{QQ'} dA \quad (5.8)$$

DESJARDINS et. al. [67] stellten eine Methode der erhöhten Netzdichte zur Integration der Gewichtsfunktion vor. Es werden die Randlelemente mit der ursprünglichen Breite b parallel zum Rand geteilt mit den Abständen $(0 \cdot b)$; $(10^{-4} \cdot b)$; $(10^{-3} \cdot b)$; $(10^{-2} \cdot b)$; $(10^{-1} \cdot b)$ und $(10^0 \cdot b)$. Diese Bereiche werden halbanalytisch integriert. Bei dieser Methode der Integration konnte trotz erheblich erhöhtem numerischen Aufwand keine Verbesserung der Genauigkeit festgesellt werden. Beispielhaft ergeben sich für die in Bild 5.6b berechneten Varianten Unterschiede von maximal 0,8% bei Anwendung dieser Integrationsmethode im Vergleich zur

Integratoren ohne spezielle Randelemente. Auch von GREULING [108] wird bestätigt, dass keine besondere Behandlung in der Nähe der Rissfront notwendig ist, wenn die Netzdichte fein genug gewählt worden ist.

5.3.2.4 Anwendung der 3D-Gewichtsfunktion - Literaturlauswertung

Die 3D-Gewichtsfunktion von OORE und BURNS (Gleichung 5.1) wurde in vielfältigen Anwendungen genutzt. Tabelle 5.1 gibt eine Übersicht.

Tabelle 5.1. Nutzung der Gewichtsfunktion OORE und BURNS [197]

Autoren	Jahr	Inhalt
DESJARDINS et. al.	[67]	1991 Spannungsintensität eines viertelkreisförmigen Risses an einer Querbohrung eines dickwandigen Hochdruckzylinders
KATTHAB et. al.	[146]	1985 Numerische Integration der Singularitäten
KATTHAB et. al.	[147]	1986 Verifikation der Gewichtsfunktion für unregelmäßig berandete, konvexe und konkave Innenrisse
FORBES et. al.	[90]	1991 Anwendung auf halbelliptische Oberflächenrisse in Schweißverbindungen
ORYNYAK et. al.	[202]	1993 analytischer Vergleich für elliptische Risskonfiguration
TO, LAMBERT and BURNS	[281]	1993 Untersuchung von Mehrfachrissen und Rissformentwicklung in Schweißverbindungen
KAM und BIRKINSHAW	[142]	1994 Zuverlässigkeitsanalyse von Offshorekomponenten auf Basis von RFFM (reliability fatigue and fracture mechanics analysis), Spannungsintensitätsbestimmung mit Gewichtsfunktion nach OORE und BURNS
ORYNYAK et. al., KRASOWSKY et. al.	[200,201, 199,158]	1992, 1994, 1999 Erstellung von Gewichtsfunktionen mit der PWF (point weight funktion method) unter Nutzung der Gewichtsfunktion nach OORE und BURNS zu Abbildung des asymptotischen Verhaltens und der Referenzlösungen
OORE	[196]	1999 Untersuchung Risswachstum in isotropen und anisotropen Materialien
RAVICHANDRAN und LI	[229]	2000 LEBM in polykristallinen Materialien
TJERNBERG	[280]	2000 Rissfortschrittslebensdauerberechnung einer Reibschweißverbindung
LIU und WU	[171]	2002 Vergleich der numerischen Anwendung der Gewichtsfunktion mit IRWIN Lösung [134]
ORYNYAK, GIENKO, YU und KAMENCHUK	[203,203]	2002 Erstellung der Gewichtsfunktion für elliptischen Riss
HACHI et. al.	[110]	2005 Ermittlung der Spannungsintensität in dickwandigen Zylindern unter Innendruckbelastung mit halbelliptischen Oberflächenrisse
OTEGUI et. al.	[204]	2005 Lebensdauerberechnungen an einem Querhaupt eines Ethylen Kompressors nach einem Schadensfall
GREULING	[107]	2005 Anwendung der Gewichtsfunktion zu Ermittlung der Spannungsintensitäten für Dauerfestigkeitsbewertung bei gegebener Rissfront

Autoren	Jahr	Inhalt
MONTENEGRO et. al.	[189] 2008	Untersuchung von partiell geschlossenen Rissen

5.4 Rissöffnungs- und Rissschließverhalten

5.4.1 Arten des Rissschließens

Auf Grund von experimentellen Ergebnissen ist zuerst von CHRISTENSEN [59] und von ELBER [79] festgestellt worden, dass Riss schließen für technische Werkstoffe nicht bei $K = 0$ eintritt⁵⁹.

Die verschiedenen Ursachen des Riss schließen sind nach ELBER [79] und SURESH und RICHIE [267] eingeteilt worden in

1. bleibende Verformungen infolge plastischer Zone (plastizitätsinduziertes Riss schließen),
2. Bildung von Oxidschichten auf den Rissufern,
3. Ausbildung von Rauigkeiten an den Rissufern⁶⁰,
4. Eindringen viskoser Flüssigkeiten zwischen den Rissufern und
5. Umwandlung im Werkstoffgefüge.

Von RITCHIE [235] ist diese Zusammenstellung der Riss schließeffekte um

6. Partikel aus Reibung und
7. wasserstoffinduzierte Verformungen

ergänzt worden.

Für Stähle sind die Effekte des plastizitätsinduzierten Riss schließen dominierend [267]. Beim Vorhandensein von Flüssigkeiten können diese das Riss öffnungsverhalten zusätzlich beeinflussen.

5.4.2 Definitionen

Das Verhältnis R_S der äußeren Last S wird definiert als

$$R_S = \frac{S_{min}}{S_{max}} \quad (5.9)$$

Das Riss öffnungsverhältnis U wird als Verhältnis der effektiven Schwingweite zur Gesamtschwingweite angegeben

$$U = \frac{S_{max} - S_{op}}{S_{max} - S_{min}} \quad (5.10)$$

⁵⁹Bei der Berechnung von Spannungsintensitätsfaktoren werden rein formal auch negative Spannungsintensitäten errechnet, die mechanisch nicht möglich sind. Diese Vorgehensweise ist aber dennoch sinnvoll, weil durch Verwendung der Superposition Spannungsintensitäten aus verschiedenen Lastfällen addiert werden können.

⁶⁰Dieser Effekt ist bei Schubbeanspruchung (Mode II und III) relevant.

Üblicher ist die Angabe des effektiven Verhältnisses γ der Rissöffnungslast S_{op} zur Maximallast S_{max} , so dass gilt

$$\begin{aligned}\gamma &= 1 - (1 - R)U \\ U &= \frac{1 - \gamma}{1 - R}\end{aligned}\tag{5.11}$$

Häufig wird das Rissöffnungsverhältniss $\gamma = S_{op}/S_{max}$ über dem Spannungsverhältnis R dargestellt. Der dabei verwendete Scharparameter ist S_{max}/σ_F . Für den Bereich von $R < -1$ ist diese Definition nicht sinnvoll, weil z. B. bei $R = -2$ und $S_{max}/\sigma_F = 0,5$ die Unterlast S_{min} gleich der negativen Fließspannung ist. Es wird deshalb als Scharparameter ζ nach Gleichung 5.12 verwendet.

$$\zeta = \frac{\max(|S_{min}|, S_{max})}{\sigma_F}\tag{5.12}$$

Unter der Annahme von linear-elastischem Werkstoffverhalten tritt Riss schließen bei $K = 0$ ein, d. h. für die Spannungsintensitätsschwingweite gilt:

$$\Delta K = K_{max} - \max(0, K_{min})\tag{5.13}$$

5.4.3 Flüssigkeitsinduziertes Riss schließen

KICIAK, GLINKA und BURNS [151] führten für die Untersuchung des Rissfortschrittes in dickwandigen Zylindern unter Innendruck eine Literaturrecherche zum hydrodynamischen Effekt in Rissen durch:

- Von KENDALL [144] werden die hydrodynamischen Effekte als gering angenommen, so dass der Innendruck als hydrostatisch angesehen werden kann.
- TZUSO et. al. [287, 286] zeigen auf Grund experimenteller Befunde, dass sich ein hydrodynamischer Effekt ausbilden kann.
- Dieses Phänomene wurden von DAVIS und ELLISON [66]^{61,62} genauer untersucht. Der maximale hydrodynamische Effekt wird bei Druckentlastung beobachtet, wenn das Fluid eingesperrt ist. Es wurde beobachtet, dass eine Veränderung der Spannungsintensitätsschwingweite in Abhängigkeit von
 - der Viskosität des Fluids,
 - der Belastungsfrequenz,
 - dem R-Verhältnis und
 - dem Rissuferprofil

eintritt. Für das Maximum der Spannungsintensität wird angenommen, dass es keine hydrodynamischen Effekte gibt. Für die minimale Spannungsintensität nutzen KICIAK, GLINKA und BURNS das Modell von DAVIS und ELLISON.

⁶¹Diese Arbeit stützt sich auf Erkenntnisse von GALVIN und NAILER [96] sowie ENDO et.al. [80,81,82]. GALVIN und NAILER postulierten, dass durch die zusätzliche Belastung die Lebensdauern reduziert und der Rissfortschritt beschleunigt wird. ENDO et. al. fanden, dass sich die Lebensdauern verlängern und der Rissfortschritt verlangsamt wird mit zunehmender Ölviskosität. Dieser Effekt steigert sich bei höheren Frequenzen.

⁶²Die Untersuchungen zeigen, dass die hydrodynamischen Effekte klein sind. Sie reduzieren in allen Fällen die rechnerische Spannungsintensitätsschwingweite.

Im Rahmen der weiteren Untersuchungen in dieser Arbeit werden keine hydrodynamische Effekte⁶³ bei der Rissfortschrittssimulation berücksichtigt, weil es sich bei den untersuchten Frequenzen und Medien um Effekte 2. Ordnung handelt. Das flüssigkeitsinduzierten Risssschließen wird als zusätzlicher Lastfall mit konstant über die Rissufer verteiltem Druck modelliert.

5.4.4 Plastizitätsinduziertes Risssschließen

5.4.4.1 Plastizitätsinduziertes Risssschließen unter Einstufenbelastung im homogenen Beanspruchungsfeld

Für homogene Beanspruchung unter einstufiger Belastung hat Elber [79] für die Aluminiumlegierung 2024-T3 die Rissöffnungsbeziehung angegeben zu:

$$U = 0,5 + 0,4 \cdot R \quad (-0,1 < R < 0,7) \quad (5.14)$$

In der Literatur existiert eine große Anzahl⁶⁴ solcher Rissöffnungsbeziehungen für viele Werkstoffe und R -Verhältnisse. Beispielhaft sei die für von KURIHARA et. al. [159, 160] aufgestellte Gleichung 5.15 wiedergegeben.

$$U = \begin{cases} \frac{1}{1,5 - R} & \text{für } -5 \leq R < 0,5 \\ 1 & \text{für } 0,5 \leq R < 1 \end{cases} \quad (5.15)$$

KURIHARA et. al. [160] untersuchten an zwei Stählen⁶⁵ das Rissfortschrittsverhalten im Bereich zwischen $-5 \leq R \leq 0,8$ an Mittenriss scheiben. Die von KURIHARA et. al. ermittelte Rissöffnungsbeziehung auf Grund von Rissöffnungsmessungen und Rissfortschrittsdaten ist in Gleichung 5.15 angegeben.

Es wurde von KURIHARA et. al. auch beobachtet, dass sich das Rissöffnungsverhältnis mit der Risslänge ändert, Bild 5.8. Von den Autoren wird dieser Effekt auf den Sägeschnitt (0,2 mm Breite) zurückgeführt, der kein Risssschließen bei kurzen Risslängen ermöglicht.

In die Auswertung von KURIHARA et. al. sind die „stabilisierten“ Rissöffnungsverhältnisse eingeflossen. Für das Risssschließverhalten ist der Zustand ohne große Plastizierungen im Nettoquerschnitt von Interesse. Statt $U(R = -5) = 0,2$ bei einer Risslänge von $a > 25$ mm ist das Verhalten des Risses bei einer Länge von 15 mm zu betrachten, d. h. $U(R = -5) = 0,35$. Es zeigt sich, dass neben den technisch zu lösenden Problemen bei der Versuchsdurchführung, wie z. B. die Anbringung einer Knickhalterung, das prinzipielle Problem bei homogen belasteten Querschnitten darin besteht, dass im Druckbereich sehr große Schwingamplituden aufgebracht werden müssen, um Rissfortschritt zu erzeugen. Diese führen zu erheblichen Plastizierungen im Nettoquerschnitt und verändern das Rissöffnungsverhalten wesentlich.

NEWMAN JR. [194] hat auf Grundlage von Berechnungen mit einem Fließstreifenmodell⁶⁶ für elastisch-idealplastischen Werkstoff, eine Rissöffnungsbeziehung [195] in Abhängigkeit von

⁶³Hydrodynamische Effekte in Rissen haben große Bedeutung beim Rissfortschritt unter Wälzbeanspruchung, siehe z. B. MARQUIS und SOCIE [183], GLODEZ et. al. [104]

⁶⁴siehe SCHIJVE [246] und MARCI et. al. [182, 181]

⁶⁵Die Stähle sind *Steel A* und *Steel B* benannt. Beide Stahlsorten werden nach Angaben der Autoren im Druckbehälterbau eingesetzt.

⁶⁶siehe DUGDALE [77], FÜHRIUNG [86]

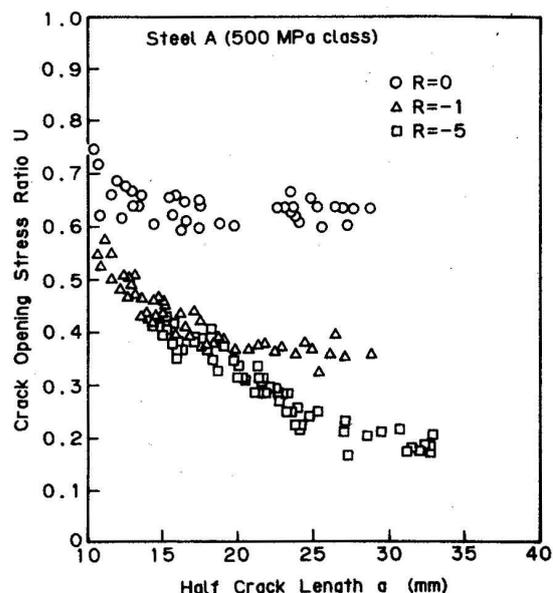


Bild 5.8. Veränderung des Rissöffnungsverhältnisses mit wachsender Risslänge, aus [160]

- der Oberspannung S_{max} ,
- dem Spannungsverhältnis R ,
- dem *Constraint* Faktors α (Gleichung 5.16, $\alpha = 1$ für ebenen Spannungszustand, $\alpha = 3$ für ebenen Dehnungszustand) und von

$$\alpha = \frac{1}{0,15} \cdot \frac{\sigma_2}{\sigma_1} + 1 \quad (5.16)$$

- der Fließspannung σ_F des Werkstoffes

abgeleitet.

Diese Rissöffnungsbeziehung nach NEWMAN JR., Gleichung 5.17, hat breite Anwendung gefunden.

$$U = \frac{S_{op}}{S_{max}} = A_0 + A_1 \cdot R + A_2 \cdot R^2 + A_3 \cdot R^3 \text{ für } 0 \leq R < 1$$

$$U = \frac{S_{op}}{S_{max}} = A_0 + A_1 \cdot R \text{ für } -1 \leq R < 0$$

$$A_0 = (0,825 - 0,34 \cdot \alpha + 0,05 \cdot \alpha^2) \left(\cos \frac{\pi \cdot S_{max}}{2 \cdot \sigma_F} \right)^{1/\alpha} \quad (5.17)$$

$$A_1 = (0,415 - 0,071 \cdot \alpha) \frac{S_{max}}{\sigma_F}$$

$$A_2 = 1 - A_0 - A_1 - A_3$$

$$A_3 = 2 \cdot A_0 + A_1 - 1$$

Bilder 5.9a und 5.9b geben eine Übersicht über den Verlauf der Rissöffnungsbeziehung nach Gleichung 5.17.

RICHTER [232] gibt eine ausführliche Übersicht über weitere Näherungsbeziehungen, die auf Fließstreifenmodellen beruhen.

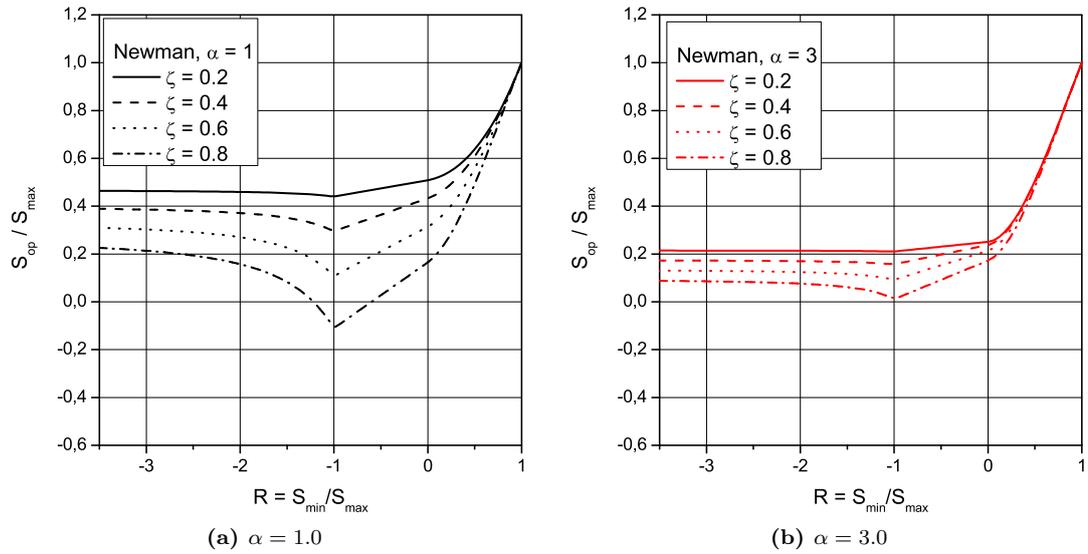


Bild 5.9. Rissöffnungsbeziehung nach NEWMAN [195]

Die Fließstreifenmodelle können das reale Werkstoffverhalten nur über die Fließspannung berücksichtigen. Tabelle 5.2 gibt eine Übersicht über die Fließspannungsinterpretation für Gleichung 5.17. In der praktischen Anwendung hat sich die Interpretation nach VORMWALD [293] als sinnvoll erwiesen, siehe ZERBST et. al. [303].

Tabelle 5.2. Fließspannungsinterpretation σ_F für NEWMAN Rissöffnungsbeziehung nach Gleichung 5.17

Quelle	σ_F
ROMEIRO et. al. [236]	$0,5 (R_{p0,2} + R_m)$
VORMWALD [293]	$0,5 (R'_{p0,2} + R_m)$
ANTHES [27]	$R'_{p0,2} + \sigma_{\max} \cdot (R_m - R'_{p0,2}) / R_m$
DANKERT [64]	$R'_{p0,2}$

SAVAIDIS et. al. [243] haben die Bestimmungsgleichung für A_0 nach Gleichung 5.17 so modifiziert, dass für $S_{max} > \sigma_F$ und $\alpha \neq 1$ komplexe Wurzeln vermieden werden.

$$A_0 = (0,825 - 0,34 \cdot \alpha + 0,05 \cdot \alpha^2) \left| \cos \frac{\pi \cdot S_{max}}{2 \cdot \sigma_F} \right|^{1/\alpha} \operatorname{sign} \frac{\pi \cdot S_{max}}{2 \cdot \sigma_F} \quad (5.18)$$

VORMWALD et. al. [294] führen einen weiteren Freiwert A_m ein, um die Mittelspannungsempfindlichkeit für den untersuchten Werkstoff anzupassen, Bild 5.10. Die Koeffizienten A_0 und A_1 nach Gleichung 5.17 werden angepasst.

$$A_0 = (0,825 - 0,34 \cdot \alpha + 0,05 \cdot \alpha^2) \left(\cos \frac{\pi \cdot S_{max}}{2 \cdot \sigma_F} \right)^{1/\alpha} + A_m \quad (5.19)$$

$$A_1 = (0,415 - 0,071 \cdot \alpha) \frac{S_{max}}{\sigma_F} + A_m$$

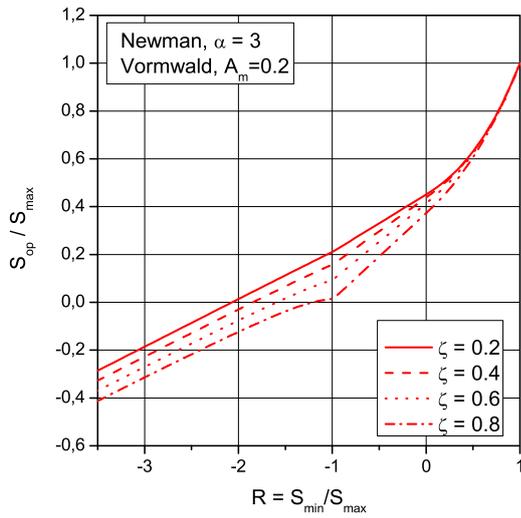


Bild 5.10. Rissöffnungsbeziehung nach NEWMAN [195] mit Erweiterung nach VORMWALD et. al. [294]

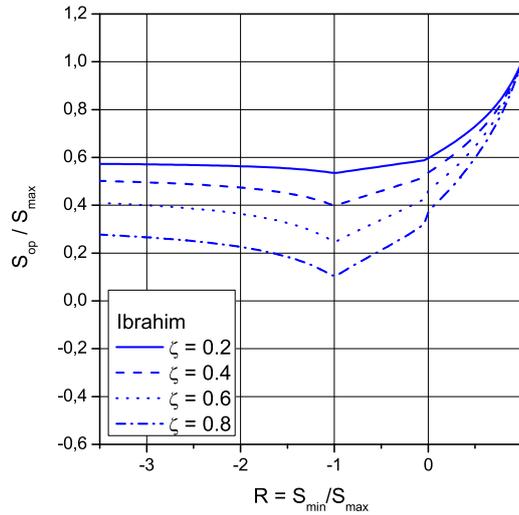


Bild 5.11. Rissöffnungsbeziehung nach IBRAHIM et. al. [132]

Von ROMEIRO et. al. [236] wurden Versuche mit Druckmittellasten ($R \leq -1$) durchgeführt. Es wurden an Mittenrisscheiben (M(T)-Proben) aus dem Werkstoff Ck45 im Lastbereich von $-3 \leq R \leq 0,7$ experimentell Rissöffnungslasten ermittelt. Nach diesen experimentellen Daten kann festgestellt werden, dass das Rissöffnungsverhältnis U sensitiver auf die Maximallast S_{max} und weniger empfindlich auf die Minimallast S_{min} reagiert, Bild 5.12. Die Vorhersage des Rissöffnungsverhaltens mit der NEWMAN Formel (Gleichung 5.17) im Bereich bis $R = -3$ führt zu größeren Abweichungen. Dennoch ist die erweiterte Anwendung der Gleichung 5.17 gerechtfertigt, weil die Abhängigkeiten qualitativ in der richtigen Weise wiedergegeben werden. Für die spätere Verwendung werden hier die Änderungen von SAVIDIS et. al. [243], ROMEIRO et. al. [236] und VORMWALD et. al. [294] zusammengefasst. Damit wird die Gleichung 5.17 in

$$\begin{aligned} \frac{S_{op}}{S_{max}} &= A_0 + A_1 \cdot R + A_2 \cdot R^2 + A_3 \cdot R^3 && \text{für } 0 \leq R < 1 \\ \frac{S_{op}}{S_{max}} &= A_0 + A_1 \cdot R && \text{für } -3 \leq R < 0 \\ A_0 &= (0,825 - 0,34 \cdot \alpha + 0,05 \cdot \alpha^2) \left| \cos \frac{\pi \cdot S_{max}}{2 \cdot \sigma_F} \right|^{1/\alpha} \text{sign} \frac{\pi \cdot S_{max}}{2 \cdot \sigma_F} + A_m && (5.20) \\ A_1 &= (0,415 - 0,071 \cdot \alpha) \frac{S_{max}}{\sigma_F} + A_m \\ A_2 &= 1 - A_0 - A_1 - A_3 \\ A_3 &= 2 \cdot A_0 + A_1 - 1 \end{aligned}$$

überführt.

In der Vergangenheit wurden viele Finite-Elemente-Berechnungen⁶⁷ durchgeführt, um die mit den Fließstreifenmodellen nicht abbildbaren Einflüsse, wie z. B. mehrachsige Beanspruchung, genauer beschreiben zu können.

⁶⁷siehe z. B. Zusammenstellung in [232]

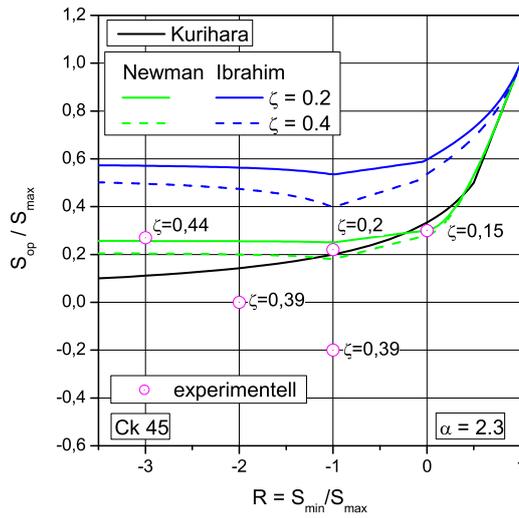


Bild 5.12. Experimentell ermittelte effektive Schwingweiten nach ROMEIRO [236] und Rissöffnungsbeziehung nach KURIHARA, NEWMAN und IBRAHIM

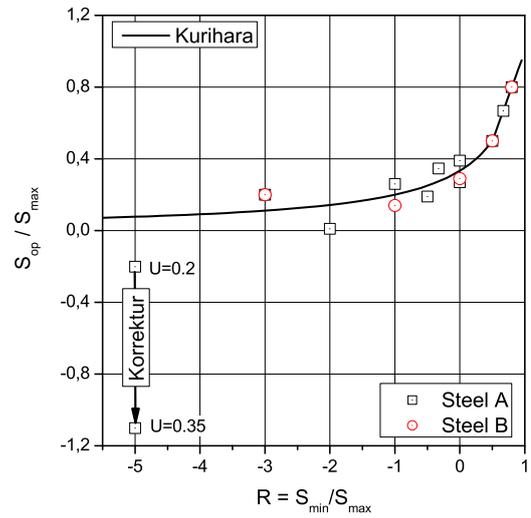


Bild 5.13. Experimentell ermittelte effektive Schwingweiten nach KURIHARA [160] und Rissöffnungsbeziehung nach KURIHARA

IBRAHIM, THOMPSON und TOPPER [132] haben an der Aluminiumlegierung 2024-T4 das Rissöffnungsverhalten ($-2, 5 < R < 1$) mit einem erweiterten Fließstreifenmodell untersucht. Darauf aufbauend ist von ihnen die empirische Gleichung 5.21 abgeleitet worden, Bild 5.11.

$$\frac{S_{op}}{S_{max}} = \alpha \left[1 - \beta \left(\frac{S_{max}}{\sigma_y} \right)^\gamma \right] \quad (5.21)$$

$$\left. \begin{aligned} \alpha &= 0,63 + 0,2375 \tan(R) \\ \beta &= 0,56(1 - R) \\ \gamma &= 1,45 - 0,45R \end{aligned} \right\} \text{für } S_{min} \geq 0 \quad (5.22)$$

$$\left. \begin{aligned} \alpha &= 0,63 + 0,2375 \tan\left(\frac{S_{min}}{\sigma_y}\right) - 0,0442 \tan^4\left(\frac{S_{min}}{\sigma_y}\right) \\ \beta &= 0,56 \left(1 - \frac{S_{min}}{\sigma_y} \right) - 0,35 \left| \frac{S_{min}}{\sigma_y} \right| \\ \gamma &= 1,45 - 0,45 \left(\frac{S_{min}}{\sigma_y} \right) \end{aligned} \right\} \text{für } S_{min} < 0 \quad (5.23)$$

Die Gleichungen 5.21, 5.22 und 5.23 sind nur für die Beanspruchungshöhe

$$\max(-S_{min}, S_{max}) / \sigma_F < 1 \quad (5.24)$$

gültig. Für die praktische Anwendung wird hier vorgeschlagen, für größere Beanspruchungen Gleichung 5.13 entsprechend zu verwenden:

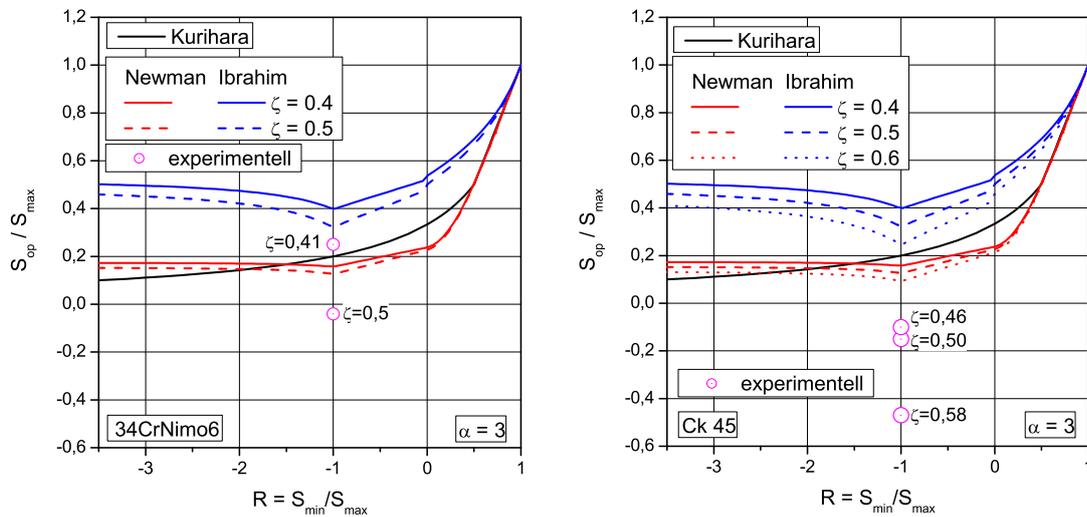
$$\frac{S_{op}}{S_{max}} = \frac{S_{max} - \max(0, S_{min})}{S_{max}} \text{ für } \frac{\max(-S_{min}, S_{max})}{\sigma_F} \geq 1 \quad (5.25)$$

Für den Bereich $R \leq -1$ existieren für Stähle sehr wenige experimentelle Daten zum Rissöffnungsverhalten. In Tabelle 5.3 ist eine Übersicht über die in der Literatur behandelten Werkstoffe und Parameter zusammengestellt. In den Bildern 5.12, 5.13 und 5.14 sind die ex-

Tabelle 5.3. Werkstoffkennwerte für Rissöffnungsdaten aus Literatur für $R \leq -1$

Autoren	Werkstoff	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	$R'_{p0,2}$ [MPa]	α nach Gl. 5.16	σ_F [MPa]
ROMEIRO et. al. [236]	Ck 45	350	600	-	2,3	450
KURIHARA et. al. [160]	Steel A	367	526	-	1,0	447
KURIHARA et. al. [160]	Steel B	723	804	-	1,0	763
SILVA [260]	34 CrNiMo 6	880	1204	927	3,0	1066
SILVA [260]	Ck 45	499	793	406	3,0	600

perimentell ermittelten Daten und die Vorhersage nach KURIHARA, NEWMAN und IBRAHIM dargestellt. Die experimentellen Ergebnisse zeigen, dass das Rissöffnungsverhalten im Bereich von $R \leq -1$ im Wesentlichen vom Verhältnis $\zeta = -S_{min}/\sigma_y$ abhängig ist. Die R-Abhängigkeit ist von untergeordneter Bedeutung. Die Vorhersagemodelle nach NEWMAN und IBRAHIM et. al., die dieses Verhalten mit berücksichtigen können, sagen zu geringe Unterschiede für verschiedene Beanspruchungshöhen ζ vorher.

**Bild 5.14.** Experimentell ermittelte effektive Schwingweiten nach SILVA [260] und Rissöffnungsbeziehung nach KURIHARA, NEWMAN und IBRAHIM

Für das Berechnungsverfahren wird im Rahmen der Untersuchungen in Kapitel 6 (Abschnitt 6.4) gezeigt, dass die Rissöffnungsbeziehung nach IBRAHIM (Gleichungen 5.21 und 5.25) die beste Vorhersage im Vergleich zu den Rissöffnungsbeziehungen linear elastisch (Gleichung 5.13), NEWMAN (Gleichung 5.20) und KURIHARA (Gleichung 5.15) für das Gesamtkonzept ergeben.

5.4.4.2 Plasizitätsinduziertes Risschließen im inhomogenen Beanspruchungsfeld

MCCLUNG [186] stellt die Frage, wie die Näherungsbeziehung für Risschließen nach NEWMAN für Bauteile mit Spannungsgradienten im ungerissenen Querschnitt (inhomogenes Beanspruchungsfeld) verwendet werden kann. Auf Basis von FE-Analysen wird vorgeschlagen, die Beanspruchungshöhe als pseudoelastische Spannung (σ_e -Konzept) zu definieren als:

$$\frac{S_{op}}{S_{max}} = \frac{\sigma_e}{\sigma_F} \frac{K_{max}/\sqrt{\pi a}}{\sigma_F} \quad (5.26)$$

mit

$$R = \frac{K_{\min}}{K_{\max}} \quad (5.27)$$

Das $\tilde{\sigma}$ -Konzept von RICHTER [232] definiert die wirksame Spannung $\tilde{\sigma}$. Die wirksame Spannung $\tilde{\sigma}$ ist diejenige Spannung, die bei homogener Belastung mit $\tilde{\sigma}^{68}$ dieselbe Risspitzenbeanspruchung wie unter der tatsächlichen, inhomogenen Beanspruchung hervorruft.

$$K(\tilde{\sigma}) \equiv K(\text{inhomogene Beanspruchung}) \quad (5.28)$$

Die Parameter der NEWMAN Rissöffnungsbeziehung werden für das $\tilde{\sigma}$ -Konzept interpretiert als:

$$\begin{aligned} \frac{S_{op}}{S_{\max}} &= \frac{\tilde{\sigma}_{\max}}{\sigma_F} \\ R &= \frac{\tilde{\sigma}_{\min}}{\tilde{\sigma}_{\max}} \end{aligned} \quad (5.29)$$

Es lässt sich leicht zeigen, dass das σ_e -Konzept einen Sonderfall des $\tilde{\sigma}$ -Konzepts darstellt. Dieser Sonderfall ist die konstante Geometriekorrekturfunktion $f_e = 1$. Für den Sonderfall homogener Beanspruchung gilt dann:

$$K(\sigma_e) = f_e \cdot \sigma_e \cdot \sqrt{\pi a} \quad (5.30)$$

Für den allgemeinen Fall der inhomogenen Beanspruchungen lassen sich die in Abschnitt 5.4.4.1 aufgeführten Rissöffnungsbeziehungen für homogene Beanspruchung anwenden, wenn die Spannungsintensität K oder die Nennspannung S durch die Konzepte σ_e (MCCLUNG) oder $\tilde{\sigma}$ (RICHTER) ersetzt werden.

5.4.4.3 Plastizitätsinduziertes Riss schließen unter Mehrstufen- und Betriebsbelastung im homogenen Beanspruchungsfeld

Für die rechnerische Rissfortschrittslebensdauervorhersage unter Betriebsbeanspruchung im homogenen Beanspruchungsfeld ist die genaue Vorhersage des Rissöffnungsverhaltens von entscheidender Bedeutung. Um die Entwicklung des Rissöffnungsverhaltens experimentell und rechnerisch zu beobachten, sind Einstufenversuche mit eingestreuten Überlasten⁶⁹ (auch Unterlasten und Kombination von Unter- und Überlast) geeignet. Neben der Veränderung des Rissöffnungsverhaltens werden die Hysteresen in der Lage durch das große Schwingenspiel verschoben.

In der Untersuchung [55] von BUSCHERMÖHLE, MEMHARDT und VORMWALD wird der Einfluss von Drucküberlasten⁷⁰ auf das Rissfortschrittsverhalten des Stahles 42CrMo4 untersucht.

Die wesentlichen Ergebnisse der Versuche und Rechnungen sind:

- *Drucküberlasten führen nicht zu einer Beschleunigung des zyklischen Rissfortschritts. Nennbeanspruchungen und örtliche Beanspruchungen sind im Zusammenhang mit dem Gesamtsystem, in dem das rissbehaftete Bauteil integriert ist, zu sehen.*

⁶⁸Für ein konstant mit dem Druck p beaufschlagtes Rissufer ist $\tilde{\sigma} = p$.

⁶⁹siehe [69, 156, 180, 187, 259, 261, 285, 302]

⁷⁰Als Drucküberlasten sind negative Spannungen und nicht Innendrucküberlasten zu verstehen.

- Bei hohen Drucküberlasten (im Bereich von 50 % der Zug-Streckgrenze) wurde eine Verringerung der Rissfortschrittslebensdauer beobachtet; eine deutliche Beschleunigung als Folge eines Reihenfolgeeffekts wurde jedoch nicht festgestellt. Drucküberlasten haben keinen Einfluss auf den Threshold-Wert ΔK_{th} .
- Die numerische Simulation der Rissöffnungsspannungen bestätigt die Versuchsergebnisse und zeigt den Einfluss des Constraints auf das Rissöffnungsverhalten und die Rissfortschrittsgeschwindigkeit.
- Der Vergleich von Rechnungen anhand unterschiedlicher Modelle mit den Versuchlebensdauern für die bauteilähnlichen Proben zeigt die gute Anwendbarkeit linearer Vorhersagemodelle, z. B. nach PARIS auf der Grundlage effektiver Spannungsintensitätsfaktoren ΔK_{eff} , für eine Abschätzung des Einflusses von Drucküberlasten auf die Rissfortschrittslebensdauer.

Es werden für die Rissfortschrittsuntersuchungen innerhalb dieser Arbeit keine Reihenfolgeeffekte berücksichtigt.

5.4.4.4 Plastizitätsinduziertes Riss schließen unter Mehrstufen- und Betriebsbelastung im inhomogenen Beanspruchungsfeld

Für die Vorhersage des plastizitätsinduzierten Riss schließen unter Mehrstufen- und Betriebsbelastung kann durch die Verwendung der wirksamen Spannung $\tilde{\sigma}$ nach RICHTER (Abschnitt 5.4.4.2) auch auf inhomogene Beanspruchungsfelder angewendet werden. Wie in Abschnitt 5.4.4.3 dargestellt, zeigt der Stahl 42CrMo4 keine wesentlichen Reihenfolgeeffekte.

5.5 Rissfortschritt und Rissstillstand

Der Bereich des stationären Risswachstums wird durch die PARIS-ERDOGAN Beziehung [205] beschrieben. Die Rissfortschrittsbeziehung lautet:

$$\frac{da}{dN} = C_0 \left(\frac{\Delta K}{\Delta K_0} \right)^m \quad (5.31)$$

Es existiert eine ganze Reihe von Ansätzen, die zusätzlich die Bereiche des Schwellwertes und des statischen Bruches abdecken. Ein gebräuchlicher Ansatz ist die *Forman-Mettu*-Beziehung [?]:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \left[\left(\frac{1-f}{1-R} \right) \cdot \Delta K \right]^n \cdot \frac{\left[1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K} \right]^p}{\left[1 - \frac{K_{max}}{K_C} \right]^p}. \quad (5.32)$$

Diese Formel berücksichtigt zusätzlich noch die Mittelspannungsabhängigkeit über das R -Verhältnis der Spannungsintensitäten und über die Rissöffnungsfunktion f nach NEWMAN [195] (Gleichung 5.17).

Für die Darstellung des Rissfortschritts in Abhängigkeit von der effektiven Spannungsintensitätsschwingweite (siehe Kapitel 5.4) sind für den Bereich stationären Risswachstums die Rissfortschrittskurven nahezu deckungsgleich, d. h. gleiche Risswachstumsgeschwindigkeit:

$$\frac{da}{dN} = C_0 \left[\frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K_{eff,0}} \right]^m \quad (5.33)$$

Von VORMWALD [293] wird für alle Stähle angegeben:

$$\frac{da}{dN} = 10^{-5} \text{ mm} \left[\frac{\Delta K_{\text{eff}}}{9,0 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}} \right]^{3,0} \quad (5.34)$$

Für die Abschätzung des effektiven Schwellwertes der Spannungsintensität sind umfangreiche Arbeiten veröffentlicht worden. Es zeigt sich, dass eine annähernd lineare Beziehung zwischen dem E-Modul und dem effektiven Schwellwert der Spannungsintensität besteht^{71,72}. VORMWALD [293] gibt auf Grundlage der Daten von TAYLOR [273] an:

$$\Delta K_{\text{eff},th} = 1,414 \cdot 10^{-5} \cdot \sqrt{\text{m}} \cdot E. \quad (5.35)$$

Das von SADANANDA und VASUDEVAN [239] und SADANANDA et. al. [238] postulierte Vorhandensein von zwei Schwellwerten (Bild 5.15), d. h. für die Schwingweite ΔK und den Maximalwert K_{max} der Spannungsintensität, lässt sich nach der Meinung des Verfassers in einen Schwellwert für effektive Schwingweiten des Spannungsintensitätsfaktors überführen. Beispielhaft dafür wurde die Rissöffnungsbeziehung nach KURIHARA et. al. [159,160], Gleichung 5.15, benutzt, um das Kriterium in einer $K_{\text{max}} - \Delta K$ Darstellung mit einem effektiven Schwellwert der Spannungsintensität $\Delta K_{\text{eff},th} = 3 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ für Risstopp darzustellen, Bild 5.16.

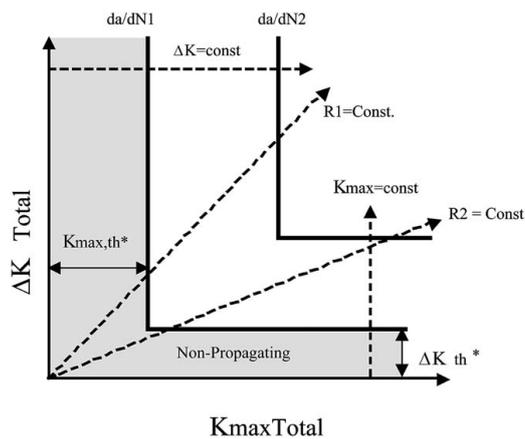


Bild 5.15. Schwellwerte für Rissfortschritt, aus [239, Bild 12]

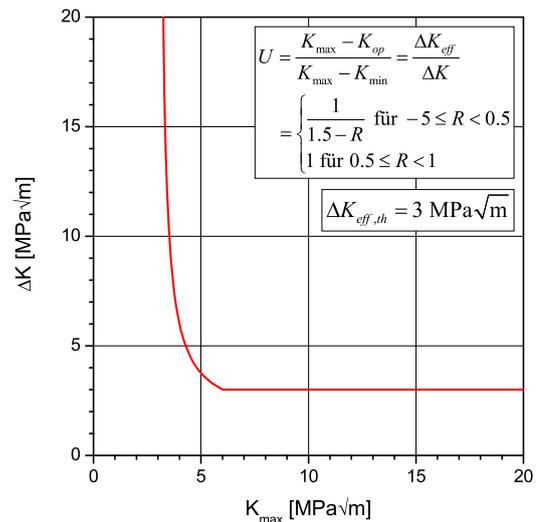


Bild 5.16. Kriterium Risstopp mit $\Delta K_{\text{eff},th}$

5.6 Berechnungsprogramm WF3D

5.6.1 Programmablauf

Für die Berechnung des Rissfortschrittes wurde ein FORTRAN-Programm *WF3D* (weight function 3D)⁷³ erstellt, das nach folgendem Algorithmus funktioniert:

⁷¹Übersicht von GREULING [107] bzw. LAWSON et. al. [162]

⁷²Nach der Definition von SURESH [268] ist der Schwellwert nicht mit einer Risswachstumsgeschwindigkeit von null, sondern mit Risswachstumsraten von $da/dn \leq 10^{-8} \text{ mm/Schwingspiel}$ verbunden.

⁷³Durch die Nutzung der OPENMP Bibliothek [18,12] konnte aufgrund der guten Parallelisierbarkeit der Routinen auf einem Vier-Kern-System die Berechnungszeit auf 1/3 im Vergleich zu einem Ein-Kern-System reduziert werden, siehe Programmcode A.5.

1. Einlesen der Parameter
 - a) Geometrie
 - b) Rissfortschritt
 - c) Lastfolge
 - d) elastische Spannungen und Eigenspannungen, berechnet nach Abschnitt 5.2
2. Abbilden der Spannungsverteilungen auf Innenriss
3. Initialen Riss erstellen
4. Schleife für Rissfortschrittsberechnung; Abbruch wenn $K_{max} > K_{IC}$ oder $max(a) > a_{max}$ oder Rissstillstand
 - a) Überprüfung Netzdichte; Zwischenpunktsinterpolation der Rissfrontknoten mit Spline nach BURKARDT [53] in Polarkoordinatenraum $\phi - r$
 - b) Ausgabe Rissfront für externen Vernetzer
 - c) Rissvernetzung mit *TRIANGLE* [258]
 - d) Einlesen der Rissvernetzung
 - e) Bestimmung des Umfangsintegrals Γ_C für jeden Integrationspunkt⁷⁴ nach Gleichung 5.2
 - f) Errechnung Erhöhungsfaktoren f_s für Oberflächenriss an jedem Rissfrontknoten nach Gleichung 5.6
 - g) Errechnung der Gewichtsfunktion⁷⁵, Gleichung 5.3
 - h) Ermittlung der Spannungswerte an den Integrationspunkten mittels gewichteter Mittelwertbildung von benachbarten Stützstellen aus FE-Ergebnissen, siehe SHEPARD [257]
 - i) Integration (numerische Summation) zur Ermittlung der Spannungsintensitäten
 - j) Berechnung Rissfortschritt lastspielzahlweise bis maximales zulässiges Rissinkrement erreicht ist
 - i. Rainflowzählung mit HCM Algorithmus [61]
 - ii. Skalierung der Spannungsintensitätsfaktoren, um K_{min} und K_{max} für jeden Lastwechsel (jeweils für jeden Rissfrontknoten)
 - iii. Ermittlung von ΔK_{eff} mit
 - A. $\tilde{\sigma}$ - Konzept nach Abschnitt 5.4.4.2, Gleichung 5.28 und
 - B. Rissöffnungsbeziehungen nach Abschnitt 5.4.4.1, alternativ
 - linear elastisch: Gleichung 5.13,
 - NEWMAN: Gleichung 5.20,
 - IBRAHIM: Gleichungen 5.21 und 5.25,
 - KURIHARA: Gleichung 5.15

⁷⁴Integrationspunkte sind die Flächenschwerpunkte der Dreiecke aus der Vernetzung

⁷⁵Dimension der Gewichtsfunktionsmatrix: Anzahl Integrationspunkte · Anzahl der Rissfrontknoten

iv. Ermittlung des Rissfortschrittssubinkrementes nach Abschnitt 5.5, Gleichung 5.33

k) Ausgabe Ergebnisse für aktuelle Rissfront

l) Ermittlung neue Rissfront

In den Bildern 5.17 ist beispielhaft die Rissvernetzung mit *TRIANGLE* aufgezeigt.

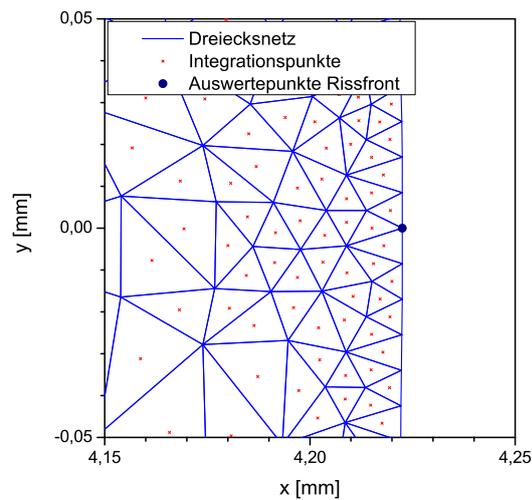
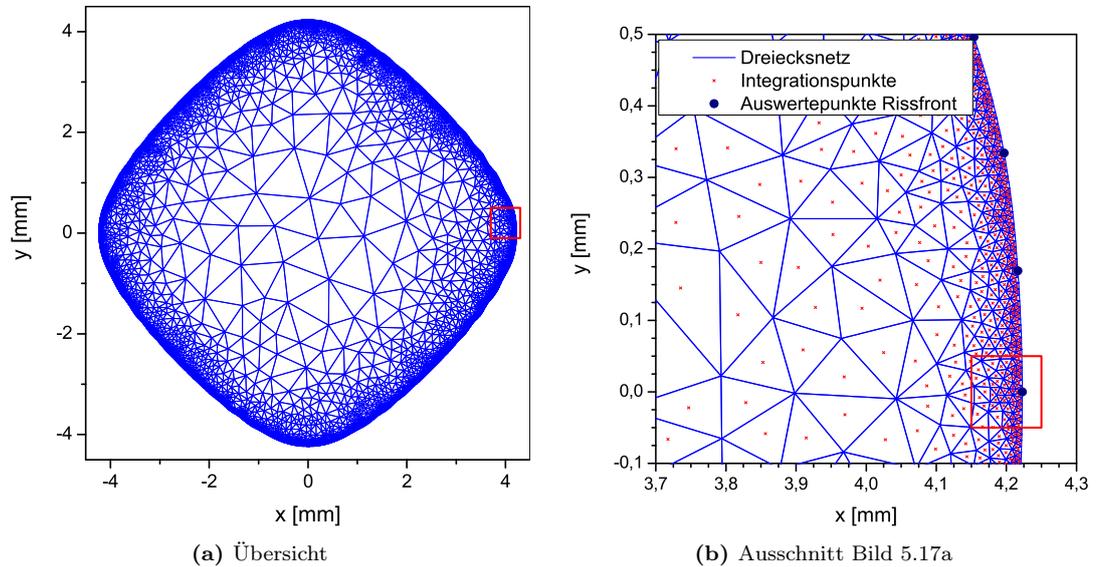


Bild 5.17. Beispiel zur Diskretisierung Innenriss

5.6.2 Steuerung des Rissfortschrittsinkrementes

Die Größe des Rissfortschrittinkrementes ist maßgebend für die numerische Stabilität der Rissfortschrittberechnung.

Die rechnerische Risspitzenbeanspruchung ist hauptsächlich von der Spannung vor der Risspitze und der Krümmung der lokalen Rissfront bestimmt. Eine konkave Rissfront erhöht die Spannungsintensität, eine konvexe lokale Rissfront reduziert die Spannungsintensität.

Schematisch zeigt Bild 5.18 einen Ausschnitt einer Rissfront, bei dem die Rissfront am mittleren Knoten eine konkave Krümmung hat. Um den Einfluss des Rissfortschrittsinkrementes aufzuzeigen, wurde für den mittleren Knoten die doppelte Rissfortschritts­geschwindigkeit im Vergleich zu allen anderen dargestellten Knoten (Rissfortschritt) angenommen und die neue Rissfront berechnet. Es zeigt sich, dass die Rissfront, die mit dem größten Inkrement berechnet wurde, numerisch nicht mehr stabil ist.

Um das dargestellte Problem zu lösen, wurden im Programm *WF3D* nachfolgende Schritte gewählt:

1. Begrenzung des Rissfortschrittsinkrementes auf $1/4$ des mittleren Knotenabstandes der Rissfront,
2. Reduzierung des Rissfortschrittsinkrementes auf $1/5$ des unter 1 genannten Wertes, wenn an einer Stelle der Rissfront Rissstillstand erreicht ist,
3. gleitender Mittelwert für die Spannungsintensitätsfaktoren entlang der Rissfront,
4. gleitender Mittelwert für die Rissinkremente zur Berechnung der neuen Rissfront entlang der Rissfront,
5. Reduzierung der Anzahl der Rissfrontknoten auf $1/3$ (jeder 3. wird verwendet), um die neue Risskontur zu bestimmen, Zwischen­punktsinterpolation der Rissfrontknoten mit Spline nach BURKARDT [53] in Polarkoordinatenraum $\phi - r$, um ursprüngliche Anzahl der Rissfrontknoten wieder zu erhalten

Für das in Bild 5.18 gezeigte Beispiel ist der gleitende Mittelwert aus 3 Werten der Rissfortschritts­geschwindigkeit gewählt worden und in Bild 5.19 dargestellt. Bei dem größten Rissfortschrittsinkrement stellt sich keine numerische Instabilität ein.

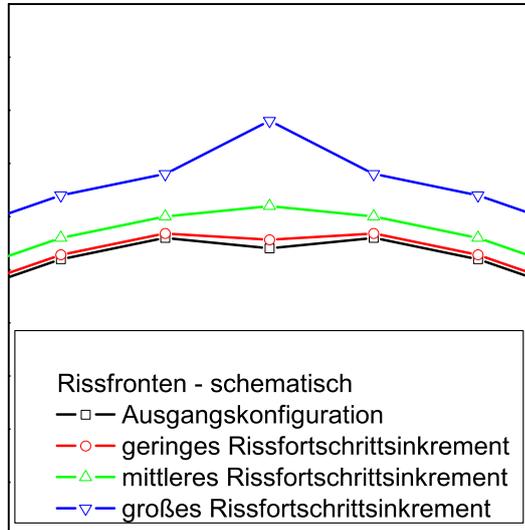


Bild 5.18. Einfluss Rissfortschrittsinkrementgröße - schematisch

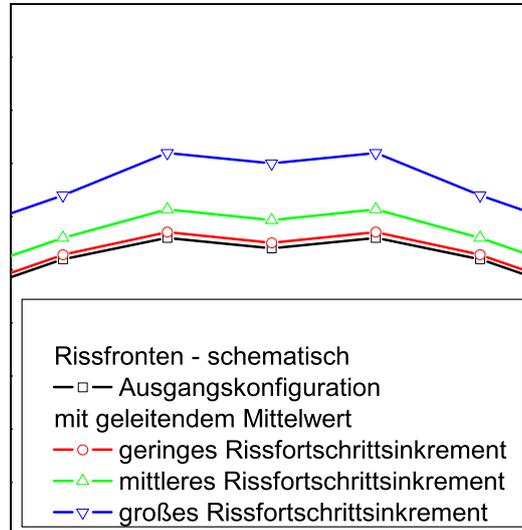


Bild 5.19. Einfluss Rissfortschrittsinkrementgröße mit gleitender Mittelwertbildung - schematisch

6 Anwendung des Berechnungsverfahrens auf Kreuzbohrungen

6.1 Einleitung

Das in Kapitel 5 beschriebene Berechnungsverfahren für den Rissfortschritt wird auf die in Kapitel 4 vorgestellten Bohrungsverschneidungen angewendet.

6.2 Beanspruchungsermittlung für Kreuzbohrungsprobe $h/d=10$ mit 6000 bar Autofrettage

6.2.1 Eigenspannungsberechnung

Die für *Abaqus* verwendeten Parameter für die Simulation des Autofrettagevorganges sind auf Basis der in Abschnitt 3.5.2 beschriebenen Versuche in den Tabellen B.2 und B.3 sowie in den Bildern B.1, B.4 und B.5 dargestellt, siehe Anhang B.1.

In Bild 6.1 sind die Eigenspannungen normal zur Symmetrieebene für die Kreuzbohrung $h/d = 10/5$ nach Autofrettage 6000 bar dargestellt.

6.2.2 Spannungssuperposition

Zur Darstellung der superponierten Beanspruchungszustände zeigen die Bilder A.73 bis A.76 (Anhang A.4.1) für die Symmetrieebene:

- die Spannungen infolge elastischer Innendruckbeanspruchung, Bild A.73,
- die Eigenspannungen infolge Autofrettage 6000 bar, Bild A.74,
- die Spannungen infolge Autofrettage 6000 bar und 2000 bar Innendruck, Bild A.75.
- die Spannungen infolge Autofrettage 6000 bar, 2000 bar Innendruck und 2000 bar Rissuferbelastung, Bild A.76.

6.2.3 Untersuchung einer geraden Rissfront $a=1,2$ mm

In Anlehnung an die experimentellen Befunde, Kapitel 4.8, und die numerischen Untersuchungen, Kapitel 6.3.4, für den Rissstillstand der Kreuzbohrung $h/d = 10/5$ mit 6000 bar Autofrettage wurde ein gerader Riss mit der Risstiefe von $a = 1,2$ mm angenommen, Bilder 6.2, 6.3 und 6.4. Diese Konfiguration wurde zur Ermittlung von Spannungsintensitätsfaktoren sowohl mit FE als auch mit der Gewichtsfunktionsmethode untersucht.

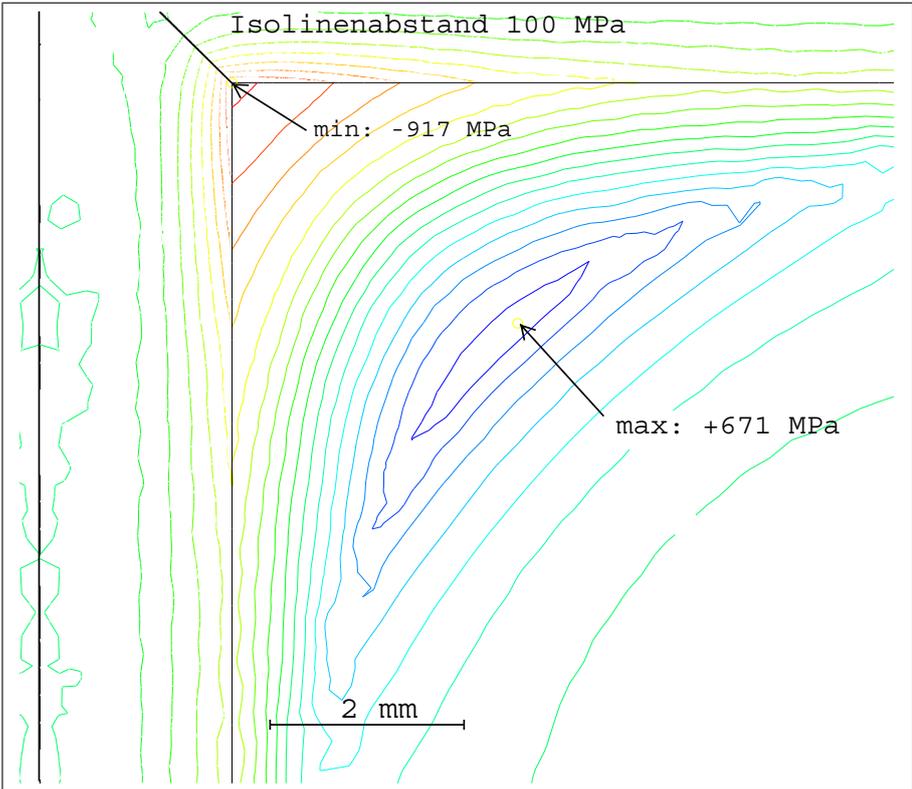


Bild 6.1. Eigenspannungen für Kreuzbohrung $h/d = 10/5$ nach Autofrettage 6000 bar

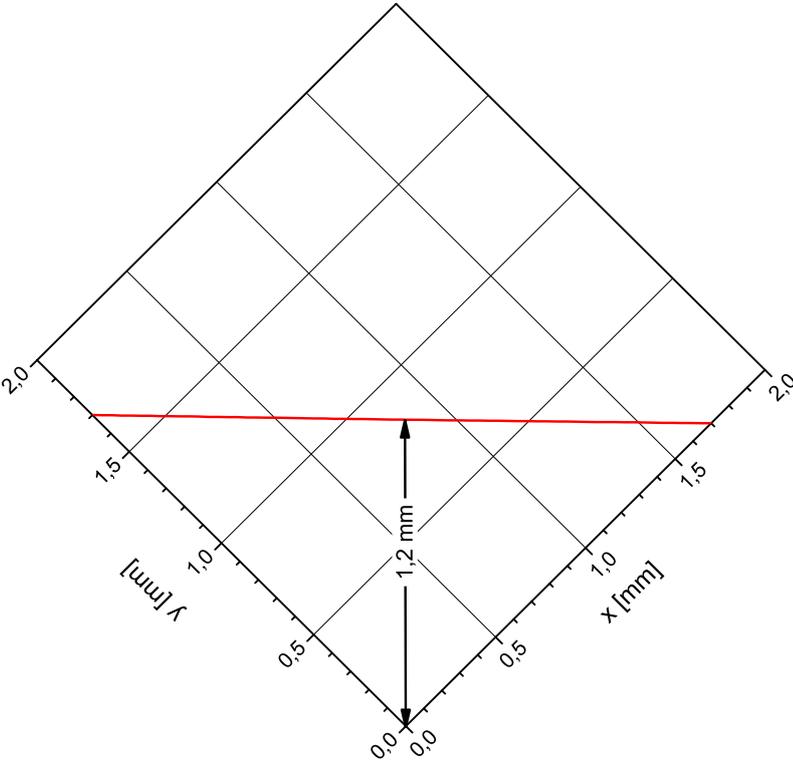


Bild 6.2. Modellierte Rissfront $a = 1,2$ mm für Bohrungsverschneidung $h/d = 10/5$

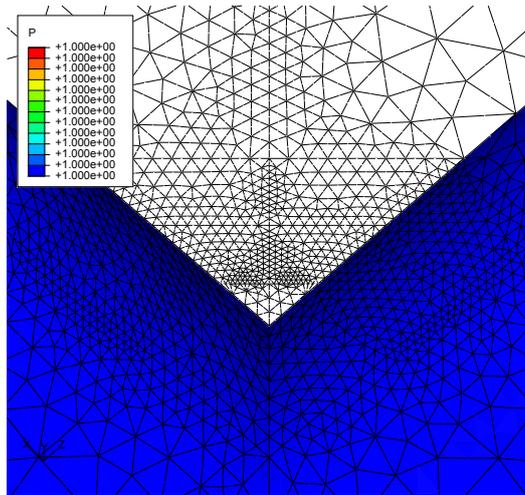


Bild 6.3. Globalmodell Bohrungsverschneidung
 $h/d = 10/5$ für Rissfront $a = 1,2$ mm

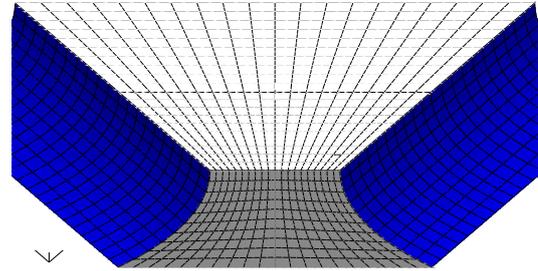


Bild 6.4. Submodell Bohrungsverschneidung
 $h/d = 10/5$ für Rissfront $a = 1,2$ mm
(ohne Verschneidungskante)

Für die bruchmechanische Auswertung der Spannungsintensitäten sind in *Abaqus* zwingend Hexaederelemente vorgeschrieben. Der Vernetzer von *Abaqus CAE* ist nicht in der Lage, für das gesamte Modell ein Hexaedernetz in notwendiger Qualität⁷⁶ zu erstellen. Eine weitere Möglichkeit ist die Modellierung des Rissbereiches mit Hexaederelementen und des „äußeren“ Bereiches mit Tetraederelementen. Die Schnittstelle zwischen beiden Netzen muss als innerer Kontakt (tied contact) modelliert werden. Durch diesen inneren Kontakt wird die Steifigkeit in dieser Ebene erhöht, weil die Verschiebungen den Ansatzfunktionen der Tetraeder und der Hexaeder genügen müssen, insbesondere wenn Knoten des Tetraedernetzes nicht mit Knoten des Hexaedernetzes in der Kontaktebene deckungsgleich sind. Nach Erfahrungen des Verfassers treten selbst in Bereichen ohne Spannungsgradienten, die mit tied contact modelliert sind, Spannungsspitzen auf. Eine dritte Möglichkeit bietet die Verwendung der Submodelltechnik. Bei der Submodelltechnik werden ausgehend von einem Globalmodell die Freiheitsgrade am Rand des Teilmodells (Submodell) aus dem Globalmodell übernommen. Die Einschränkung bei dieser Methode ist die Begrenzung auf lineare Probleme, weil es keine Rückkopplungen vom Submodell an das Grobmodell gibt. Diese Variante wird hier verwendet.

Das Superpositionsgesetz ermöglicht es, die Spannungen aus dem ungerissenen Zustand auf die Rissufer des Zustandes mit Riss aufzubringen, um die Spannungsintensitäten zu ermitteln, Bild C.7. *Abaqus* bietet keine Möglichkeit, die Spannungen aus dem ungerissenen Zustand als Belastung des gerissenen Zustandes aufzubringen. Es wurde ein Programm *MapAbqCrackFace* entwickelt, das aus den Spannungswerten des ungerissenen Zustandes an den FE-Knoten die Druckbelastung für jedes FE-Element des Rissufers interpoliert. Das Programm *MapAbqCrackFace* muss sowohl für das Grobmodell als auch für Submodell angewendet werden. Es sind nur konstante Druckbeanspruchungen über je ein Element möglich, Bilder 6.7 und 6.8. Für die Belastung Innendruck auf den Bohrungen kann die Spannungsintensität mit zwei Lastkonfigurationen (Einheitslastfälle $p = 1$ MPa) ermittelt werden:

1. Druck auf die Bohrungsoberflächen, Bilder 6.3 und 6.4

⁷⁶Als Netzqualität ist der allmähliche Übergang von fein zu grob vernetzten Bereichen zu verstehen, ohne degenerierte Elemente zu erhalten.

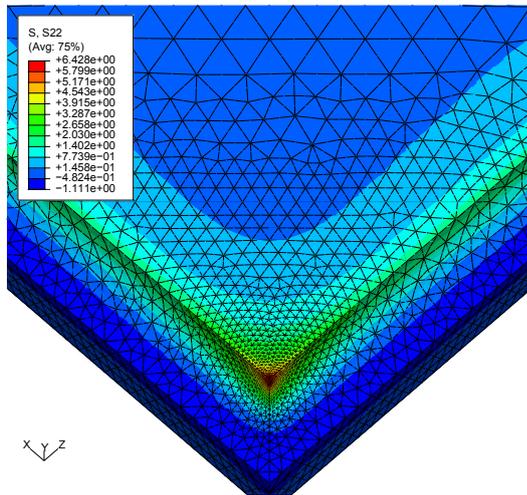


Bild 6.5. Elastische Lösung für Innendruckbeanspruchung Bohrungsverschneidung $h/d = 10/5$

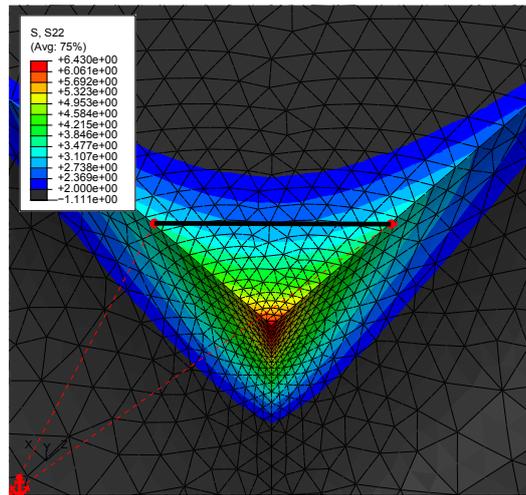


Bild 6.6. Ausschnitt Bild 6.5, mit Risskontur $a = 1,2$ mm

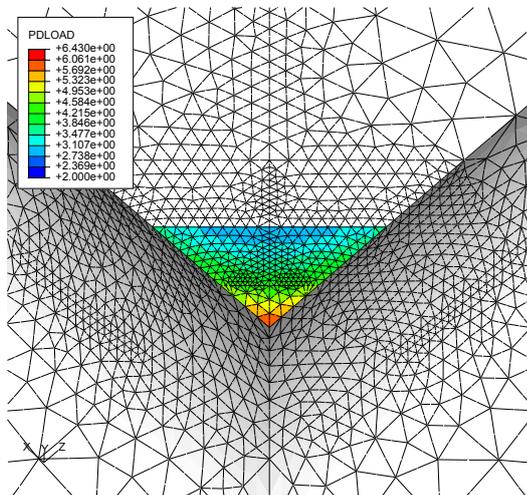


Bild 6.7. Globalmodell mit Rissuferbelastung aus elastischer Lösung Innendruck (vgl. Bilder 6.5 und 6.6)

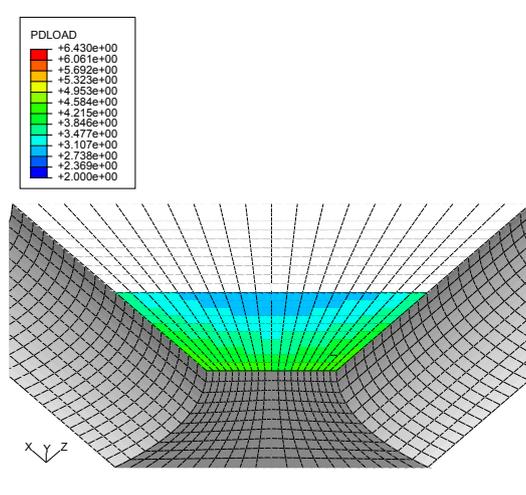


Bild 6.8. Submodell mit Rissuferbelastung aus elastischer Lösung Innendruck (vgl. Bilder 6.5 und 6.6)

2. Druckbeanspruchung auf die Rissufer mit Spannungen aus dem ungerissen Zustand⁷⁷, Bilder 6.7 und 6.8

In Bild 6.9 sind die Spannungsintensitäten dargestellt, ermittelt aus zwei Belastungskonfigurationen mit FE und mit der Gewichtsfunktion. Für die unterschiedlichen Belastungskonfigurationen aus FE ergeben sich erwartungsgemäß keine Unterschiede. Die Spannungsintensitäten, ermittelt mit Gewichtsfunktion, liegen für die ganze Rissfront ca. 5 % über den FE-Ergebnissen. Die Bilder 6.10, 6.11 und 6.12 enthalten die Auswertung der Spannungsintensitäten für die weiteren Lastfälle konstanter Druck auf Rissufer, Autofrettagebelastung und Autofrettageentlastung. Ähnlich wie bei der Belastung Druck auf die Bohrungsflächen ergeben sich auch für die anderen Lastfälle Abweichungen von maximal 5 %.

⁷⁷Spannungsverteilung des ungerissenen Zustandes, Bilder 6.5 und 6.6

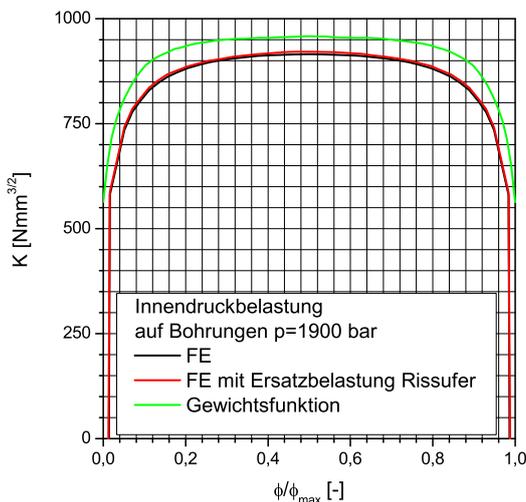


Bild 6.9. Spannungintensität aus Innendruck auf Bohrungen für Bohrungsverschneidung $h/d = 10/5$

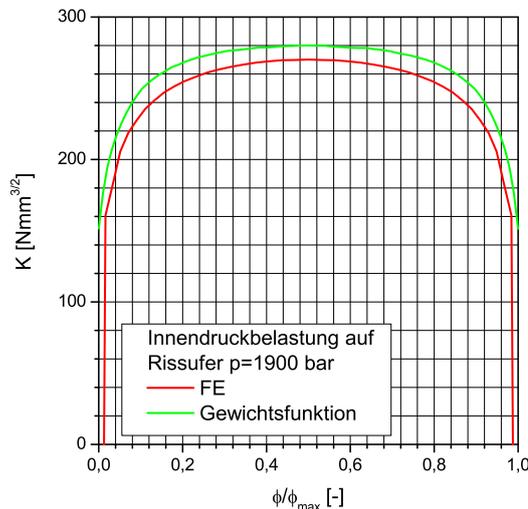


Bild 6.10. Spannungintensität aus Innendruck auf Rissufer für Bohrungsverschneidung $h/d = 10/5$

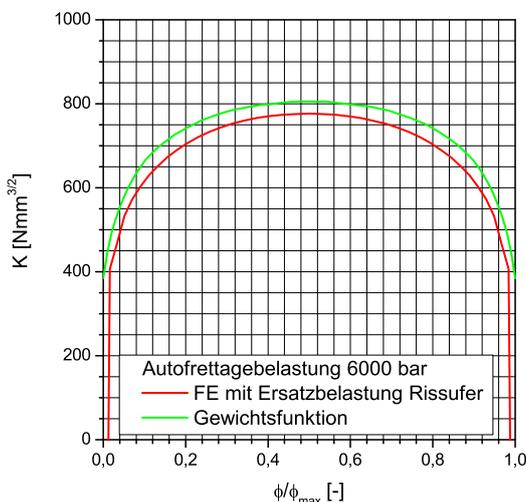


Bild 6.11. Spannungintensität aus Autofrettagelastung 6000 bar für Bohrungsverschneidung $h/d = 10/5$

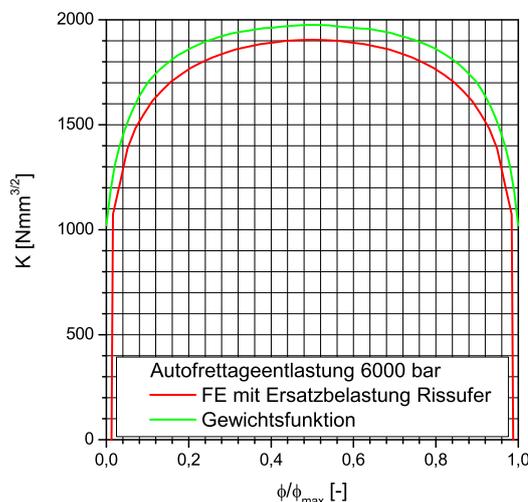


Bild 6.12. Spannungintensität aus Autofrettageentlastung 6000 bar für Bohrungsverschneidung $h/d = 10/5$

Die Spannungintensitäten aus Autofrettageeigenstressungen ergeben sich als Differenz der Spannungintensitäten aus Autofrettagelastung minus Autofrettageentlastung, Bild 6.13. Für die maximale Spannungintensität unter einem Innendruck von $p = 1900$ bar ergeben sich die in Bild 6.14 angegebenen Verläufe. Die maximale Spannungintensität entlang der ganzen Rissfront ist für beide Berechnungsmethoden sehr nahe bei $\Delta K_{eff,th}$.

Für den 1,2 mm tiefen Riss konnte folgendes nachgewiesen werden:

1. Die Spannungintensitätsfaktorermittlung mit Gewichtsfunktion ergibt nur geringe Abweichung gegenüber der Ermittlung mit finiten Elementen.
2. Für die Druckschwingbreite von $\Delta p = 1900$ bar bei $R = 0$ ergeben sich entlang der gesamten Rissfront maximale Spannungintensitätsfaktoren, die sehr nahe $\Delta K_{eff,th}$ sind. Die experimentell ermittelte Rissform und -tiefe und die dazugehörige Druckschwingbreite konnten rechnerisch nachvollzogen werden.

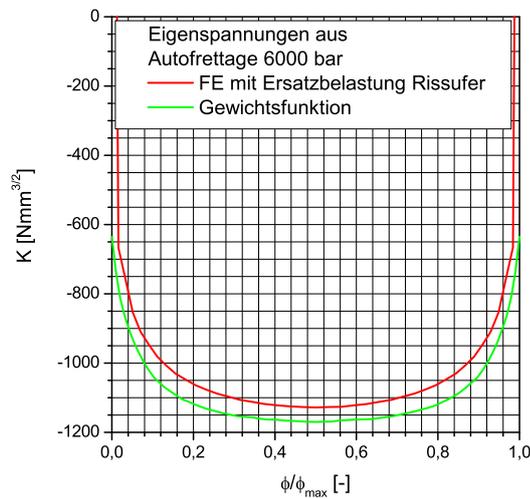


Bild 6.13. Spannungintensität aus Autofrettageneigenspannungen für Bohrungsverschneidung $h/d = 10/5$, autofrettiert mit 6000 bar

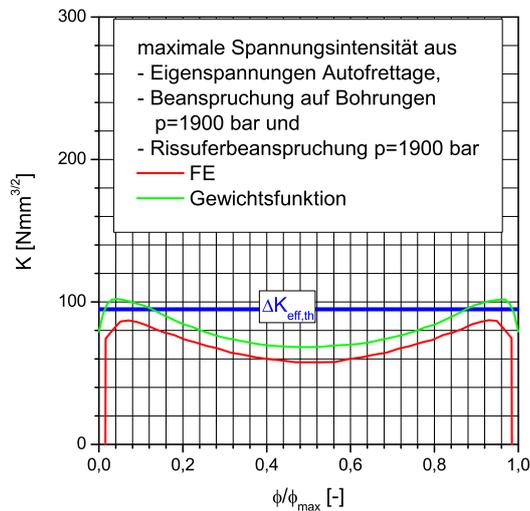


Bild 6.14. Spannungintensität für Druck von 1900 bar für Bohrungsverschneidung $h/d = 10/5$, autofrettiert mit 6000 bar

6.3 Sensitivitätsanalyse

6.3.1 Rechnerischer Einfluss der Rissöffnungsbeziehung

Das zuvor in Kapitel 5 beschriebene Rissfortschrittsmodell mit den Parametern:

- Anfangsriss: viertelkreisförmig mit $a = 0,25$ mm,
- Rissfortschrittsbeziehung nach RICHTER, SCHAAL, BERGER und SEEGER [233] für 42Cr-Mo4, Bild 6.15:

$$\frac{da}{dN} = 10^{-5} \text{ mm} \cdot \left(\frac{\Delta K_{eff}}{8,5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}} \right)^{2,63} \quad (6.1)$$

- Schwellwert für Rissfortschritt: $\Delta K_{eff,th} = 3,5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$,
- Bruchzähigkeit $K_{IC} = 111 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, aus [234]⁷⁸,
- maximale Risslänge $a_{max} = 25$ mm,
- Rissöffnungsbeziehungen (alternativ)
 - linear elastisch⁷⁹: Gleichung 5.13,
 - NEWMAN: Gleichung 5.20 mit $\sigma_f = 749 \text{ MPa}$, $\alpha = 3,0$ und $a_m = 0,0$,
 - IBRAHIM: Gleichungen 5.21 und 5.25 mit $\sigma_f = 749 \text{ MPa}$,
 - KURIHARA: Gleichung 5.15

wurde auf die Kreuzbohrungen angewendet.

Die Entwicklung der Risskontur ist in den Bildern A.77 und A.78 für den Fall Kreuzbohrung $h/d = 20/5$ (nicht autofrettiert, $R = 0$, $\Delta p = 2400$ bar, linear elastisches Rissöffnungsverhalten) dargestellt. Die Bilder A.79 und A.80 zeigen die Entwicklung der Risskontur (minimale und maximale Risstiefe) und die minimalen und maximalen Spannungintensitäten entlang der

⁷⁸in guter Übereinstimmung mit [118, 129, 130, 131]

⁷⁹In den Bildern ist für das linear elastische Verhalten die Bezeichnung *Linear* gewählt worden

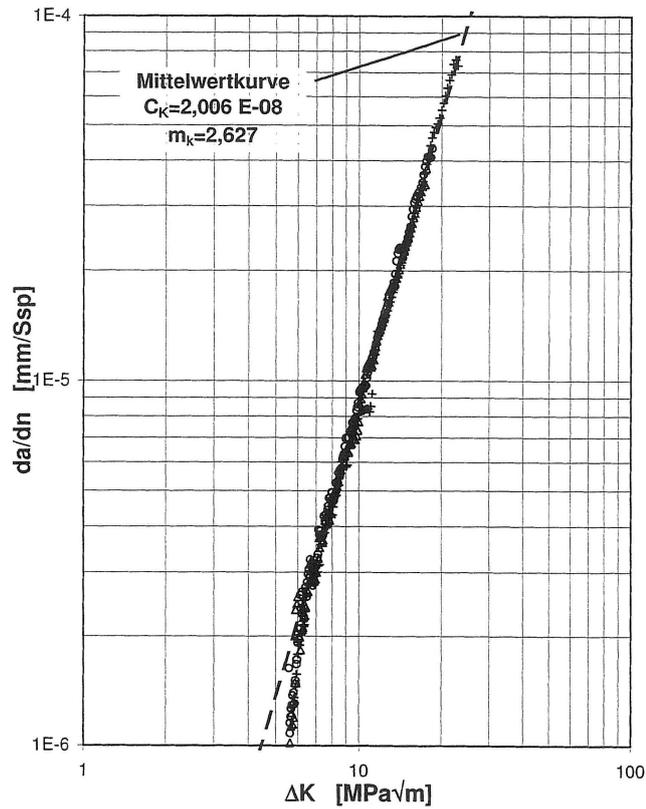


Bild 6.15. Experimentell ermittelte Rissfortschrittskurve, $R = 0,8$, 42CrMo4, aus [233]

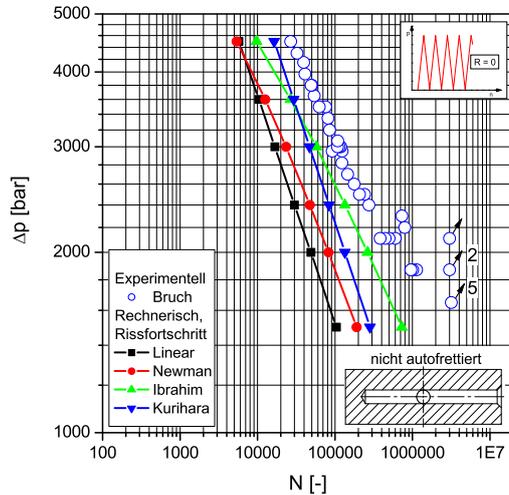


Bild 6.16. Rechnerischer Einfluss Risschließverhalten, Wöhlerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0$

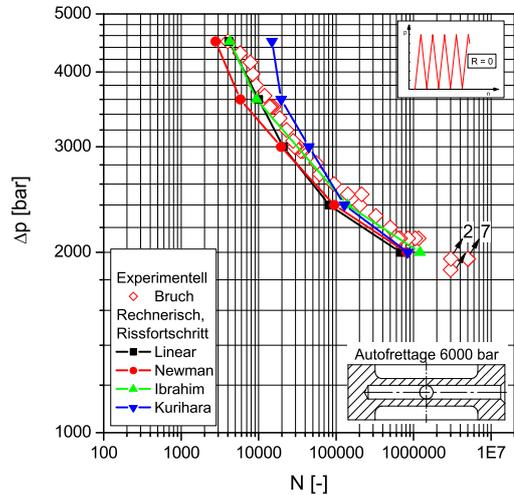


Bild 6.17. Rechnerischer Einfluss Risschließverhalten, Wöhlerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0$

Rissfront für andere Druckschwingbreiten. Für den Fall der Kreuzbohrung $h/d = 10/5$ (Autofrettage 6000 bar, $R = 0$, linear elastisches Rissöffnungsverhalten) sind die entsprechenden Darstellungen in den Bildern A.81 und A.82 enthalten.

Tabelle 6.1. Ergebnisübersicht zum Einfluss der Rissöffnungsbeziehung

Versuchstyp	Kreuzbohrung	
	$h/d = 20/5$ nicht autofrettiert	$h/d = 10/5$ Autofrettage 6000 bar
$R = 0$	Bild A.83	Bild A.84
$R = 0.5$	Bild A.85	Bild A.86
Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 3000bar$	Bild A.87	Bild A.88
Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 2250bar$		Bild A.89
Zweistufenversuch 1 : 10000, $p_{max} = 2250bar$		Bild A.90
Betriebslast CORAL	Bild A.91	Bild A.92
Betriebslast CORAL mit Omission	Bild A.93	Bild A.94

Beispielhaft ist in den Bildern 6.16 und 6.17 der Einfluss der rechnerischen Rissöffnungsbeziehung auf die Rissfortschrittslebensdauer dargestellt. Alle Berechnungsergebnisse in Abhängigkeit von den Rissöffnungsbeziehungen sind in Tabelle 6.1 zusammengestellt. Die Bilder zeigen jeweils die rechnerischen Rissfortschrittslebensdauern mit den experimentellen Ergebnissen für den Bruch.

Es zeigt sich, dass aufgrund der größten effektiven Schwingweite der linear elastische Ansatz (Gleichung 5.13) die kürzesten Rissfortschrittslebensdauern liefert. Wie von Richter [232] schon beobachtet, ergibt die Rissöffnungsbeziehung nach IBRAHIM im Vergleich zur NEWMAN Rissöffnungsbeziehung kleinere effektive Schwingweiten.

6.3.2 Rechnerischer Einfluss der Anfangsrisslänge und der Bruchzähigkeit K_{IC}

Der Einfluss der Anfangsrisslänge und der Bruchzähigkeit wurde rechnerisch untersucht, um die Empfindlichkeit auf die rechnerische Lebensdauer zu ermitteln.

Die Untersuchungen wurden für die Kreuzbohrungen $h/d = 20/5$ (nicht autofrettiert) und für $h/d = 10/5$ (Autofrettage 6000 bar) unter Einstufenbelastung $R = 0$ durchgeführt, Bilder 6.18 und 6.19.

Die Variation der Anfangsrisslänge (Halbierung und Verdopplung) und ein größerer Bruchzähigkeitskennwert verändert die rechnerischen Lebensdauer kaum. Die rechnerische Reduzierung der Bruchzähigkeit ergibt bei großen Schwingweiten (große Maximalwerte) eine Reduzierung der Lebensdauer für die Kreuzbohrungen $h/d = 20/5$ im nicht autofrettierten Zustand. Für die Variante $h/d = 10/5$ mit Autofrettage 6000 bar hat die Veränderungen der Bruchzähigkeit keine Auswirkung auf die rechnerische Lebensdauer. Dieses Verhalten erklärt sich dadurch, dass die maximale Spannungsintensität für die Kreuzbohrung mit Autofrettage stark ansteigt, wenn der Riss das Druckeigen Spannungsfeld verlassen hat und sich im Zugeigen Spannungsfeld befindet.

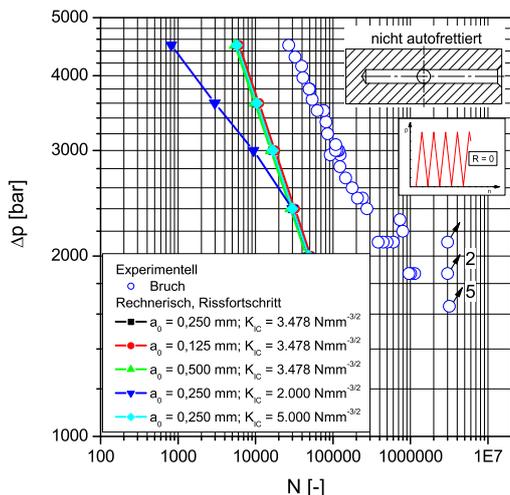


Bild 6.18. Rechnerischer Einfluss Anfangsrisslänge und Bruchzähigkeit K_{IC} für $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0$, Linear

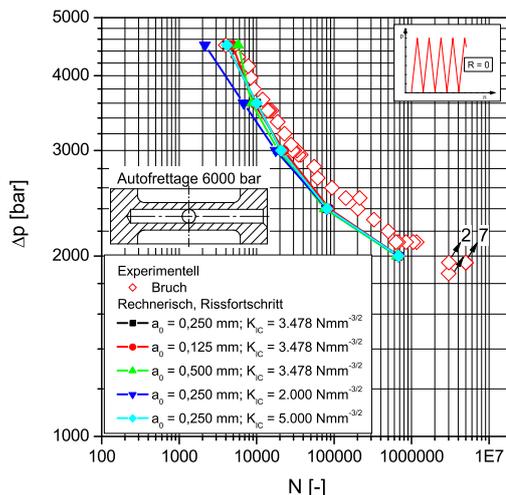


Bild 6.19. Rechnerischer Einfluss Anfangsrisslänge und Bruchzähigkeit K_{IC} für $h/d = 10/5$, Autofretttage 6000 bar, $R = 0$, Linear

6.3.3 Rechnerischer Einfluss der Rissfortschrittsparameter

Der Einfluss der Parameter der Rissfortschrittsgleichung auf den rechnerischen Rissfortschritt wurde an der Kreuzbohrung $h/d = 10/5$, Autofretttage 6000 bar, für die Lastfälle $R = 0$ und Betriebslast CORAL untersucht.

Es wurden die Rissöffnungsbeziehung nach IBRAHIM und die Parameter der Rissfortschrittsgleichung 5.31 nach PARIS und ERDOGAN mit den Parametern aus Gleichung 5.34 und Gleichung 6.1 verwendet. Für die Betriebslast CORAL wurde die Untersuchung des Einflusses eines reduzierten Schwellwertes hinzugefügt.

Weil die Parametersätze der Rissfortschrittsbeziehungen sehr ähnlich sind, ergeben sich nur geringe Unterschiede in den Rissfortschrittslebensdauern, die im Rahmen der Rechengenauigkeit des numerischen Modells liegen. Es ist erwartungsgemäß die Rissfortschrittslebensdauerlinie mit dem geringeren Rissfortschrittsexponenten am flachsten, Bild 6.20.

6.3.4 Rechnerische Einflüsse auf die Risstillstandsdauerfestigkeit

Die rechnerischen Untersuchungen wurden für die Kreuzbohrung $h/d = 10/5$ mit Autofretttage 6000 bar bei Einstufenbelastung $R = 0$ durchgeführt.

6.3.4.1 Einfluss der Rissöffnungsbeziehung

Für die rechnerische Dauerfestigkeitsanalyse wurden die Laststufen $\Delta p = 1800$ bar bis $\Delta p = 2000$ bar in 50 bar Stufung untersucht.

Die Entwicklung der Rissfront und der Spannungsintensitäten für $\Delta p = 1900$ bar unter Verwendung der linear elastischen Rissöffnungsbeziehung ist in den Bildern 6.22 und 6.23 dargestellt. Es zeigt sich, dass die Rissfront in der Winkelhalbierenden zuerst zum Stillstand kommt. Zu den Bohrungen hin wächst der Riss aber noch weiter, Bild 6.22. Für die verschiedenen Varianten der Rissöffnungsbeziehung sind die bruchmechanisch ermittelten Dauerfestigkeiten in

6.3 Sensitivitätsanalyse

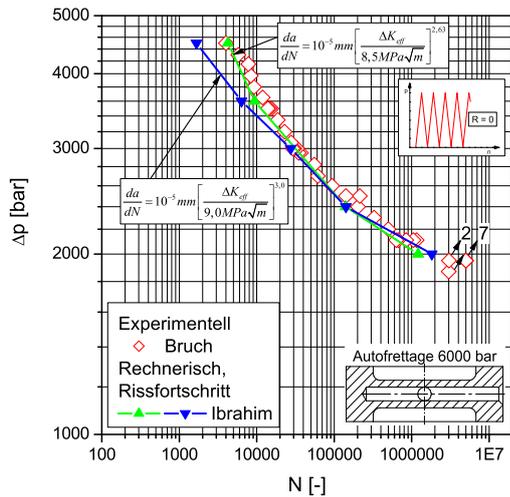


Bild 6.20. Einfluss Rissfortschrittsparameter, Wöhlerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0$

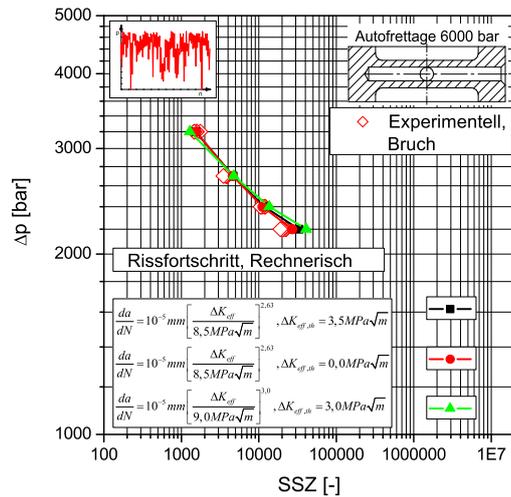


Bild 6.21. Einfluss Rissfortschrittsparameter, Lebensdauerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, Betriebslast CORAL

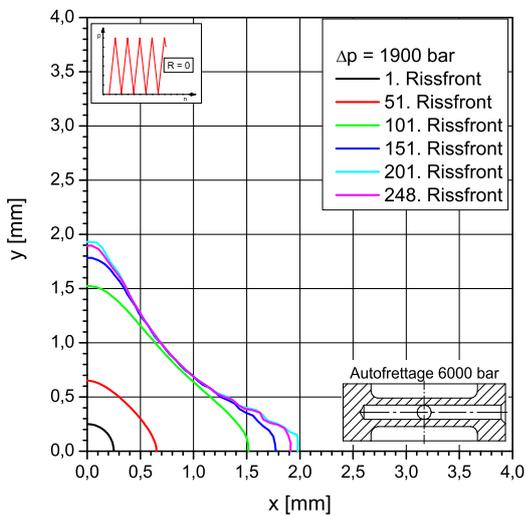


Bild 6.22. Risskonturen, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0$, $\Delta p = 1900$ bar, Linear

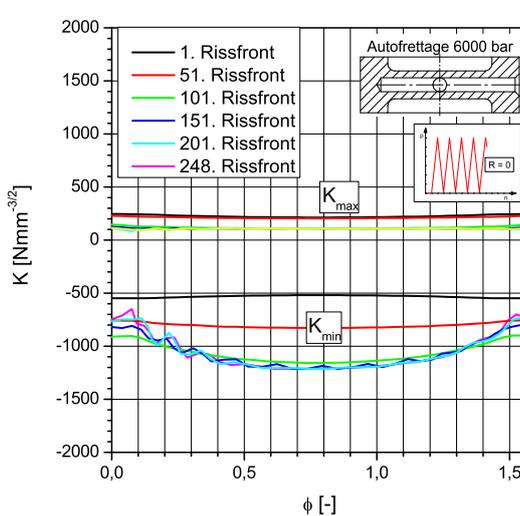


Bild 6.23. Spannungsintensitäten, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0$, $\Delta p = 1900$ bar, Linear

Tabelle 6.2 und in Bild 6.26 dargestellt. Bilder 6.24 und 6.25 zeigen die Rissstillstandskontur in Abhängigkeit der Druckschwingweite und die Rissstillstandskontur für die verschiedenen Rissöffnungsbeziehungen.

In Tabelle 6.2 sind die Ergebnisse der Dauerfestigkeitsvorhersagen aufgelistet. Die Berechnungen wurden im Druckschwingbereich Δp von 1800 bar bis 2000 bar durchgeführt. Die Berechnungsvarianten Linear, NEWMAN und KURIHARA ergeben die gleiche mittlere Dauerfestigkeit von $\Delta p_D = 1925$ bar. Die mittlere Dauerfestigkeit der Variante IBRAHIM liegt mit $\Delta p_D = 1975$ bar nur 50 bar höher.

Es zeigt sich, dass verschiedene Rissöffnungsbeziehungen nur geringen Einfluss auf die rechnerische Dauerfestigkeitsvorhersage haben. Alle Dauerfestigkeitsvorhersagen sind sehr nahe am experimentellen Ergebnis (2039 bar).

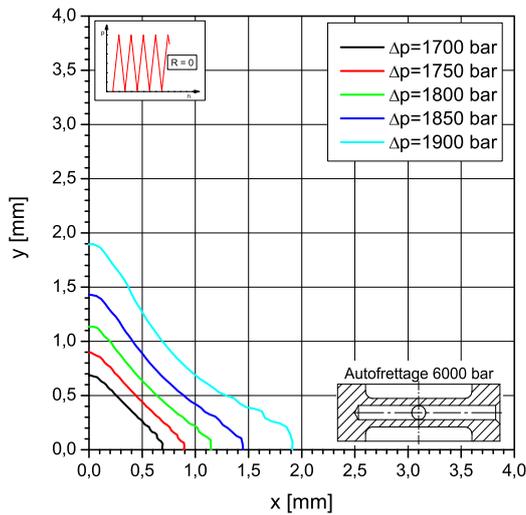


Bild 6.24. Risskonturen für Rissstillstand, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0$, Linear

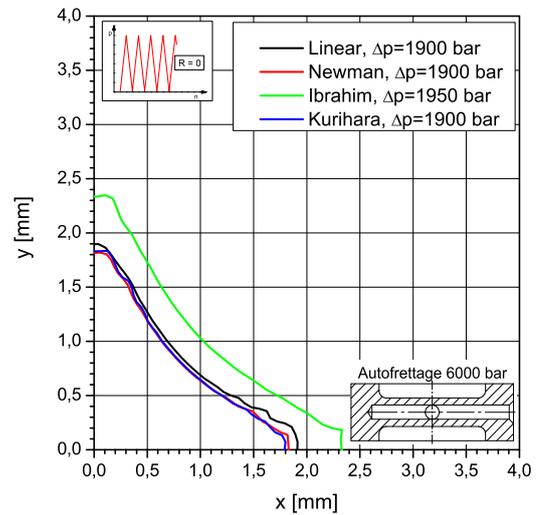


Bild 6.25. Risskonturen für Rissstillstand in Abhängigkeit von der Rissöffnungsbeziehung, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0$ bar

Tabelle 6.2. Dauerfestigkeitsvorhersage $R = 0$, Bauteilprobe $h/d = 10/5$ mit Autofrettage 6000 bar

Laststufe $\Delta p [\text{bar}]$	Linear	NEWMAN	IBRAHIM	KURIHARA
2000	Versagen	Versagen	Versagen	Versagen
1950	Versagen	Versagen	Rissstillstand	Versagen
1900	Rissstillstand	Rissstillstand	Rissstillstand	Rissstillstand
1850	Rissstillstand	Rissstillstand	Rissstillstand	Rissstillstand
1800	Rissstillstand	Rissstillstand	Rissstillstand	Rissstillstand
Δp_D	1925	1925	1975	1925

6.3.4.2 Einfluss des Schwellwertes der Spannungsintensität $\Delta K_{eff,th}$ auf die Dauerfestigkeit

Um zu überprüfen, welchen rechnerischen Einfluss die Wahl des effektiven Schwellwertes der Spannungsintensität $\Delta K_{eff,th} = 3,5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ auf die Rissstillstandsdauerfestigkeit hat, wurden für den linearen Fall ein erheblich geringerer $\Delta K_{eff,th} = 1,0 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ und ein erheblich größerer Wert $\Delta K_{eff,th} = 6,0 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ untersucht. In Bild 6.27 sind die rechnerischen Ergebnisse dem experimentellen Befund gegenübergestellt. Es zeigt sich, dass trotz großer Variation des Schwellwertes die rechnerische Dauerfestigkeit nur um -13% bzw. $+5\%$ abweicht.

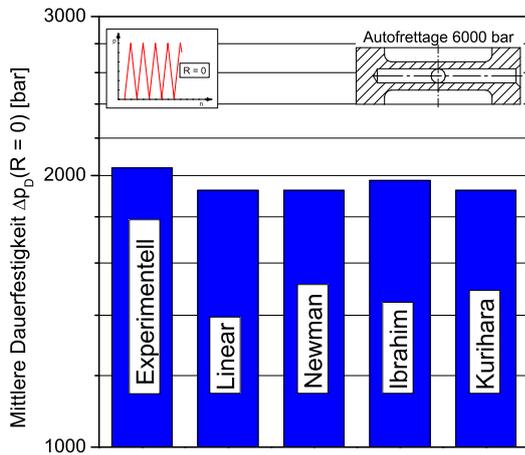


Bild 6.26. Rissstillstandsdauerfestigkeit in Abhängigkeit von der Rissöffnungsbeziehung, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0$ bar im Vergleich zu experimentellen Ergebnissen

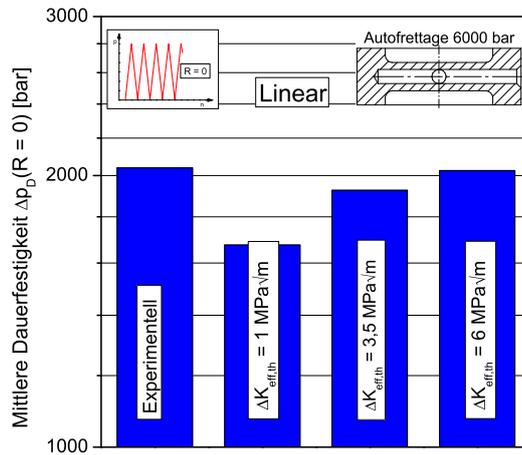


Bild 6.27. Rissstillstandsdauerfestigkeit in Abhängigkeit des Schwellwertes der effektiven Spannungsschwingweite, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0$ bar, Linear

6.4 Vorhersage der Bruchlebensdauer

6.4.1 Vorhersage der Bruchlebensdauer für die Varianten Kreuzbohrung $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert und Kreuzbohrung $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar

Zur Bewertung der Vorhersagegenauigkeit sind die experimentellen Bruchwöhlerlinien mit den rechnerischen Bruchwöhlerlinien zu vergleichen.

Auf Basis der in Kapitel 6.3.1 durchgeführten Rissfortschrittsberechnungen sind für einige Varianten, insbesondere

- Kreuzbohrung $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0$,
- Kreuzbohrung $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0, 5$,
- Kreuzbohrung $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, Zweistufenversuche und
- Kreuzbohrung $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0, 5$

größere Abweichungen der rechnerischen Rissfortschrittslebensdauer von der experimentellen Bruchwöhlerlinie vorhanden.

Die Auswertung aus den Synthetischen Wöhlerlinien [40] (Bild 2.10) zeigt, dass für schwächer gekerbte Bauteile der Anteil der Anrisslebensdauer an der Bruchlebensdauer steigt. Diese Daten der Synthetischen Wöhlerlinien aus Bild 2.10 beziehen sich fast ausschließlich auf ein Lastverhältnis von $R = -1$. Für eine Mittelspannungserhöhung ist bekannt, dass der Anteil der Anrissphase an der Gesamtlebensdauer größer wird.

Für die untersuchten Kreuzbohrungen reicht es nicht aus, nur die Rissfortschrittslebensdauer zu berücksichtigen, weil die Anrissphase für verschiedene Varianten einen großen Anteil an der Gesamtlebensdauer hat.

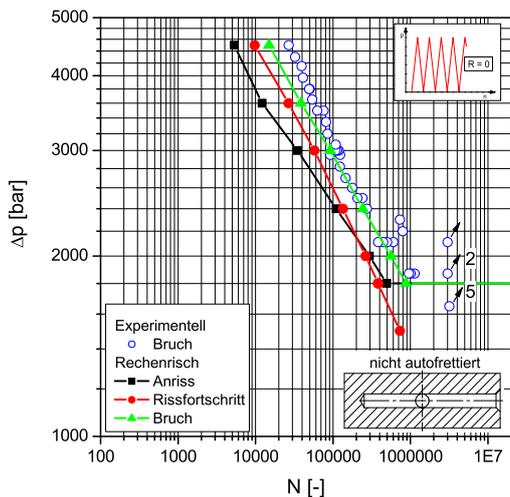


Bild 6.28. Wöhlerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0$

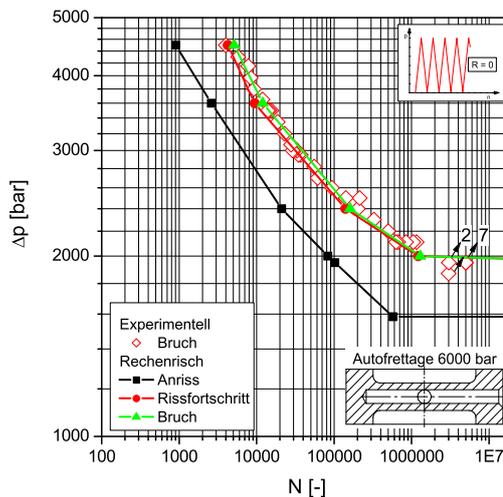


Bild 6.29. Wöhlerlinie $h/d = 10/5$, Autofretttage 6000 bar, $R = 0$

Für die rechnerischen Bruchlebensdauern werden die Anrisslebensdauer und die Rissfortschrittslebensdauer addiert. Die Anrisslebensdauern sind nach dem *Örtlichen Konzept* [39] berechnet, siehe Anhang D. Für die Berechnung der Rissfortschrittslebensdauern wurde die Rissöffnungsbeziehung nach IBRAHIM gewählt, damit in Kombination mit der Anrisslebensdauer die beste Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen gefunden wurde.

Beispielhaft sind für $R = 0$ die Vorhersagen in den Bildern 6.28 und 6.29 gezeigt. Alle Kombinationen sind im Anhang dargestellt, Bilder A.95 bis A.106, siehe Tabelle 6.3 enthalten. Die Bilder beinhalten jeweils

- die experimentelle Bruchwöhlerlinie,
- die rechnerische Anrisswöhlerlinie nach Anhang D,
- die rechnerische Rissfortschrittswöhlerlinie mit Rissöffnungsbeziehung nach IBRAHIM und
- die rechnerische Bruchwöhlerlinie.

Tabelle 6.3. Ergebnisübersicht für Einfluss Rissöffnungsbeziehung

Versuchstyp	Kreuzbohrung	
	$h/d = 20/5$ nicht autofrettiert	$h/d = 10/5$ Autofretttage 6000 bar
$R = 0$	Bild A.95	Bild A.96
$R = 0.5$	Bild A.97	Bild A.98
Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 3000bar$	Bild A.99	Bild A.100
Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 2250bar$		Bild A.101
Zweistufenversuch 1 : 10000, $p_{max} = 2250bar$		Bild A.102
Betriebslast CORAL	Bild A.103	Bild A.104
Betriebslast CORAL mit Omission	Bild A.105	Bild A.106

6.4.2 Gegenüberstellung nicht autofrettierter und autofrettierter Kreuzbohrungen gleicher Geometrie

Aus experimentellen Gründen⁸⁰ sind nur zwei der vier möglichen Kombinationen aus Autofrettagedruck und Wandstärkenverhältnis geprüft worden. Um den Effekt der Autofrettage direkt darstellen zu können, wurden die Varianten Kreuzbohrung $h/d = 20/5$, Autofrettage 11.500 bar, und Kreuzbohrung $h/d = 10/5$, nicht autofrettiert, für $R = 0$ und die Lastfolge CORAL zusätzlich rechnerisch untersucht. Die Bilder 6.30 bis 6.33 zeigen die Ergebnisse im Vergleich. Für die Kreuzbohrung $h/d = 10/5$, nicht autofrettiert, endet der rechnerische Rissfortschritt nach 25 mm Risslänge. Für die mit 6000 bar autofrettierte Variante beträgt die Endrisslänge ca. 7 mm.

Es zeigt sich, dass durch die Autofrettage für die Kreuzbohrungen mit $h/d = 20/5$ eine größere Schwingfestigkeitssteigerung erzielt werden kann als für die mit $h/d = 10/5$. Für dickwandigere Bauteile kann offensichtlich durch die Autofrettage eine höher Schwingfestigkeitssteigerung erreicht werden.

Beispielhaft kann für die Kreuzbohrung mit $h/d = 20/5$ durch die Autofrettage die Last bei 10.000 SSZ CORAL von ca. 3100 bar auf ca. 4.800 bar gesteigert werden.

Die Kreuzbohrung mit $h/d = 10/5$ zeigt ab einer Druckstufe von $\Delta p = 3000$ bar fast identische Rissfortschrittslebensdauern für den nicht autofrettierten und den autofrettierten Zustand. Das gilt sowohl für die Einstufenbelastung $R = 0$ als auch für die Betriebslastfolge CORAL. Ein rechnerischer Festigkeitsgewinn durch die Autofrettage ist nur unterhalb dieses Beanspruchungsniveaus vorhanden.

⁸⁰vgl. Abschnitt 4.1

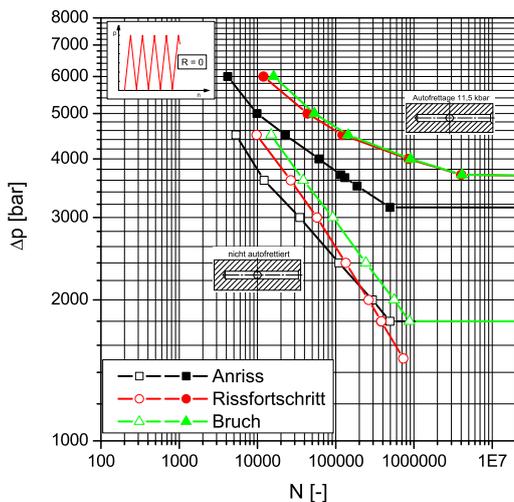


Bild 6.30. Rechnerische Wöhlerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert und autofrettiert mit 11.500 bar, $R = 0$

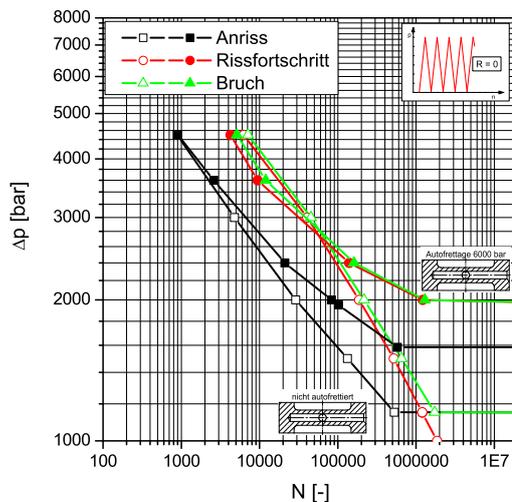


Bild 6.31. Rechnerische Wöhlerlinie $h/d = 10/5$, nicht autofrettiert und autofrettiert mit 6000 bar, $R = 0$

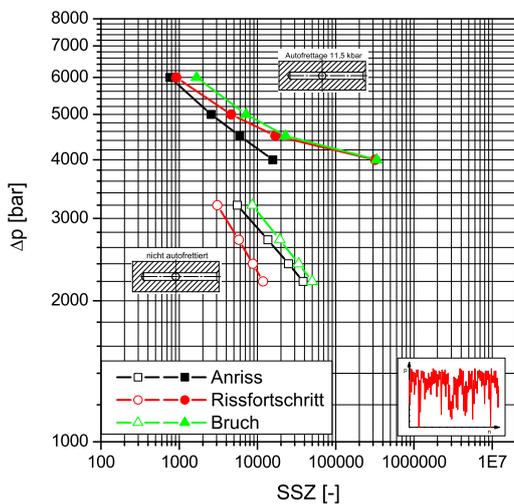


Bild 6.32. Rechnerische Lebensdauerlinien $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert und autofrettiert mit 11.500 bar, Betriebslast CORAL

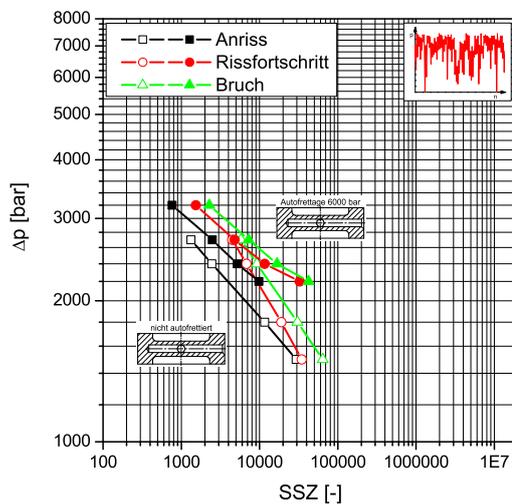


Bild 6.33. Rechnerische Lebensdauerlinien $h/d = 10/5$, nicht autofrettiert und autofrettiert mit 6000 bar, Betriebslast CORAL

7 Anwendung des Berechnungsverfahrens auf weitere Bohrungsverschneidungen

7.1 Einleitung

Zur weiteren Verifikation des in Kapitel 5 vorgestellten Berechnungsverfahrens wurde es angewendet auf:

1. 45° Bohrungsverschneidung (BV) (42CrMo4), FVV Vorhaben *Autofrettage II* [251], Bilder 7.1, A.129,
2. 90° Bohrungsverschneidung (42CrMo4), FVV Vorhaben *Autofrettage I* und *II* [254, 251], Bilder 7.2, A.130,
3. 45° Bohrungsverschneidung (18CrNiMo7-6 blindgehärtet), FVV Vorhaben *Autofrettage III* [71], Bilder 7.10, A.131,
4. 90° Bohrungsverschneidung (18CrNiMo7-6 blindgehärtet), FVV Vorhaben *Autofrettage III* [71], Bilder 7.11, A.132,
5. Hochdruckverteilerleiste VL60, Bilder 7.16, A.133, A.134,
6. Railstück 9/28, Bilder 7.18, A.135.

Die Untersuchung umfasst die Dauerfestigkeit (DF), Zeitfestigkeit (ZF) und die Betriebsfestigkeit (BF) mit der Lastfolge CORAL.

Eine Übersicht über die Werkstoffe, die Geometrien und die Bauteilvariationen ist in den Tabellen 7.1, 7.2 und 7.3 gegeben.

Das Rissöffnungsverhalten wurde mit den Beziehungen von IBRAHIM et. al., Gleichungen 5.21 und 5.25, modelliert.

Einige der an der MFPA vorhandenen Bohrungsverschneidungen aus den Forschungsvorhaben *Autofrettage I-III* [254, 251, 71] wurden fraktographisch untersucht, um für die autofrettierten Varianten die Geometrie des stehenbleibenden Risses zu quantifizieren. Die experimentellen Ergebnisse der Innendruckschwellversuche an den Bohrungsverschneidungen aus den Vorhaben *Autofrettage I-III* sind im Anhang A.5.6 aufgelistet.

Die nachfolgenden Anwendungen ergeben gute Übereinstimmungen zwischen experimentellen Ergebnissen und dem vorgeschlagenen Berechnungsverfahren.

Tabelle 7.1. Werkstoffe

Werkstoff	alternative Bezeichnung	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	Anmerkungen
42CrMo4	1.7725, AISI 4140	842	936	Kapitel 3.5
42CrMo4	1.7725, AISI 4140	960	1030	aus <i>Autofrettage I</i> [254]
18CrNiMo7-6	1.6587, AISI 4820, (17CrNiMo6)	1120	1430	aus <i>Autofrettage III</i> [71]
1.4534.4	PH13-8Mo H1025	1406	1411	

Tabelle 7.2. Geometrievariationen

Bezeichnung			$K_{t,v}$	$K_{t,I}$	K_p	K_p^*	Anmerkung	
90° BV	h/d	=	20/5	4,80	3,80	6,84	1,43	Kapitel 5, Bild A.14
"			10/5	7,44	6,42	5,45	0,73	Kapitel 5, Bild A.15
45° BV			15/5	10,6	9,62	11,5	1,08	aus <i>Autofrettage II</i> [251], Bild A.129
90° BV	h/d	=	18/6	5,48	4,46	6,21	1,13	aus <i>Autofrettage I</i> und <i>II</i> [254, 251], Bild A.130
45° BV	h/d	=	10/4	12,2	11,4	11,1	0,91	aus <i>Autofrettage III</i> [71], Bild A.131
90° BV	$h/d_1/d_2$	=	10/4/3	5,64	4,63	5,92	1,05	aus <i>Autofrettage III</i> [71], Bild A.132
VL60			60/4/2,5	4,10	3,10	8,61	2,11	Verteilerleiste, Bilder A.133 und A.134
Rail	$d_a/d_1/d_2$	=	28/9/3	4,87	3,85	6,09	1,25	Common Rail Stück, Bild A.135

Tabelle 7.3. Bauteilvariationen

Geometrie			Werkstoff			Autofrettage [bar]	Exp. Daten		
							DF	ZF	BF
90° BV	h/d	=	20/5	42CrMo4	$R_m = 936$ MPa	ohne	X	X	X
"			20/5	"	"	11.500			
"			10/5	"	"	ohne			
"			10/5	"	"	6.000	X	X	X
90° BV	h/d	=	18/6	"	$R_m = 1030$ MPa	ohne		X	
"			18/6	"	"	9.550	X		
45° BV			15/5	"	"	ohne		X	
"			15/5	"	"	8.500	X		
90° BV	$h/d_1/d_2$	=	10/4/3		18CrNiMo7-6	8.000	X		
45° BV	h/d	=	10/4		"	8.000	X		
Railstück 9/28	$d_a/d_1/d_2$	=	28/9/3	42CrMo4	$R_m = 936$ MPa	ohne			
"			28/9/3	"	"	7.000	X	X	
VL60			60/4/2,5		1.4534.4	14.000	X		
"			60/4/2,5		"	20.000			
"			60/4/2,5		18CrNiMo7-6	14.000			
"			60/4/2,5		"	20.000			

7.2 Bohrungsverschneidung 45° und 90° - Autofrettage I und II

Die 45° Bohrungsverschneidung ist in Bild 7.1⁸¹ und die 90° BV in Bild 7.2⁸² dargestellt. Es wurden sowohl die nicht autofrettierten Varianten als auch die autofrettierten Varianten untersucht. Für die autofrettierten Varianten wurde die Dauerfestigkeit mit stehbleibendem Riss und für die nicht autofrettierten Varianten die Anrisslebensdauer⁸³ und die Rissfortschrittslebensdauern berechnet. Die experimentellen Ergebnisse an den BV aus 42CrMo4 sind in den Bildern 2.3 und 2.4 gezeigt.

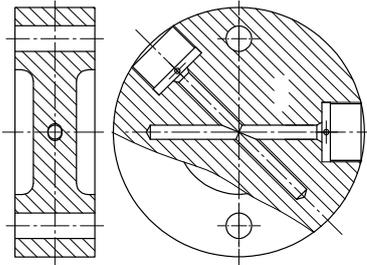


Bild 7.1. 45° BV (42CrMo4), FVV Vorhaben *Autofrettage II* [251]

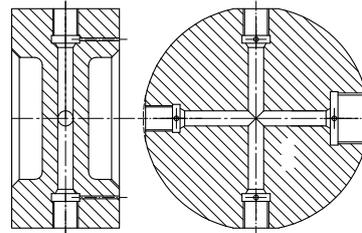


Bild 7.2. 90° BV (42CrMo4), FVV Vorhaben *Autofrettage I und II* [254, 251]

Die Bilder A.107a und A.107b zeigen den per FE modellierten Bereich mit der elastischen Beanspruchungslösung für die 45° BV, Bilder A.112a und A.112b für die 90° BV.

Bilder A.108 bis A.111 zeigen stehbleibende Risse der 45° BV für verschiedene Beanspruchungshöhen. Bei größerer Beanspruchung ergeben sich längere stehbleibende Risse. Für die Rissformen und die Risslänge ergeben sich gute Übereinstimmungen zwischen experimentellen Befunden und den Berechnungsergebnissen, Bild 7.5. Die berechneten Lebensdauern und Dauerfestigkeiten, Bilder 7.3 und 7.4, stimmen gut mit den experimentellen Befunden überein.

In den Bildern A.113, A.114 und A.115 sind für die 90° BV die stehbleibenden Risse gezeigt. Der Riss wächst in der Winkelhalbierenden bis etwa 2,7 mm, entlang der Bohrungen bis etwa 7 mm. Bild 7.9 zeigt die rechnerischen Rissstoppkonturen. In der Winkelhalbierenden können die Rissstoptiefen sehr gut vorhergesagt werden. Die Risstiefe, gemessen entlang der Bohrungen, konnte mit etwa 4 mm vorhergesagt werden. Die Wöhlerlinienvorhersage ergibt eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Befunden, Bilder 7.6, 7.7 und 7.8.

Die Tabelle A.15 listet alle für die Dauerfestigkeitsberechnung der autofrettierten 45° und 90° BV durchgeführten Berechnungen auf.

⁸¹Fertigungszeichnung: Bild A.129

⁸²Fertigungszeichnung: Bild A.130

⁸³Anrisslebensdauer nach Kapitel D.2

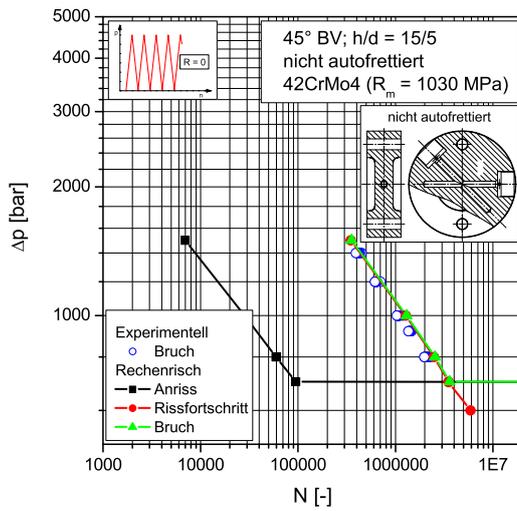


Bild 7.3. Wöhlerline, 45° BV (42CrMo4) nicht autofrettiert

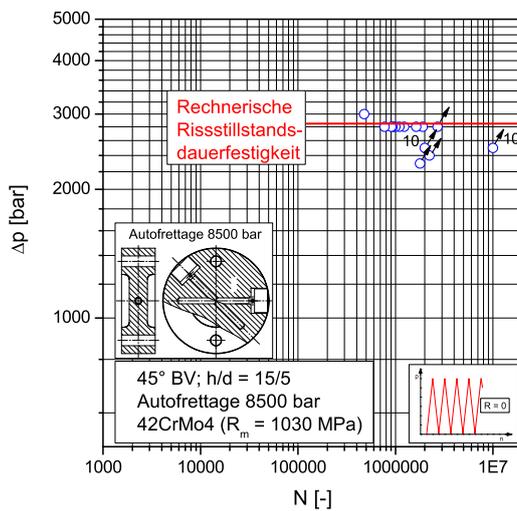


Bild 7.4. Wöhlerline, 45° BV (42CrMo4), Autofrettage 8500 bar

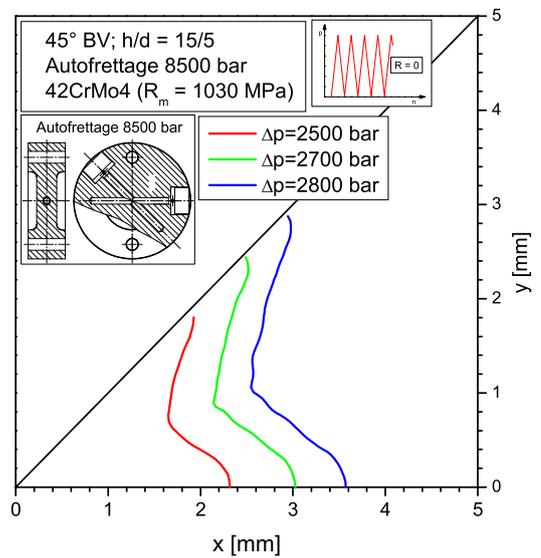


Bild 7.5. Rechnerische Rissstopkonturen, 45° BV (42CrMo4), Autofrettage 8500 bar

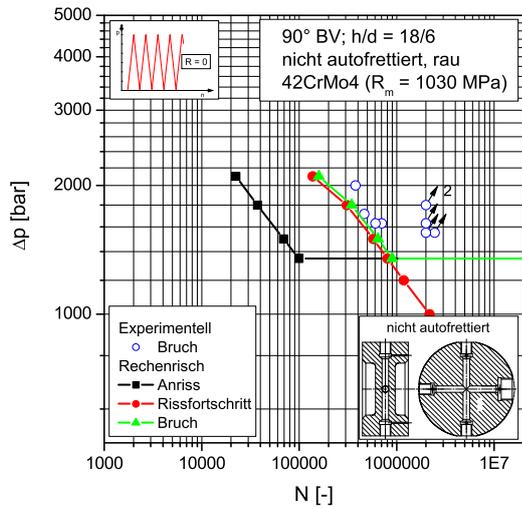


Bild 7.6. Wöhlerlinie, 90° BV (42CrMo4) nicht autofrettiert, feinbearbeitete Verschneidungskante

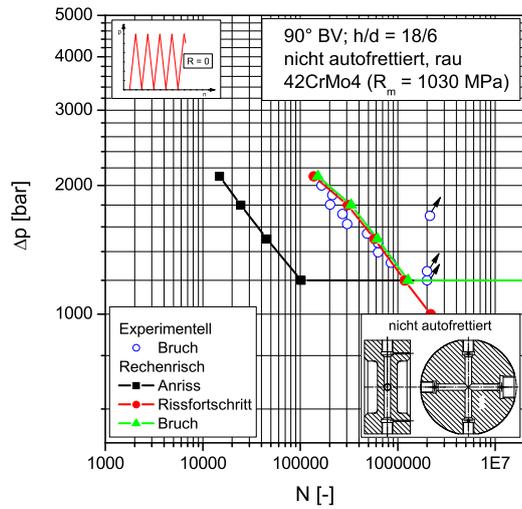


Bild 7.7. Wöhlerlinie, 90° BV (42CrMo4) nicht autofrettiert, raue Verschneidungskante

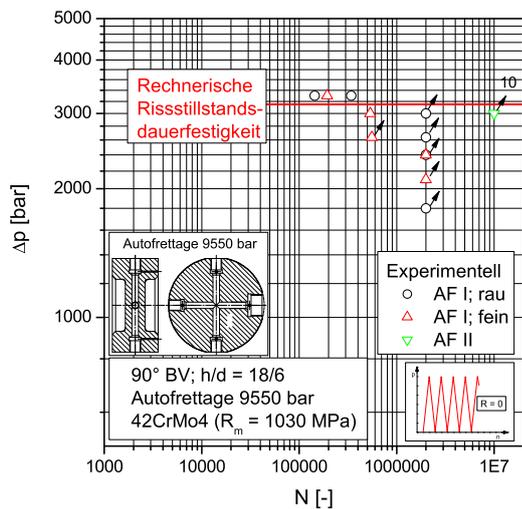


Bild 7.8. Wöhlerlinie, 90° BV (42CrMo4), Autofrettage 9550 bar

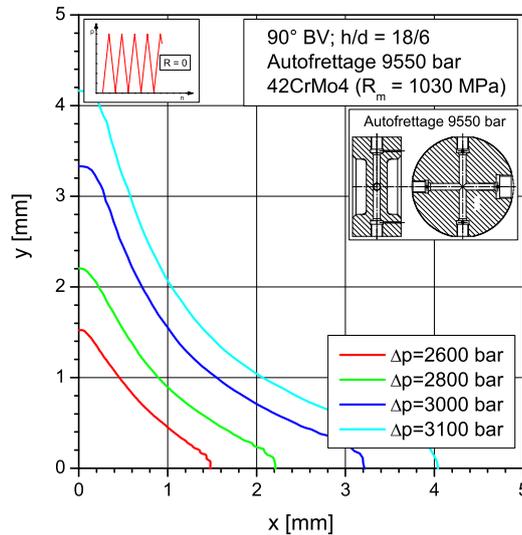


Bild 7.9. Rechnerische Rissstoppkonturen, 90° BV (42CrMo4), Autofrettage 9550 bar

7.3 Bohrungsverschneidung 45° und 90° - Autofrettage III

Im Forschungsvorhaben Autofrettage III wurden die 45° und 90° BV (Bilder⁸⁴ 7.10 und 7.11) aus dem Werkstoff 18CrNiMo7-6 im blindgehärteten Zustand experimentell nur autofrettet untersucht. Die Innendruckschwellversuche beschränkten sich dabei auf das Gebiet der Dauerfestigkeit, Bild 2.5, die Berechnungen auf die Rissstillstandsdauerfestigkeit.

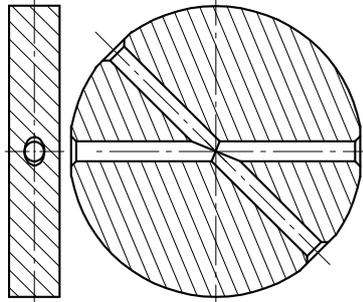


Bild 7.10. 45° BV (18CrNiMo7-6), FVV Vorhaben *Autofrettage III* [71], aus [71]

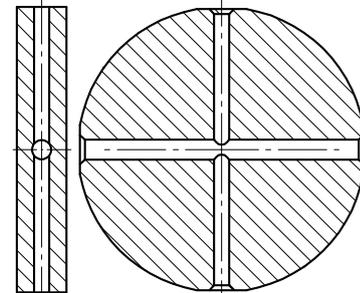


Bild 7.11. 90° BV (18CrNiMo7-6), FVV Vorhaben *Autofrettage III* [71], aus [71]

Die Bilder A.116a und A.116b zeigen den mit FE modellierten Bereich der 45° BV, die Bilder A.120a und A.120b für die 90° BV.

Die Tabelle A.16 listet alle für die Dauerfestigkeitsberechnung der autofrettierten 45° und 90° BV durchgeführten Berechnungen auf.

Die stehenbleibenden Risse für die 45° BV sind in den Bildern A.117, A.118 und A.119 gezeigt. Entlang der Winkelhalbierenden beträgt die Rissstoptiefe etwa 2 mm. Für die 90° BV sind die stehenbleibenden Risse in den Bildern A.121, A.122 und A.123 dokumentiert. Eine geringere Beanspruchungshöhe führt auch hier zu geringeren Rissstoptiefen, Bilder A.122 und A.123. Die Wöhlerlinie mit den experimentellen Ergebnissen und der berechneten Rissstillstandsdauerfestigkeit ist in Bild 7.12 für die 45° BV dargestellt, Bild 7.14 für die 90° BV. Die Dauerfestigkeiten können in guter Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen vorhergesagt werden. Die Rissstoppkonturen sind für verschiedene Beanspruchungshorizonte in Bild 7.13 für die 45° BV und in Bild 7.15 für die 90° BV gezeigt. Die experimentell ermittelten Rissstoppkonturen werden gut vorhergesagt.

⁸⁴Fertigungszeichnung: Bilder A.131 und A.131

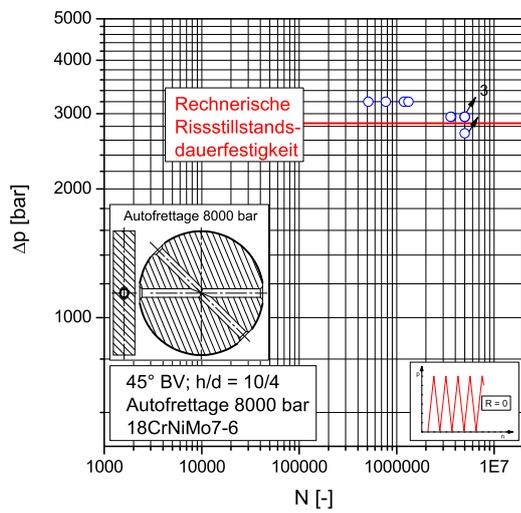


Bild 7.12. Wöhlerline, 45° BV (18CrNiMo7-6), Autofrettage 8000 bar

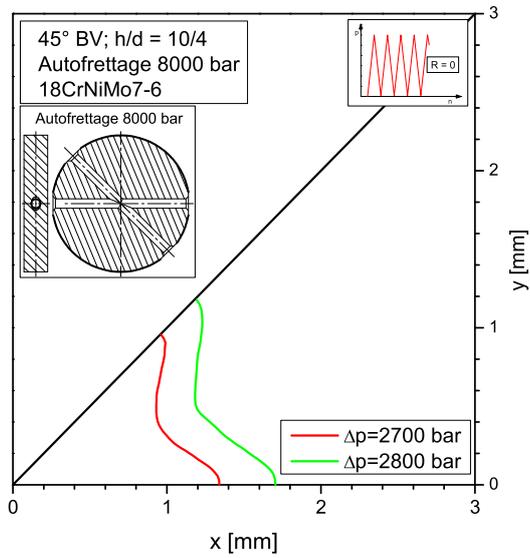


Bild 7.13. Rechnerische Rissstoppkonturen, 45° BV (18CrNiMo7-6), Autofrettage 8000 bar

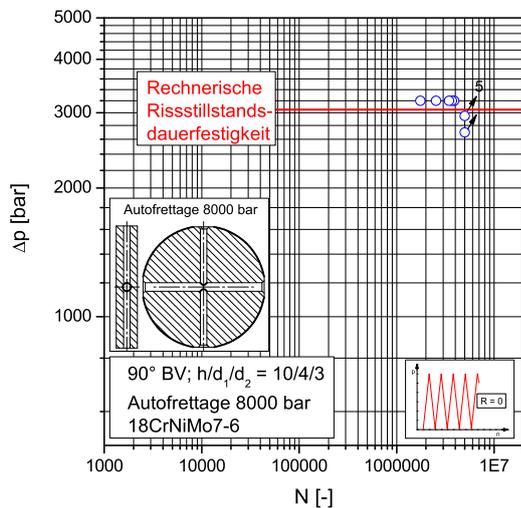


Bild 7.14. Wöhlerline, 90° BV (18CrNiMo7-6), Autofrettage 8000 bar

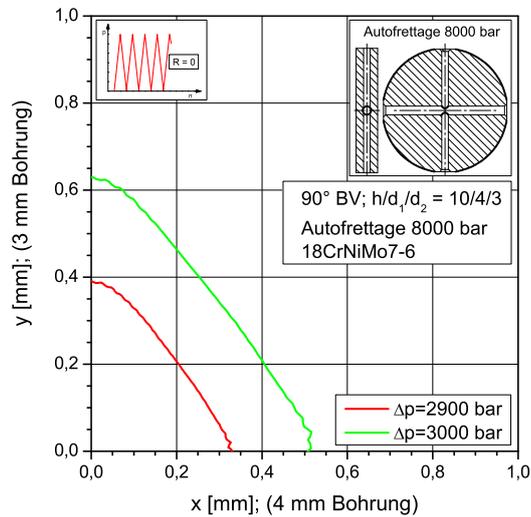


Bild 7.15. Rechnerische Rissstoppkonturen, 90° BV (18CrNiMo7-6), Autofrettage 8000 bar

7.4 Hochdruckverteilerleiste VL60

Für die an der MFPA vorhandenen Innendruckschwellprüfstände werden seit vielen Jahren Hochdruckverteilerleisten, Bild 7.16⁸⁵, aus dem Luft- und Raumfahrtwerkstoff 1.4534.4 verwendet. Derzeit können Hochdruckbauteile nur mit maximal 15000 bar autofrettiert werden. Experimentell ist belegt, dass die mittlere Dauerfestigkeit bei ca. 4500 bar liegt (VL60, 1.4534.4, 14 kbar Autofrettage). Es soll geklärt werden, wie

- eine Werkstoffsubstitution des 1.4534.4 durch 18CrNiMo7-6 und
- eine Erhöhung des Autofrettagedruckes

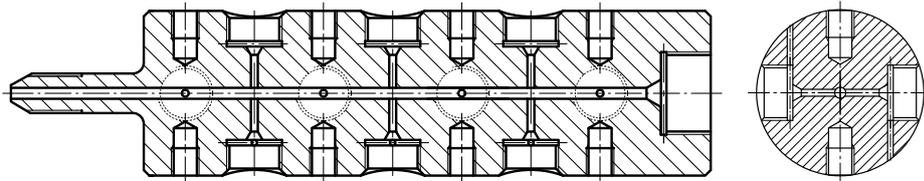


Bild 7.16. Hochdruckverteilerleiste VL60

die Dauerfestigkeit der Hochdruckverteilerleiste VL60 rechnerisch verändert. Die rechnerische Untersuchung einer Werkstoffsubstitution ist deshalb so interessant, weil der Bauschingereffekt für die beiden Werkstoffe sehr unterschiedlich ausgeprägt ist. Der Werkstoff 1.4534.4 zeigt eine deutliche Entfestigung vom fast elastisch-idealplastischen Verformungsverhalten im Erstbelastungsast zur Erstentlastungskurve. Der Werkstoff 18CrNiMo7-6 hat im Gegensatz dazu ein sehr geringes Entfestigungsverhalten.

Zur Ermittlung der Werkstoffdaten des Stahls 1.4534.4 wurden Werkstoffversuche wie für den Werkstoff 42CrMo4 (Kapitel 3.5) durchgeführt. Die Erstbe- und -entlastungskurven sind im Anhang B.4, Bilder B.9 bis B.11, dargestellt.

Die Bilder A.124a und A.124b zeigen den für die FE-Berechnung modellierten Bereich. Die Auswertung der Berechnung der vollplastischen Formzahl ergab, dass der maximale mögliche Autofrettagedruck für die beiden untersuchten Werkstoffe ca. 30 kbar beträgt. Für die rechnerischen Untersuchungen wurde deshalb neben dem bisher verwendeten Autofrettagedruck von 14 kbar ein weiterer Autofrettagedruck von 20 kbar untersucht, Tabelle A.17.

Es zeigt sich, dass für die Variante mit 14 kbar Autofrettagedruck aus dem Werkstoff 1.4534.4 die rechnerische Dauerfestigkeit (3750 bar) im Vergleich zum experimentellen Ergebnis (4500 bar) um 17 % zu niedrig abgeschätzt wird.

Durch den Wechsel des Werkstoffes von 1.4534.4 auf 18CrNiMo7-6 kann rechnerisch eine Dauerfestigkeitssteigerung von 16 % für beide Autofrettagedrücke erreicht werden. Dies selbe Erhöhung kann auch durch die Steigerung des Autofrettagedruckes von 14 kbar auf 20 kbar für den Werkstoff 1.4534.4 erreicht werden. Die Dauerfestigkeit der Verteilerleiste aus 18CrNiMo7-6, autofrettiert mit 14 kbar entspricht der Dauerfestigkeit der Verteilerleiste aus 1.4534.4, autofrettiert mit 20 kbar.

Die Rissstoppkonturen sind in Bild 7.17 dargestellt. Es ergibt sich für alle 4 Varianten eine Rissstopptiefe von 0,3 bis 0,5 mm in der Winkelhalbierenden.

⁸⁵Fertigungszeichnung: Bilder A.133 und A.134

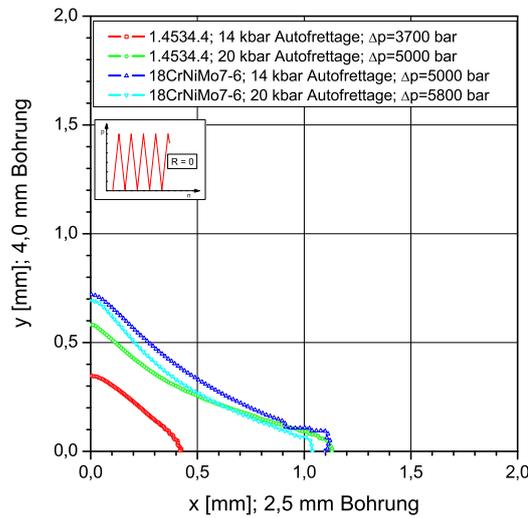


Bild 7.17. VL60 - Risstillstandskonturen

7.5 Railstück 9/28

Um zu überprüfen, wie gut sich das Berechnungsverfahren auch auf Common Rails anwenden lässt, wurde ein Abschnitt eines Common Rails verwendet (Railstück), Bild 7.18⁸⁶.

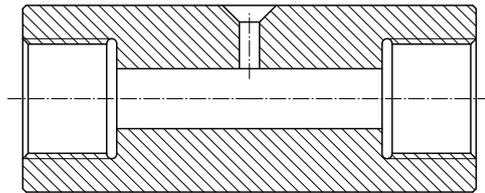


Bild 7.18. Railstück 9/28

Die Vergütung der Railstücke aus 42CrMo4 erfolgte nach der mechanischen Bearbeitung. Die Wärmebehandlung wurde wie in Kapitel 4.3 dargestellt durchgeführt. Der Autofrettagedruck betrug 7000 bar.

An diesen Railstücken erfolgten Innendruckschwellversuche unter Einstufenbelastung $R = 0$ und Betriebsbelastung mit der Lastfolge CORAL. Die Ergebnisse sind in den Tabellen A.18 und A.19 aufgeführt.

Der mit FE modellierte Bereich ist in den Bildern A.125, A.126 und A.127 für die Beanspruchungszustände Innendruck (elastisch) und Eigenspannungen aus Autofrettage 7000 bar dargestellt.

Rechnerisch⁸⁷ wurden die Railstücke im nicht autofrettierten Zustand und im Zustand mit 7000 bar Autofrettagedruck untersucht, Bilder 7.19 bis 7.22. Es zeigt sich eine gute Übereinstimmung der vorhergesagten Bruchlebensdauern mit den experimentellen Befunden, Bilder 7.20 und 7.22.

Die Berechnungen sagen bei Maximaldruck von 2400 bar eine Lebensdauererhöhung bei Betriebsbelastung um den Faktor 20 infolge Autofrettage vorher.

⁸⁶Fertigungszeichnung; Bild A.135

⁸⁷Die Anrisslebensdauern wurden nach dem örtlichen Konzept berechnet, Anhang D.3.

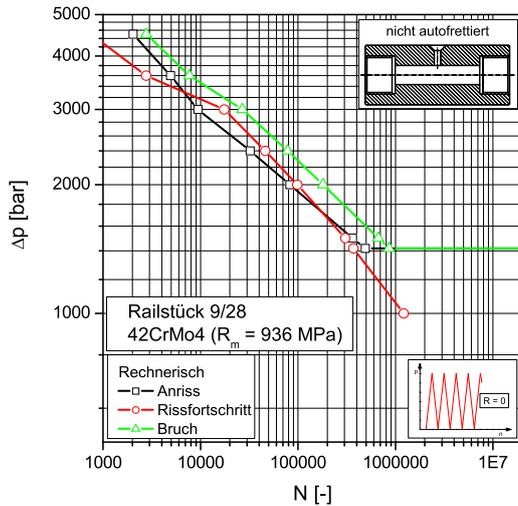


Bild 7.19. Wöhlerline, Railstück 9/28, nicht autofrettiert, R=0

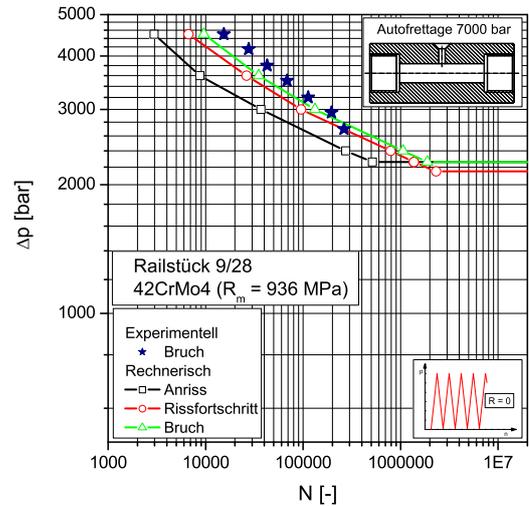


Bild 7.20. Wöhlerline, Railstück 9/28, Autofrettage 7000 bar, R=0

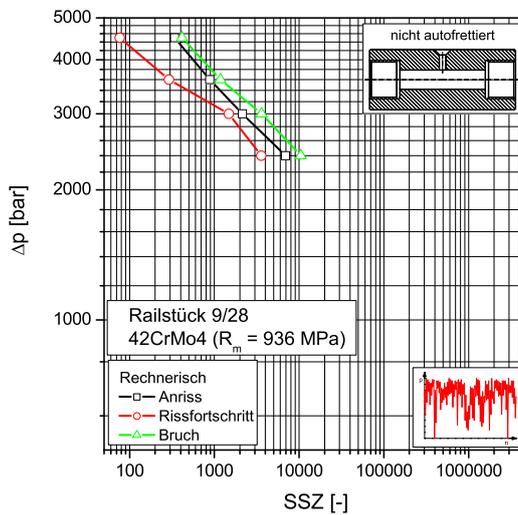


Bild 7.21. Lebensdauerline, Railstück 9/28, nicht autofrettiert, Betriebslast Coral

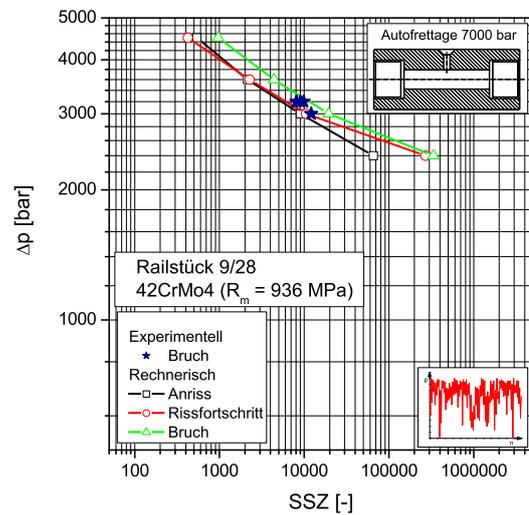


Bild 7.22. Lebensdauerline, Railstück 9/28, Autofrettage 7000 bar, Betriebslast Coral

8 Bewertung der Vorhersagegüte

Für die Bewertung der Vorhersagegenauigkeit wurden die in den Kapiteln 6.4 und 7 ermittelten Berechnungsergebnisse den experimentellen Befunden gegenübergestellt.

Dabei wurde das nachfolgende Verfahren in Anlehnung an die Auswertung der Synthetischen Wöhlerlinien [40] angewendet:

- Aus den experimentellen Ergebnissen der Innendruckschwellversuche wurde bei einer Lebensdauer von 20.000, 200.000 und 2.000.000 Lastwechseln (SSZ)⁸⁸ die dazugehörige mittlere experimentelle Druckschwingbreite Δp_{Exp} ermittelt. Von diesem experimentellen Wertepaar $(N_{Exp}; \Delta p_{Exp})$ ausgehend wurde in vertikaler Richtung des Wöhlerlindiagrammes (Lebensdauerdiagrammes) die zugehörige rechnerische Druckschwingbreite Δp_{Vor} ermittelt. Gleichermaßen wurde in horizontaler Richtung verfahren, um die rechnerische Lebensdauer N_{Exp} bei dem Beanspruchungshorizont Δp_{Exp} zu erhalten. Die auf die experimentellen Werte bezogenen Lebensdauern (N_{Vor}/N_{Exp}) und Drücke $(\Delta p_{Vor}/\Delta p_{Exp})$ wurden im Wahrscheinlichkeitsnetz der Logitverteilung mit logarithmischer Merkmalsgröße eingetragen.
- Für die Dauerfestigkeitsvorhersagen auf Risstopp erfolgte die Eintragung der bezogenen Dauerfestigkeit im Wahrscheinlichkeitsnetz - $\Delta p_{d,Vor}/\Delta p_{d,Exp}$.
- Die zugehörigen Prozentpunkte wurden aus den *normal scores* verwendet. Dabei wurde die Näherungsbeziehung nach ROSSOW verwendet [237], die einer aufsteigend geordneten Stichprobe Überschreitungswahrscheinlichkeiten zuordnet, Gleichung 8.1.

$$P_i = \frac{3i - 1}{3n + 1} \quad (8.1)$$

(i : Index; n : Stichprobenumfang)

- In diesem Wahrscheinlichkeitsdiagramm wurde für jede Datenreihe eine lineare Regression⁸⁹ durchgeführt. Aus dieser Ausgleichgeraden wurden die Mittelwerte bei $P = 50\%$ und Werte bei $P = 90\%$ und $P = 10\%$ für die Ermittlung der Streuung T entnommen.

Die experimentellen Ergebnisse der Risstoptiefen in der Winkelhalbierenden der Dauerfestigkeit weisen teilweise große Unterschiede auf (z.B. Tabelle 4.7 Seite 53). Deshalb erfolgte in direkter Gegenüberstellung die Vorhersage der Risstoptiefe $a_{d,Vor}$ mit den einzelnen experimentellen Befunden $a_{d,Exp}$, Bild 8.4.

⁸⁸Bei Vorliegen nur eines Lastniveaus wurde dieses zur Auswertung herangezogen.

⁸⁹Die Ermittlung aus der Regressionsgerade ergibt zuverlässige Schätzwerte der Standardabweichung s bzw. Streuung T bei kleinem Stichprobenumfang [117]. Die vielfach verwendete Formel $s^2 = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x - m)^2$ liefert erwartungstreue Schätzwerte für die Varianz s^2 . Bei kleinem Stichprobenumfang ($n < 10$) liefert diese Formel systematisch zu geringe Schätzwerte für die Standardabweichung s [266, 117].

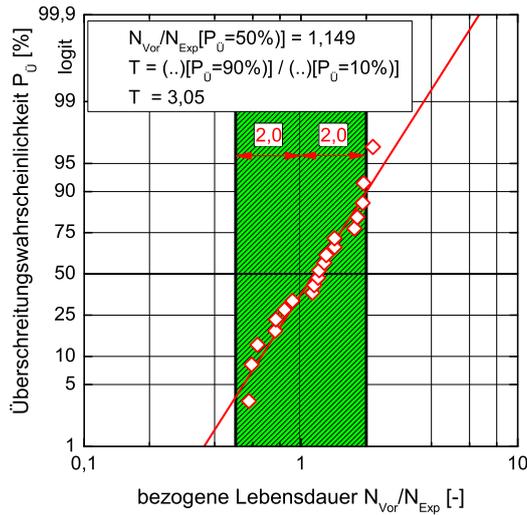


Bild 8.1. Wahrscheinlichkeitsdiagramm für N_{Vor} / N_{Exp}

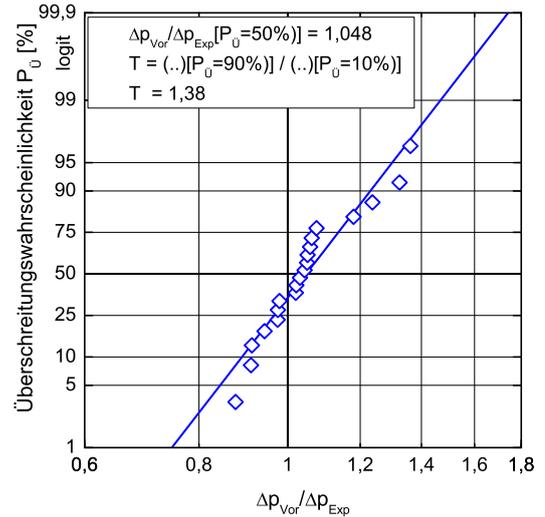


Bild 8.2. Wahrscheinlichkeitsdiagramm für $\Delta p_{Vor} / \Delta p_{Exp}$

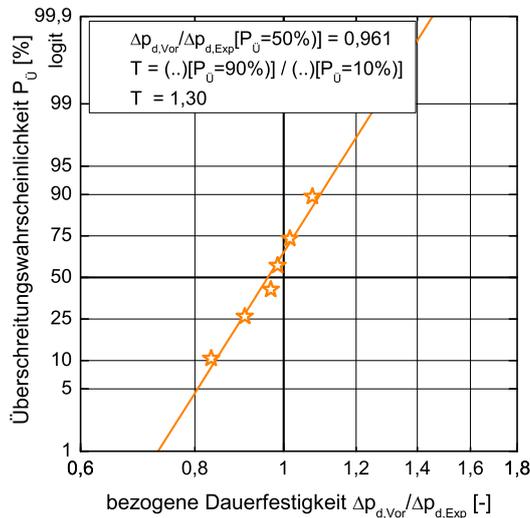


Bild 8.3. Wahrscheinlichkeitsdiagramm für $\Delta p_{d,Vor} / \Delta p_{d,Exp}$

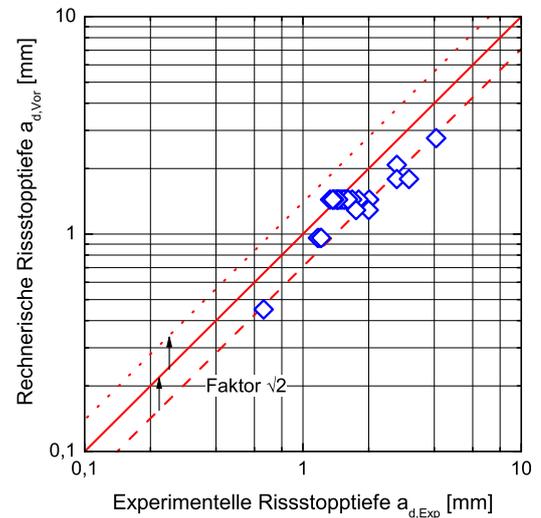


Bild 8.4. Rechnerische und Experimentelle Risstoptiefen

Die Vorhersagen der Lebensdauern ergeben eine sehr gute Übereinstimmung mit den experimentellen Befunden, Bild 8.1. Die Vorhersagen der Rissstillstandsdauerfestigkeit ergibt nur in zwei von sechs Fällen eine Überschätzung der experimentellen Dauerfestigkeit, Bild 8.3. Die Risstoptiefen können mit guter Genauigkeit vorhergesagt werden, Bild 8.4. Die Streuung der Vorhersagen ist in allen Fällen sehr klein.

9 Zusammenfassung und Ausblick

Die betriebsfeste Auslegung von Hochdruckbauteilen ist technisch-wirtschaftlich notwendig. In dieser Arbeit werden die wissenschaftlichen Grundlagen dafür erarbeitet.

Die technische Entwicklung der Hochdruckbauteile führt insbesondere bei Dieselmotoren zu stetig steigenden Drücken und damit zu einer wachsenden Herausforderung bei der Festigkeitsauslegung. Bei Hochdruckbauteilen sind die Möglichkeiten der Schwingfestigkeitssteigerung, z. B. durch Wanddickenvergrößerung oder durch den Einsatz höherfester Werkstoffe, begrenzt.

Eine breite industrielle Anwendung findet derzeit die Autofrettage. Bei diesem Verfahren erzeugt eine einmalige statische Überlast tief in das Bauteil reichende Druckeigen Spannungsfelder, die zu einer erheblichen Schwingfestigkeitssteigerung, insbesondere in der Rissfortschrittsphase, führen. Zuverlässige Lebensdauervorhersageverfahren für diese Phase existieren derzeit nicht. Sie werden in der vorliegenden Arbeit entwickelt und anhand experimenteller Ergebnisse verifiziert.

Für das Berechnungsverfahren fand ein ingenieurmäßiger Ansatz Verwendung. Darin sollten zwar alle relevanten Effekte abgebildet werden, jedoch Komplexität und Modellierungsaufwand so gering wie möglich gehalten werden. Die gewählten Berechnungsmodule sind nach erfolgter Analyse der Literatur entnommen. Sie umfassen die Berechnung der Autofrettageeigen spannungen, der Spannungsintensität, des Rissöffnungs- und Riss schließverhalten und des Rissfortschrittes. Das Modul Eigenspannungsberechnung für die Autofrettage basiert auf der Superposition von Autofrettagebe- und -entlastung und ermöglicht die notwendige Berücksichtigung des *Bauschinger*-Effektes. Spannungsintensitäten werden mit einer 3D-Gewichtsfunktion für einen ebenen Riss unter Mode I Beanspruchung ermittelt, weil aufgrund der Symmetrie der meisten Hochdruckbauteile das stabile Langrisswachstum ausschließlich unter Mode I Beanspruchung stattfindet. Die Rissöffnungs- und -schließe effekte werden über Näherungsformeln abgebildet. In der Anwendung dieser Näherungsformeln hat sich die Rissöffnungsbeziehung nach IBRAHIM et. al. [132] durch den Vergleich mit von rechnerischen mit experimentellen Lebensdauern als am Besten geeignet erwiesen. Bei dem untersuchten Werkstoff 42CrMo4 spielen die Reihenfolgeeffekte eine untergeordnete Bedeutung und werden deshalb nicht modelliert. Für die Rissfortschrittsbeziehung konnte auf die Formulierung der PARIS-ERDOGAN [205] Beziehung für effektive Schwingweiten zurückgegriffen werden. Die gewählten Berechnungsmodule sind nach erfolgter Analyse der Literatur entnommen, aber in dieser Zusammenstellung ein neuer Ansatz. Da die Einzelmodule nur in geringem Umfang zu verifizieren sind, kann das Berechnungsverfahren nur in seiner Gesamtheit durch den Vergleich von experimentellen zu vorhergesagten Lebensdauern und Dauerfestigkeiten überprüft werden.

In verschiedenen Sensitivitätsanalysen konnten für die Berechnungsparameter Rissöffnungsbeziehung, Anfangsrisslänge, Bruchzähigkeit, Rissfortschrittsgleichung und Schwellwert der Spannungsintensität der Einfluss auf die berechnete Rissfortschrittslebensdauer und -dauerfestigkeit aufgezeigt werden. So hat der Schwellwert der Spannungsintensität einen geringen Einfluss auf die Vorhersage der Rissstillstandsdauerfestigkeit autofrettierter Kreuzbohrungen, weil der Riss-

öffnungsdruck sehr nahe am Maximaldruck ist. Eine andere Sensitivitätsanalyse zeigt beispielsweise, dass sich die längsten Rissfortschrittslebensdauern bei Verwendung der Rissöffnungsbeziehung nach IBRAHIM et. al. ergeben, weil diese Beziehung die größten Rissöffnungsdrücke vorhersagt.

Für die Verifikation des Berechnungsverfahrens sind Innendruckschwellversuche an insgesamt 14 Versuchsreihen mit Kreuzbohrungen durchgeführt worden. Die berechneten Bruchlebensdauern als Summe der rechnerischen Anriss- und Rissfortschrittslebensdauern zeigen eine sehr gute Übereinstimmung mit den experimentellen Bruchlebensdauern.

Die allgemeine Anwendbarkeit des Berechnungsverfahrens konnte durch die Anwendung auf Kreuzbohrungen aus den Forschungsvorhaben Autofrettage I-III [254, 251, 71], auf Railstücke und auf Hochdruckverteilerleisten nachgewiesen werden. Auch hier stützt sich die Verifikation auf umfangreiche experimentelle Ergebnisse.

Die statistische Auswertung des Verhältnisses der vorhergesagten zu experimentellen Lebensdauern und Schwingfestigkeiten aller untersuchten Bohrungsverschneidungen zeigt eine gute mittlere Vorhersagegüte bei geringer Streuung. Damit ist die Leistungsfähigkeit der vorgestellten Lebensdauervorhersagemethode nachgewiesen.

Dennoch bleibt eine Reihe von Aufgaben für die Forschung offen. Als Ausblick sollen drei für die praktische Dimensionierung besonders wichtige Fragestellungen erörtert werden.

Die erste Frage betrifft die Bewertung kleiner Schwingspiele großer Häufigkeit. Im Betriebsfestigkeitsversuch ist das Weglassen kleiner Schwingspiele zur Verkürzung der Versuchszeit von großer wirtschaftlicher Bedeutung und wird als Omission bezeichnet. In Dieseleinpritzsystemen treten neben den in der Lastfolge Coral abgedeckten Manöverlasten zusätzlich kleine Schwingspiele in einer extremen Häufigkeit von bis zu 10^{10} infolge von diskontinuierlichen Prozessen auf, wie z. B. Druckoszillationen und hydraulische Resonanzen. Die zunächst nur zur Analyse des Reihenfolgeeffektes untersuchte Zweistufenbelastung mit einem großen Druckwechsel bei $R=0$ und vielen kleinen Druckwechsel bei hohen Mitteldrücken kann auch für die Bewertung kleiner Schwingspiele großer Häufigkeit herangezogen werden. Die diesbezügliche Auswertung der Zweistufenversuche ergibt, dass bis zur Lastspielzahl von 10^7 Lastwechsel die kleinen Lastspiele immer noch schädigen. Zukünftige Versuche sollten bis mindestens 10^8 Lastwechsel durchgeführt werden, um damit eine Zehnerpotenz näher an die realen Häufigkeiten heranzukommen.

Die zweite Frage betrifft den Reihenfolgeeffekt. Wie oben bereits erwähnt, zeigt einerseits der Werkstoff 42CrMo4 nur geringe Reihenfolgeeffekte, andererseits sind auch die untersuchten Beanspruchungsfälle diesbezüglich unkritisch. Bei anderen Werkstoffen (z. B. globularer Grauguss) und anderen Beanspruchungsfällen, z. B. die o. g. Kombination von großen und kleinen Schwingspielen oder schwach gekerbten Bauteilen (dickwandige Rohre), können Reihenfolgeeffekte stärker ausgeprägt sein. Dafür sind die hier verifizierten Module weiterzuentwickeln und anhand experimenteller Ergebnisse zu bewerten.

Die dritte Frage betrifft die Frequenz der Druckschwingungen. Die vorliegenden Versuche wurden im Frequenzbereich von 8 bis 24 Hz durchgeführt. Die Risspitzenbeanspruchung wird maßgeblich durch den Druck auf die Rissufer bestimmt. Im vorliegenden Modell sind die Rissufer vollständig mit dem Innendruck beaufschlagt. Dies setzt voraus, dass das Druckmedium im Spalt schnell genug ein- und ausfließen kann (quasistatisch). Bei Steigerung der Frequenz

werden die hydrodynamischen Effekte im Spalt zunehmen und die Rissfortschrittslebensdauer verändern. Zur Zeit sind Prüfanlagen für Prüffrequenzen bis 50 Hz in der Entwicklung. Für diese Prüfanlagen bleibt zu verifizieren, ob sich hydraulische Resonanzen ausbilden und ob hydrodynamische Risschließeffekte im Bauteil die Lebensdauer beeinflussen. Der Frequenzeinfluss ist auch für die Bewertung kleiner Schwingspiele großer Häufigkeit insofern von entscheidender Bedeutung, als diese Schwingspiele im realen Einsatz als Oberwellen mit sehr hoher Frequenz auftreten und nicht die Risspitzenbeanspruchung hervorrufen, wie durch quasistatische Betrachtung angenommen.

Bildverzeichnis

1.1	Auf den Innendruck bezogene VON MISES Vergleichsspannung an der Innenoberfläche für Hohlkugel und Rohr (Randbedingung: geschlossene Enden) unter Innendruck	15
1.2	Common Rail schematisch, Halbmodell	16
1.3	Bruchflächenaufnahme Common Rail, Riss ausgehend von Bohrungsverschneidung	16
2.1	Common Rail System (Volkswagen AG)	19
2.2	Hydraulic Swage Autofrettage, aus [145]	21
2.3	Experimentelle Ergebnisse an 90° Bohrungsverschneidung, aus [251]	28
2.4	Experimentelle Ergebnisse an 45° Bohrungsverschneidung, aus [251]	29
2.5	Experimentelle Ergebnisse „FVV Vorhaben Einsatzhärten und Autofrettage“, aus [71]	30
2.6	Experimentelle Dauerfestigkeiten an Dieseleinspritzleitungen, aus [121]	31
2.7	Railabschnitt, aus [164]	32
2.8	Rechnerische Eigenspannungsverteilung durch Autofrettage an 45° Bohrungsverschneidung, aus [276]	33
2.9	Rechnerische Eigenspannungsverteilung durch das mechanisches Aufweiten von Bohrungen, aus [218]	33
2.10	Verhältnis von Anriss- zu Bruchlebensdauer in Abhängigkeit der Kerbschärfe, aus [40]	34
2.11	In P•FAT implementierte Risskonfigurationen, aus [299,298]	35
3.1	Werkstoffprobe	36
3.2	Vergütungsgefüge Werkstoffprobe (Querschliff)	37
3.3	Vergütungsgefüge Werkstoffprobe (Längsschliff)	37
3.4	Randbereich Werkstoffprobe (Längsschliff)	37
3.5	Zugversuch an Werkstoffprobe aus 42CrMo4	38
4.1	Bohrungsverschneidungen aus Forschungsvorhaben <i>Autofrettage I - III</i>	40
4.2	Vergütungsgefüge Kreuzbohrungsprobe	42
4.3	REM Aufnahme Verschneidungskante Kreuzbohrungsprobe	42
4.4	Hochdruck-Prüfstand, Fabrikat Maximator	44
4.5	Lastfolge Einstufig $R \approx 0$	45
4.6	Lastfolge Einstufig $R = 0,5$	45
4.7	Lastfolge Zweistufig $p_{max} = \text{konst.}$	45
4.8	Betriebslastfolge CORAL	45
4.9	Rainflowmatrix von CORAL	46
4.10	Rainflowmatrix von CORAL mit Omission	46
4.11	Amplitudenkollektiv von CORAL	47
4.12	Experimentelle Wöhlerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0$	48
4.13	Experimentelle Wöhlerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0$	48
4.14	Experimentelle Lebensdauerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 2250$ bar	49
4.15	Experimentelle Lebensdauerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, Zweistufenversuch 1 : 10000, $p_{max} = 2250$ bar	49
4.16	Statistische Auswertung der Dauerfestigkeit $R = 0$, $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert	50

4.17	Statistische Auswertung der Dauerfestigkeit $R = 0$, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar	50
4.18	Statistische Auswertung der Dauerfestigkeit $R = 0,5$, $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert	50
4.19	Statistische Auswertung der Dauerfestigkeit $R = 0,5$, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar	50
4.20	Ansicht eines Probenstückes, präpariert zum Aufbrechen	51
4.21	Übersichtsaufnahme Bruchfläche	52
4.22	Detail Bild 4.21	52
4.23	Berechnete Eigenspannung nach Autofrettage und anschließendem Auftrennen mit bilinearstem Materialmodell mit kinematischer Verfestigung	54
4.24	Eigenspannungen Kreuzbohrung $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert	54
4.25	Eigenspannungen Kreuzbohrung $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar	54
5.1	Vergleich der Methoden der Eigenspannungsberechnung für Kreuzbohrung $h/d = 20/5$ mit kinematischer Verfestigung	57
5.2	Vergleich der Methoden der Eigenspannungsberechnung für Kreuzbohrung $h/d = 10/5$ mit kinematischer Verfestigung	57
5.3	Vergleich der Methoden der Eigenspannungsberechnung für Kreuzbohrung $h/d = 20/5$ mit isotroper Verfestigung	57
5.4	Vergleich der Methoden der Eigenspannungsberechnung für Kreuzbohrung $h/d = 10/5$ mit isotroper Verfestigung	57
5.5	Risskonfiguration für 3D-Gewichtsfunktion, aus [197])	59
5.6	Spannungsintensitätsfaktoren für elliptischen Innenriss unter konstanter Spannung	60
5.7	Oberflächenrissenerweiterung, aus [198])	61
5.8	Veränderung des Rissöffnungsverhältnisses mit wachsender Risslänge, aus [160]	66
5.9	Rissöffnungsbeziehung nach NEWMAN [195]	67
5.10	Rissöffnungsbeziehung nach NEWMAN [195] mit Erweiterung nach VORMWALD et. al. [294]	68
5.11	Rissöffnungsbeziehung nach IBRAHIM et. al. [132]	68
5.12	Experimentell ermittelte effektive Schwingweiten nach ROMEIRO [236] und Rissöffnungsbeziehung nach KURIHARA, NEWMAN und IBRAHIM	69
5.13	Experimentell ermittelte effektive Schwingweiten nach KURIHARA [160] und Rissöffnungsbeziehung nach KURIHARA	69
5.14	Experimentell ermittelte effektive Schwingweiten nach SILVA [260] und Rissöffnungsbeziehung nach KURIHARA, NEWMAN und IBRAHIM	70
5.15	Schwellwerte für Rissfortschritt, aus [239, Bild 12]	73
5.16	Kriterium Rissstopp mit $\Delta K_{eff,th}$	73
5.17	Beispiel zur Diskretisierung Innenriss	75
5.18	Einfluss Rissfortschrittsinkrementgröße - schematisch	76
5.19	Einfluss Rissfortschrittsinkrementgröße mit gleitender Mittelwertbildung - schematisch	76
6.1	Eigenspannungen für Kreuzbohrung $h/d = 10/5$ nach Autofrettage 6000 bar	78
6.2	Modellierte Rissfront $a = 1,2$ mm für Bohrungsverschneidung $h/d = 10/5$	78
6.3	Globalmodell Bohrungsverschneidung $h/d = 10/5$ für Rissfront $a = 1,2$ mm	79
6.4	Submodell Bohrungsverschneidung $h/d = 10/5$ für Rissfront $a = 1,2$ mm	79
6.5	Elastische Lösung für Innendruckbeanspruchung Bohrungsverschneidung $h/d = 10/5$	80
6.6	Ausschnitt Bild 6.5, mit Risskontur $a = 1,2$ mm	80
6.7	Globalmodell mit Rissuferbelastung aus elastischer Lösung Innendruck (vgl. Bilder 6.5 und 6.6)	80
6.8	Submodell mit Rissuferbelastung aus elastischer Lösung Innendruck (vgl. Bilder 6.5 und 6.6)	80
6.9	Spannungsintensität aus Innendruck auf Bohrungen für Bohrungsverschneidung $h/d = 10/5$	81
6.10	Spannungsintensität aus Innendruck auf Rissufer für Bohrungsverschneidung $h/d = 10/5$	81

6.11	Spannungsintensität aus Autofrettagebelastung 6000 bar für Bohrungsverschneidung $h/d = 10/5$	81
6.12	Spannungsintensität aus Autofrettageentlastung 6000 bar für Bohrungsverschneidung $h/d = 10/5$	81
6.13	Spannungsintensität aus Autofrettageeigenstressungen für Bohrungsverschneidung $h/d = 10/5$, autofrettiert mit 6000 bar	82
6.14	Spannungsintensität für Druck von 1900 bar für Bohrungsverschneidung $h/d = 10/5$, autofrettiert mit 6000 bar	82
6.15	Experimentell ermittelte Rissfortschrittskurve, $R = 0, 8$, 42CrMo4, aus [233]	83
6.16	Rechnerischer Einfluss Risschließverhalten, Wöhlerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0$	83
6.17	Rechnerischer Einfluss Risschließverhalten, Wöhlerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0$	83
6.18	Rechnerischer Einfluss Anfangsrislänge und Bruchzähigkeit K_{IC} für $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0$, Linear	85
6.19	Rechnerischer Einfluss Anfangsrislänge und Bruchzähigkeit K_{IC} für $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0$, Linear	85
6.20	Einfluss Rissfortschrittsparameter, Wöhlerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0$	86
6.21	Einfluss Rissfortschrittsparameter, Lebensdauerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, Betriebslast CORAL	86
6.22	Risskonturen, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0$, $\Delta p = 1900$ bar, Linear	86
6.23	Spannungsintensitäten, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0$, $\Delta p = 1900$ bar, Linear	86
6.24	Risskonturen für Rissstillstand, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0$, Linear	87
6.25	Risskonturen für Rissstillstand in Abhängigkeit von der Rissöffnungsbeziehung, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0$ bar	87
6.26	Rissstillstandsdauerfestigkeit in Abhängigkeit von der Rissöffnungsbeziehung, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0$ bar im Vergleich zu experimentellen Ergebnissen	88
6.27	Rissstillstandsdauerfestigkeit in Abhängigkeit des Schwellwertes der effektiven Spannungsschwingweite, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0$ bar, Linear	88
6.28	Wöhlerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0$	89
6.29	Wöhlerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0$	89
6.30	Rechnerische Wöhlerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert und autofrettiert mit 11.500 bar, $R = 0$	91
6.31	Rechnerische Wöhlerlinie $h/d = 10/5$, nicht autofrettiert und autofrettiert mit 6000 bar, $R = 0$	91
6.32	Rechnerische Lebensdauerlinien $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert und autofrettiert mit 11.500 bar, Betriebslast CORAL	91
6.33	Rechnerische Lebensdauerlinien $h/d = 10/5$, nicht autofrettiert und autofrettiert mit 6000 bar, Betriebslast CORAL	91
7.1	45° BV (42CrMo4), FVV Vorhaben <i>Autofrettage II</i> [251]	94
7.2	90° BV (42CrMo4), FVV Vorhaben <i>Autofrettage I</i> und <i>II</i> [254, 251]	94
7.3	Wöhlerlinie, 45° BV (42CrMo4) nicht autofrettiert	95
7.4	Wöhlerlinie, 45° BV (42CrMo4), Autofrettage 8500 bar	95
7.5	Rechnerische Rissstoppkonturen, 45° BV (42CrMo4), Autofrettage 8500 bar	95
7.6	Wöhlerlinie, 90° BV (42CrMo4) nicht autofrettiert, feinbearbeitete Verschneidungskante	96
7.7	Wöhlerlinie, 90° BV (42CrMo4) nicht autofrettiert, raue Verschneidungskante	96
7.8	Wöhlerlinie, 90° BV (42CrMo4), Autofrettage 9550 bar	96
7.9	Rechnerische Rissstoppkonturen, 90° BV (42CrMo4), Autofrettage 9550 bar	96
7.10	45° BV (18CrNiMo7-6), FVV Vorhaben <i>Autofrettage III</i> [71], aus [71]	97

7.11	90° BV (18CrNiMo7-6), FVV Vorhaben <i>Autofrettage III</i> [71], aus [71]	97
7.12	Wöhlerlinie, 45° BV (18CrNiMo7-6), Autofrettage 8000 bar	98
7.13	Rechnerische Rissstoppkonturen, 45° BV (18CrNiMo7-6), Autofrettage 8000 bar	98
7.14	Wöhlerlinie, 90° BV (18CrNiMo7-6), Autofrettage 8000 bar	98
7.15	Rechnerische Rissstoppkonturen, 90° BV (18CrNiMo7-6), Autofrettage 8000 bar	98
7.16	Hochdruckverteilerleiste VL60	99
7.17	VL60 - Risstillstandskonturen	100
7.18	Railstück 9/28	100
7.19	Wöhlerlinie, Railstück 9/28, nicht autofrettiert, $R=0$	101
7.20	Wöhlerlinie, Railstück 9/28, Autofrettage 7000 bar, $R=0$	101
7.21	Lebensdauerlinie, Railstück 9/28, nicht autofrettiert, Betriebslast Coral	101
7.22	Lebensdauerlinie, Railstück 9/28, Autofrettage 7000 bar, Betriebslast Coral	101
8.1	Wahrscheinlichkeitsdiagramm für N_{Vor} / N_{Exp}	103
8.2	Wahrscheinlichkeitsdiagramm für $\Delta p_{Vor} / \Delta p_{Exp}$	103
8.3	Wahrscheinlichkeitsdiagramm für $\Delta p_{d,Vor} / \Delta p_{d,Exp}$	103
8.4	Rechnerische und Experimentelle Risstoptiefen	103
A.1	Fertigungszeichnung Werkstoffprobe	137
A.2	Wechselverformungskurve dehnungskontrollierter Werkstoffversuch Nr. 1	137
A.3	Wechselverformungskurve dehnungskontrollierter Werkstoffversuch Nr. 2	137
A.4	Wechselverformungskurve dehnungskontrollierter Werkstoffversuch Nr. 3	138
A.5	Wechselverformungskurve dehnungskontrollierter Werkstoffversuch Nr. 4	138
A.6	Wechselverformungskurve dehnungskontrollierter Werkstoffversuch Nr. 5	138
A.7	Wechselverformungskurve dehnungskontrollierter Werkstoffversuch Nr. 6	138
A.8	Wechselverformungskurve dehnungskontrollierter Werkstoffversuch Nr. 7	138
A.9	Wechselverformungskurve dehnungskontrollierter Werkstoffversuch Nr. 8	138
A.10	Wechselverformungskurve dehnungskontrollierter Werkstoffversuch Nr. 9	139
A.11	Wechselverformungskurve spannungskontrollierter Werkstoffversuch Nr. 1	139
A.12	Wechselverformungskurve spannungskontrollierter Werkstoffversuch Nr. 2	139
A.13	Wechselverformungskurve spannungskontrollierter Werkstoffversuch Nr. 3	139
A.14	Fertigungszeichnung Kreuzbohrung $h/d = 20/5$	140
A.15	Fertigungszeichnung Kreuzbohrung $h/d = 10/5$	141
A.16	Berstdruckbestimmung an Kreuzbohrung $h/d = 10/5$	142
A.17	Autofrettagevorgang an Kreuzbohrung $h/d = 10/5$	142
A.18	Linienscan Kreuzbohrungsprobe 1	143
A.19	Linienscan Kreuzbohrungsprobe 2	143
A.20	Rauheitskenngrößen radial, Kreuzbohrung 1	144
A.21	Rauheitskenngrößen radial, Kreuzbohrung 2	145
A.22	Experimentelle Wöhlerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0$	153
A.23	Experimentelle Wöhlerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0$	153
A.24	Experimentelle Wöhlerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0,5$	154
A.25	Experimentelle Wöhlerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0,5$	154
A.26	Experimentelle Lebensdauerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 3000$ bar	154
A.27	Experimentelle Lebensdauerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 3000$ bar	154
A.28	Experimentelle Lebensdauerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 2250$ bar	154

A.29	Experimentelle Lebensdauerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 2250$ bar	154
A.30	Experimentelle Lebensdauerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, Zweistufenversuch 1 : 10000, $p_{max} = 2250$ bar	155
A.31	Experimentelle Lebensdauerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, Zweistufenversuch 1 : 10000, $p_{max} = 2250$ bar	155
A.32	Experimentelle Lebensdauerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, Betriebslast CORAL .	155
A.33	Experimentelle Lebensdauerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, Betriebslast CORAL	155
A.34	Experimentelle Lebensdauerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, Betriebslast CORAL mit Omission	155
A.35	Experimentelle Lebensdauerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, Betriebslast CORAL mit Omission	155
A.36	Bruchflächenaufnahme B015 - Übersicht	157
A.37	Bruchflächenaufnahme B015 - Segment S1	157
A.38	Bruchflächenaufnahme B015 - Segment S2	157
A.39	Bruchflächenaufnahme B015 - Segment S3	157
A.40	Bruchflächenaufnahme B015 - Segment S4	157
A.41	Bruchflächenaufnahme B005 - Übersicht	158
A.42	Bruchflächenaufnahme B005 - Segment S1	158
A.43	Bruchflächenaufnahme B005 - Segment S2	158
A.44	Bruchflächenaufnahme B005 - Segment S3	158
A.45	Bruchflächenaufnahme B013 - Übersicht	159
A.46	Bruchflächenaufnahme B013 - Segment S1	159
A.47	Bruchflächenaufnahme B013 - Segment S3	159
A.48	Bruchflächenaufnahme B013 - Segment S4	159
A.49	Bruchflächenaufnahme B026 - Übersicht	160
A.50	Bruchflächenaufnahme B026 - Segment S1	160
A.51	Bruchflächenaufnahme B026 - Segment S2	160
A.52	Bruchflächenaufnahme B026 - Segment S3	160
A.53	Bruchflächenaufnahme B026 - Segment S4	160
A.54	Bruchflächenaufnahme B042 - Übersicht	161
A.55	Bruchflächenaufnahme B042 - Segment S1	161
A.56	Bruchflächenaufnahme B042 - Segment S2	161
A.57	Bruchflächenaufnahme B042 - Segment S3	161
A.58	Bruchflächenaufnahme B042 - Segment S4	161
A.59	Bruchflächenaufnahme B048 - Übersicht	162
A.60	Bruchflächenaufnahme B048 - Segment S1	162
A.61	Bruchflächenaufnahme B048 - Segment S2	162
A.62	Bruchflächenaufnahme B048 - Segment S3	162
A.63	Bruchflächenaufnahme B053 - Segment S1	163
A.64	Bruchflächenaufnahme A031 - Segment S3	163
A.65	Bruchflächenaufnahme A031 - Segment S4	163
A.66	Bruchflächenaufnahme B022 - Segment S2	163
A.67	Bruchflächenaufnahme B022 - Segment S3	163
A.68	Bruchflächenaufnahme B064 - Segment S2	163
A.69	Bruchflächenaufnahme B101 - Segment S3	163
A.70	Bruchflächenaufnahme A060 - Segment S1	163
A.71	Bruchflächenaufnahme B021 - Übersicht	164
A.72	Bruchflächenaufnahme B115 - Segment S1	164
A.73	Berechnungsergebnisse (MPa) infolge $p = 1$ MPa, $h/d = 10/5$	167

A.74	Eigenspannungen (MPa) infolge Autofrettage 6000 bar, $h/d = 10/5$	167
A.75	Spannungen (MPa) infolge Autofrettage 6000 bar und 2000 bar Innendruck, $h/d = 10/5$	168
A.76	Spannungen (MPa) infolge Autofrettage 6000 bar, 2000 bar Innendruck und 2000 bar Rissuferbelastung, $h/d = 10/5$	168
A.77	Risskonturen, $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0$, $\Delta p = 2400$ bar, Linear	169
A.78	Spannungsintensitäten, $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0$, $\Delta p = 2400$ bar, Linear	169
A.79	Rissfortschritt $a - N$, $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0$, Linear	169
A.80	Rissfortschritt $\Delta K - N$, $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0$, Linear	169
A.81	Rissfortschritt $a - N$, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0$, Linear	169
A.82	Rissfortschritt $\Delta K - N$, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0$, Linear	169
A.83	Wöhlerlinie, Rechnerischer Einfluss Riss-schließverhalten, $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0$	170
A.84	Wöhlerlinie, Rechnerischer Einfluss Riss-schließverhalten, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0$	170
A.85	Wöhlerlinie, Rechnerischer Einfluss Riss-schließverhalten, $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0.5$	170
A.86	Wöhlerlinie, Rechnerischer Einfluss Riss-schließverhalten, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0.5$	170
A.87	Lebensdauerlinie, Rechnerischer Einfluss Riss-schließverhalten, $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 3000$ bar	170
A.88	Lebensdauerlinie, Rechnerischer Einfluss Riss-schließverhalten, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 3000$ bar	170
A.89	Lebensdauerlinie, Rechnerischer Einfluss Riss-schließverhalten, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 2250$ bar	171
A.90	Lebensdauerlinie, Rechnerischer Einfluss Riss-schließverhalten, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, Zweistufenversuch 1 : 10000, $p_{max} = 2250$ bar	171
A.91	Lebensdauerlinie, Rechnerischer Einfluss Riss-schließverhalten, $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, Betriebslast CORAL	171
A.92	Lebensdauerlinie, Rechnerischer Einfluss Riss-schließverhalten, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, Betriebslast CORAL	171
A.93	Lebensdauerlinie, Rechnerischer Einfluss Riss-schließverhalten, $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, Betriebslast CORAL mit Omission	171
A.94	Lebensdauerlinie, Rechnerischer Einfluss Riss-schließverhalten, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, Betriebslast CORAL mit Omission	171
A.95	Wöhlerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0$	172
A.96	Wöhlerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0$	172
A.97	Wöhlerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0,5$	172
A.98	Wöhlerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0,5$	172
A.99	Lebensdauerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 3000$ bar	172
A.100	Lebensdauerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 3000$ bar	172
A.101	Lebensdauerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 2250$ bar	173
A.102	Lebensdauerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, Zweistufenversuch 1 : 10000, $p_{max} = 2250$ bar	173
A.103	Lebensdauerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, Betriebslast CORAL	173
A.104	Lebensdauerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, Betriebslast CORAL	173
A.105	Lebensdauerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, Betriebslast CORAL mit Omission	173
A.106	Lebensdauerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, Betriebslast CORAL mit Omission	173

A.107	45° Bohrungsverschneidung (42CrMo4) - modellierter Bereich mit Berechnungsergebnissen (MPa) bei elastischer Beanspruchung mit $p = 1$ MPa	174
A.108	Rissstopp an 45° Bohrungsverschneidung, $h/d = 15/5$, aus [107, Bild 5.14] und [276, Bild 2]	175
A.109	Geometrie stehenbleibender Riss, 45° BV (42CrMo4), Probe 17, Durchläufer $\Delta p = 2500$ bar, Tabelle A.26	175
A.110	Geometrie stehenbleibender Riss, 45° BV (42CrMo4), Probe 27, Durchläufer $\Delta p = 2500$ bar, Tabelle A.26	175
A.111	Geometrie stehenbleibender Riss, 45° BV (42CrMo4), Probe 9, Durchläufer $\Delta p = 2800$ bar, Tabelle A.26	175
A.112	90° Bohrungsverschneidung (42CrMo4) - modellierter Bereich mit Berechnungsergebnissen (MPa) bei elastischer Beanspruchung mit $p = 1$ MPa	176
A.113	Geometrie stehenbleibender Riss, 90° BV (42CrMo4), Probe 4 - Ecke 1, Durchläufer $\Delta p = 3000$ bar, Tabelle A.24	177
A.114	Geometrie stehenbleibender Riss, 90° BV (42CrMo4), Probe 4 - Ecke 2, Durchläufer $\Delta p = 3000$ bar, Tabelle A.24	177
A.115	Rissstopp an 90° Bohrungsverschneidung, $h/d = 18/6$, aus [107, Bild 5.12]	177
A.116	45° Bohrungsverschneidung (18CrNiMo7-6) - modellierter Bereich mit Berechnungsergebnissen (MPa) bei elastischer Beanspruchung mit $p = 1$ MPa	178
A.117	Geometrie stehenbleibender Riss, 45° BV (18CrNiMo7-6), Probe 391, Durchläufer $\Delta p = 2950$ bar, [71, Bild A.64]	179
A.118	Geometrie stehenbleibender Riss, 45° BV (18CrNiMo7-6), Probe 406, Durchläufer $\Delta p = 2950$ bar	179
A.119	Geometrie stehenbleibender Riss, 45° BV (18CrNiMo7-6), Probe 406, Durchläufer $\Delta p = 2950$ bar	179
A.120	90° Bohrungsverschneidung (18CrNiMo7-6) - modellierter Bereich mit Berechnungsergebnissen (MPa) bei elastischer Beanspruchung mit $p = 1$ MPa	180
A.121	Geometrie stehenbleibender Riss, 90° BV (18CrNiMo7-6), Probe 209, Durchläufer $\Delta p = 2950$ bar, [71, Bild A.65]	181
A.122	Geometrie stehenbleibender Riss, 90° BV (18CrNiMo7-6), Probe 192, Durchläufer $\Delta p = 2950$ bar	181
A.123	Geometrie stehenbleibender Riss, 90° BV (18CrNiMo7-6), Probe 191, Durchläufer $\Delta p = 2700$ bar	181
A.124	VL60 - modellierter Bereich mit mit Berechnungsergebnissen (MPa) bei elastischer Beanspruchung mit $p = 1$ MPa	182
A.125	Railstück 9/28 - modellierter Bereich mit Berechnungsergebnissen (MPa) bei elastischer Beanspruchung mit $p = 1$ MPa	183
A.126	Elastische Spannungsverteilung (MPa) Rail, Beispiel für $p = 1$ MPa	184
A.127	Eigenspannungsverteilung (MPa) Rail infolge Autofrettage 7000 bar	185
A.128	Bruchflächenaufnahme Railstück 9/28 - Probe R19	186
A.129	Fertigungszeichnung 45° Bohrungsverschneidung (42CrMo4), FVV Vorhaben <i>Autofrettage II</i> [251], aus [71]	187
A.130	Fertigungszeichnung 90° Bohrungsverschneidung (42CrMo4), FVV Vorhaben <i>Autofrettage I</i> und <i>II</i> [254, 251], aus [71]	188
A.131	Fertigungszeichnung 45° Bohrungsverschneidung (18CrNiMo7-6), FVV Vorhaben <i>Autofrettage III</i> [71], aus [71]	189
A.132	Fertigungszeichnung 90° Bohrungsverschneidung (18CrNiMo7-6), FVV Vorhaben <i>Autofrettage III</i> [71], aus [71]	189
A.133	Fertigungszeichnung 1 - Hochdruckverteilerleiste VL60	190
A.134	Fertigungszeichnung 2 - Hochdruckverteilerleiste VL60	191
A.135	Fertigungszeichnung Railstück 9/28	192

A.136	Wöhlerliniendiagramm, 45 ° Bohrungsverschneidung, Blindhärtung, $p_{aut}=8000$ bar . . .	198
A.137	Wöhlerliniendiagramm, 90 ° Bohrungsverschneidung, Blindhärtung, $p_{aut}=8000$ bar . . .	199
B.1	Erstbe- und -entlastungskurven 42CrMo4 ($R_m=936$ MPa) aus Werkstoffversuchen aus Kapitel 3	200
B.2	Zugversuch für Werkstoff 42CrMo4 ($R_m=936$ MPa) mit Materialdatensatz für FE . . .	201
B.3	Erstentlastungskurven für Werkstoff 42CrMo4 ($R_m=936$ MPa) mit Materialdatensatz für FE	201
B.4	Zugversuch, Materialdatensatz für FE Werkstoff 42CrMo4 ($R_m=1030$ MPa), aus [254] .	202
B.5	Erstentlastungskurven, Materialdatensatz für FE Werkstoff 42CrMo4 ($R_m=1030$ MPa), aus [254]	202
B.6	Erstbe- und -entlastungskurven 18CrNiMo7-6, aus [71]	203
B.7	Zugversuch für Werkstoff 18CrNiMo7-6 mit Materialdatensatz für FE	203
B.8	Erstentlastungskurven für Werkstoff 18CrNiMo7-6 mit Materialdatensatz für FE	203
B.9	Erstbe- und -entlastungskurven 1.4534.4 aus Werkstoffversuchen	205
B.10	Zugversuch für Werkstoff 1.4534.4 mit Materialdatensatz für FE	205
B.11	Erstentlastungskurven für Werkstoff 1.4534.4 mit Materialdatensatz für FE	205
C.1	Rissmodi, aus [49]	207
C.2	FE-Netz kreissegmentförmige Oberflächenriss mit $\phi_{max} = 72^\circ$	208
C.3	Ausschnitt Bild C.2	208
C.4	Spannungsintensitätsfaktoren für kreissegmentförmige Oberflächenrisse mit FE ermittelt	209
C.5	Spannungsintensitätsfaktoren für kreissegmentförmige Oberflächenrisse, nach Gleichung C.7	210
C.6	Gewichtsfunktion als Spannungsintensität	211
C.7	Superpositionssprinzip zur Ermittlung der Spannungsintensität	211
C.8	Geometrie für Gewichtsfunktion nach MA [174] und SHEN und GLINKA [256]	212
C.9	Geometrie für Gewichtsfunktion nach PARKER [207]	213
D.1	Bauteilfließkurven	215

Tabellenverzeichnis

3.1	Chemische Zusammensetzung in Masse %	37
3.2	Kennwerte des Zugversuches	38
3.3	Parameter dehnungskontrollierter Werkstoffversuche	39
3.4	Parameter spannungskontrollierte Werkstoffversuche	39
4.1	Proben mit Kreuzbohrungen	41
4.2	Chemische Zusammensetzung des 42CrMo4 in Masse %	41
4.3	Kernhärte der Kreuzbohrungsproben	42
4.4	Berstdruckprüfung Kreuzbohrungen	43
4.5	Experimentelle und rechnerische Berstdrücke der Kreuzbohrungen	43
4.6	Fraktographisch untersuchte Proben und zugehörige Parameter der Innendruckschwellprüfung	52
4.7	Fraktographisch ermittelte Risslängen	53
5.1	Nutzung der Gewichtsfunktion OORE und BURNS [197]	62
5.2	Fließspannungsinterpretation σ_F für NEWMAN Rissöffnungsbeziehung nach Gleichung 5.17	67
5.3	Werkstoffkennwerte für Rissöffnungsdaten aus Literatur für $R \leq -1$	70
6.1	Ergebnisübersicht zum Einfluss der Rissöffnungsbeziehung	84
6.2	Dauerfestigkeitsvorhersage $R = 0$, Bauteilprobe $h/d = 10/5$ mit Autofrettage 6000 bar	87
6.3	Ergebnisübersicht für Einfluss Rissöffnungsbeziehung	89
7.1	Werkstoffe	93
7.2	Geometrievariationen	93
7.3	Bauteilvariationen	93
A.1	$h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, IDSV $R = 0$	146
A.2	$h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, IDSV $R = 0,5$	147
A.3	$h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, IDSV Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 3000$ bar	147
A.4	$h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, IDSV Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 2250$ bar	148
A.5	$h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, IDSV Zweistufenversuch 1 : 10000, $p_{max} = 2250$ bar	148
A.6	$h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, IDSV Betriebslast CORAL	148
A.7	$h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, IDSV Betriebslast CORAL mit Omission	149
A.8	$h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, IDSV $R = 0$	149
A.9	$h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, IDSV $R = 0,5$	150
A.10	$h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, IDSV Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 3000$ bar	151
A.11	$h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, IDSV Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 2250$ bar	151
A.12	$h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, IDSV Zweistufenversuch 1 : 10000, $p_{max} = 2250$ bar	152
A.13	$h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, IDSV Betriebslast CORAL	152
A.14	$h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, IDSV Betriebslast CORAL mit Omission	153
A.15	Berechnungsergebnisse Dauerfestigkeit $R=0$, autofrettierte Bohrungsverschneidungen (42CrMo4)	174
A.16	Berechnungsergebnisse Dauerfestigkeit $R=0$, autofrettierte (8000 bar) Bohrungsverschneidungen (18CrNiMo7-6)	178

A.17	Berechnungsergebnisse Dauerfestigkeit $R=0$, Hochdruckverteilerleiste VL60	182
A.18	IDSV $R = 0$, Railstück 9/28, Autofrettage 7000 bar	186
A.19	IDSV Betriebslast CORAL, Railstück 9/28, Autofrettage 7000 bar,	186
A.20	90° Bohrungsverschneidung, $h/d = 18/6$, rauhe Verschneidungskante, nicht autofrettiert, IDSV $R = 0$, aus [254, Tabelle 6.1]	193
A.21	90° Bohrungsverschneidung, $h/d = 18/6$, feinbearbeitete Verschneidungskante, nicht autofrettiert, IDSV $R = 0$, aus [254, Tabelle 6.2]	193
A.22	90° Bohrungsverschneidung, $h/d = 18/6$, rauhe Verschneidungskante, Autofrettage 9550 bar, IDSV $R = 0$, aus [254, Tabelle 6.3]	194
A.23	90° Bohrungsverschneidung, $h/d = 18/6$, feinbearbeitete Verschneidungskante, Autofrettage 9550 bar, IDSV $R = 0$, aus [254, Tabelle 6.4]	194
A.24	90° Bohrungsverschneidung, $h/d = 18/6$, rauhe Verschneidungskante, Autofrettage 9550 bar, IDSV $R = 0$, aus [251, Tabelle C.5]	194
A.25	45° Bohrungsverschneidung, $h/d = 15/5$, nicht autofrettiert, IDSV $R = 0$, aus [251, Tabelle C.6 und C.7]	195
A.26	45° Bohrungsverschneidung, $h/d = 15/5$, Autofrettage 8500 bar, IDSV $R = 0$, aus [251, Tabelle C.8]	196
A.27	Innendruckschwellversuche - 45° BV, Blindhärtung, $p_{aut}=8000$ bar	198
A.28	Innendruckschwellversuche - 90° BV, Blindhärtung, $p_{aut}=8000$ bar	199
D.1	Kerbfaktoren und Größeneinfluss	217
E.1	Elastische und plastische Formzahlen von Bohrungsverschneidungen in Abhängigkeit des Verschneidungswinkels ϕ_{max} und des Wandstärkenverhältnisses h/d	218
E.2	Elastische und plastische Formzahldefinition	218

Programmcodeverzeichnis

A.1	Eingabeparameter ABAQUS bilineares Werkstoffgesetz mit kinematischer Verfestigung ($E = 200000$ MPa; $\mu = 0,3$, $\sigma_y = 1000$ MPa; $E_{pl} = 1000$ MPa)	165
A.2	Eingabeparameter ABAQUS bilineares Werkstoffgesetz mit isotroper Verfestigung ($E = 200000$ MPa; $\mu = 0,3$, $\sigma_y = 1000$ MPa; $E_{pl} = 1000$ MPa)	165
A.3	Eingabeparameter ABAQUS bilineares Werkstoffgesetz mit kinematischer Verfestigung; verdoppelt für Entlastungsberechnung	165
A.4	Eingabeparameter ABAQUS bilineares Werkstoffgesetz mit isotroper Verfestigung; für Entlastungsberechnung in Abhängigkeit der zuvor erreichten plastischen Dehnung	166
A.5	Fortran Funktion zur Integration einer Gewichtsfunktion unter Nutzung von OpenMP [18]	166
B.1	Eingabeparameter ABAQUS für bilineares Werkstoffgesetz mit kinematischer Verfestigung	200
B.2	Eingabeparameter ABAQUS für Erstbelastung Werkstoff 42CrMo4 ($R_m=936$ MPa)	201
B.3	Eingabeparameter ABAQUS für Erstentlastung Werkstoff 42CrMo4 ($R_m=936$ MPa)	201
B.4	Eingabeparameter ABAQUS für Erstbelastung Werkstoff 42CrMo4 ($R_m=1030$ MPa)	202
B.5	Eingabeparameter ABAQUS für Erstentlastung Werkstoff 42CrMo4 ($R_m=1030$ MPa)	202
B.6	Eingabeparameter ABAQUS für Erstbelastung Werkstoff 18CrNiMo7-6	204
B.7	Eingabeparameter ABAQUS für Erstentlastung Werkstoff 18CrNiMo7-6	204
B.8	Eingabeparameter ABAQUS für Erstbelastung Werkstoff 1.4534.4	206
B.9	Eingabeparameter ABAQUS für Erstentlastung Werkstoff 1.4534.4	206

Literaturverzeichnis

- [1] *ECE-Regelung Nr. 110 über den Einsatz von komprimiertem Erdgas vom 18. Dezember 2000 (VkBBl. 2002, 339).*
- [2] *BEASY Users Guide.* Technischer Bericht, Computational Mechanics BEASY Ltd., 2001.
- [3] *FRANC3D Version 2.6 Concepts and Users Guide.* Technischer Bericht, Cornell University, 2003.
- [4] *High Pressure/High Temperature Data Center,* 2006. <http://www.htracyhall.org>.
- [5] *Abaqus Standard Version 6.7.* Technischer Bericht, Dassault Systèmes, 2007.
- [6] *Zencrack Users Manual 7.5.* Technischer Bericht, Zentech International Ltd., 2007.
- [7] *Abaqus Standard Version 6.8.* Technischer Bericht, Dassault Systèmes, 2008.
- [8] *Common Rail,* 2008. http://de.wikipedia.org/wiki/Common_rail.
- [9] *Common Rail,* 2008. http://en.wikipedia.org/wiki/Common_rail.
- [10] *Dieselmotor,* 2008. <http://de.wikipedia.org/wiki/Dieselmotor>.
- [11] *Direkteinspritzung,* 2008. <http://de.wikipedia.org/wiki/Direkteinspritzung>.
- [12] *Fortran: OpenMP,* 2008. http://de.wikibooks.org/wiki/Fortran:_OpenMP.
- [13] *Hydroforming.net,* 2008. <http://www.hydroforming.net>.
- [14] *Log-logistic distribution,* 2008. http://en.wikipedia.org/wiki/Log-logistic_distribution.
- [15] *Maximator GmbH,* 2008. <http://www.maximator.de>.
- [16] *NASGRO Version 5.2,* 2008. <http://www.swri.org/4org/d18/mateng/matint/nasgro/default.htm>.
- [17] *Nobelprize.org,* 2008. <http://nobelprize.org>.
- [18] *The OpenMP specification for parallel programming,* 2008. <http://www.openmp.org>.
- [19] *Ostdeutsches Netzwerk Innenhochdruckumformen,* 2008. <http://www.netzwerk-ihu.de>.
- [20] *TDI-Motor,* 2008. <http://de.wikipedia.org/wiki/TDI-Motor>.
- [21] *Thielert Centurion 2.0 Flugmotor - Technische Daten,* 2008. http://213.191.71.228/typo3/fileadmin/centurion/pdf/datasheet_c20.pdf.
- [22] *Thielert Centurion 4.0 Flugmotor - Technische Daten,* 2008. http://213.191.71.228/typo3/fileadmin/centurion/pdf/datasheet_c40.pdf.
- [23] *DIN EN ISO/IEC 17025:2005. Allgemeine Anforderungen an die Kompetenz von Prüf- und Kalibrierlaboratorien.* Beuth Verlag GmbH, Berlin, August 2005.
- [24] ALEGRE, J. M., P. BRAVO und M. PRECIADO: *Fatigue behaviour of an autofrettaged high-pressure vessel for the food industry.* Engineering Failure Analysis, 14(2):396–407, 2007.
- [25] ALEGRE, J. M., M. PRECIADO und D. FERRENO: *Study of the fatigue failure of an anti-return valve of a high pressure machine.* Engineering Failure Analysis, 14(2):408–416, 2007.
- [26] ANDREWS, T. D. und F. E. BRINE: *Hydraulic Testing of Ordnance Components.* Journal of Pressure Vessel Technology, 128(2):162–167, 2006.

- [27] ANTHES, R. J.: *Ein neuartiges Kurzrißfortschrittsmodell zur Anrißlebensdauervorhersage bei wiederholter Beanspruchung*. Doktorarbeit, TH Darmstadt, 1997.
- [28] ANTON, C., M. BACH, R. BAUDER, G. FRANZKE, W. HATZ, H. HOFFMANN und S. RIBES-NAVARRO: *Der neue 3-l-V6-TDI-Motor von Audi Teil 1: Konstruktion und Mechanik*. MTZ, (7), 2004.
- [29] ARMSTRONG, P. J. und C. O. FREDERICK: *A Mathematical Representation of the Multiaxial Bauschinger Effect*, 1966. G.E.G.B., Berkley Nuclear Laboratories.
- [30] AVITZUR, B.: *Autofrettage - Stress distribution under load and retained stresses after depressurization*. The International Journal of Pressure Vessels and Piping, 57(3):271–288, 1994.
- [31] BADR, E. A.: *Stress concentration factors for pressurized elliptic crossbores in blocks*. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 83(6):442–446, 2006.
- [32] BADR, E. A., J. R. SOREM, S. M. TIPTON und J. YANG: *An Analytical Procedure for Estimating Residual Stresses in Blocks Containing Crossbores*. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 77(12):737–749, 2000.
- [33] BADR, E. A., J. R. SOREM JR und S. M. TIPTON: *Evaluation of the Autofrettage Effect on Fatigue Live of Steelblocks with Crossbores Using a Statistical and Strain-Based Method*. 28:181–188, 2000. Journal of Testing and Evaluation.
- [34] BALAKRISHNAN, N.: *Handbook of the logistic distribution*. Dekker, New York u.a., 1992.
- [35] BATHE, K.-J.: *Finite element procedures*. Prentice Hall, Englewood Cliffs, N.J., 1996.
- [36] BAUSCHINGER, J.: *Über die Veränderung der Elastizitätsgrenze und der Festigkeit des Eisens und Stahls durch Strecken, Quetschen, Erwärmen, Abkühlen und durch oftmals wiederholte Belastung*. Technischer Bericht, Mitteilungen des mechanischen technischen Labors der Technischen Hochschule München 13, 1886.
- [37] BELYTSCHKO, T. und T. BLACK: *Elastic Crack Growth in Finite Elements with Minimal Remeshing*. Int. J. Numer. Meth. Engrg., 45(5):6001–6020, 1999.
- [38] BENNET, S.: *Log-Logistic Regression Models for Survival Data*. Applied Statistics, 32(2):165–171, 1983.
- [39] BERGMANN, J. W.: *Zur Betriebsfestigkeit gekerbter Bauteile auf der Grundlage der örtlichen Beanspruchungen*. Doktorarbeit, TU Darmstadt, 1983.
- [40] BERGMANN, J. W. und R. THUMSER: *Synthetische Wöhlerlinien für Eisenwerkstoffe*. Technischer Bericht, Studiengesellschaft Stahlanwendung e.V., 1999.
- [41] BESTE, A.: *Elastisch plastisches Spannungs- Dehnungs- und Anrißverhalten in statisch und zyklisch belasteten Kerbscheiben - Ein Vergleich zwischen experimentellen Ergebnissen und Näherungsrechnungen*. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 1981.
- [42] BLAND, D.: *Elastoplastic Thick-Walled Tubes of Work-Hardening Material Subject to Internal and External Pressures and to Temperature Gradients*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 4:209 – 229, 1956.
- [43] BOLZ, DAVID: *Projektierung, Konstruktion und Inbetriebnahme einer Hochdruck-Hochtemperatur-Anlage zur Züchtung von Halbleiterekristallen (GaN)*. Doktorarbeit, Friedrich Alexander Universität Erlangen-Nürnberg, 2005.
- [44] BOWIE, O. L. und C. E. FREESE: *Elastic Analysis for Radial Crack in a Circular Ring*. 4, 1972. Engng. Fract. Mech.
- [45] BRÜCKNER, H. F.: *A Novel Principle for the Computation of Stress Intensity Factors*. ZAMM, 50:529–546, 1970.

- [46] BREMBERG, D. und G. DHONDT: *Automatic Mixed-Mode Crack Propagation based on a Combined Hexahedral-Tetrahedral Approach*. Key Engineering Materials, 348-349:581–584, 2007.
- [47] BRIDGMAN, P. W.: *The Physics of High Pressure*. London, 1931.
- [48] BRIDGMAN, P. W.: *The physics of high pressure*. International text-books of exact science. G. Bell, London, New impression with supplement Auflage, 1949.
- [49] BROEK, D.: *The Practical Use of Fracture Mechanics*. Kluwer Academic Publishers, Dordrecht, Boston, 1988.
- [50] BROWN, M. W.: *Interfaces between Short, Long and Non-Propagating Cracks*. In: MILLER, K. J. und E. R. DE LOS RIOS (Herausgeber): *The Behavior of Short Fatigue Cracks*, Band 1. MEP Institution Mechanical Engineers, London, 1986.
- [51] BÄUMEL JR., A. und T. SEEGER: *Materials Data for Cyclic Loading, Supplement 1*. Elsevier Science Publishers, Amsterdam, 1990.
- [52] BUNDY, F. P., H. T. HALL, H. M. STRONG und R. H. WENTORF JUN.: *Man-Made Diamonds*. Nature, 176, 1955.
- [53] BURKARDT, J.: *SPLINE - Interpolation and Approximation of Data*, 2007. http://people.scs.fsu.edu/~burkardt/f_src/spline/spline.html.
- [54] BURTON, L., R. CARTER, V. CHAMPAGNE, R. EMERSON, M. AUDINO und E. TROIANO: *Army Target Age Old Problems with New Gun Barrel Materials*. AMMTIAC Quarterly, 8(4):49–56, 2004.
- [55] BUSCHERMÖHLE, H., D. MEMHARDT und M. VORMWALD: *Rißfortschritt an Bauteilen mit Drucküberlasten*. Technischer Bericht, Forschungskuratorium Maschinenbau e, V., 1995.
- [56] CHAKRABARTY, J.: *Theory of Plasticity*. New York, 1987.
- [57] CHEFTEL, J. C.: *Review : High-pressure, microbial inactivation and food preservation / Revision: Alta-presion, inactivacion microbiologica y conservacion de alimentos*. Food Science and Technology International, 1(2-3):75–90, 1995.
- [58] CHEN, P. C. T.: *The Bauschinger and Hardening Effect on Residual Stresses in an Autofrettaged Thick-Walled Cylinder*. Journal of Pressure Vessel Technology, 108:108–112, 1986.
- [59] CHRISTENSEN, R. H.: *Fatigue crack growth affected by metal fragments wedged between opening-closing crack surfaces*. Applied Materials Research, Seiten 207–210, 1963.
- [60] CHUANG, J. H., L. W. TSAY und C. CHEN: *Crack growth behaviour of heat-treated 4140 steel in air and gaseous hydrogen*. International Journal of Fatigue, 20(7):531–536, 1998.
- [61] CLORMANN, U. H. und T. SEEGER: *Rainflow HCM - Ein Verfahren für Betriebsfestigkeitsnachweise auf werkstoffmechanischer Grundlage*. Stahlbau, 55(3):65–71, 1986.
- [62] COLLETT, D.: *Modelling Survival Data in Medical Research, Second Edition*. Chapman & Hall/CRC, 2003.
- [63] DANIEWICZ, S. R., J. A. COLLINS und D. R. HOUSER: *An Elastic-Plastic Analytical Model for Predicting Fatigue Crack Growth in Arbitrary Edge-Cracked Two-Dimensional Geometries with Residual Stress*. International Journal of Fatigue, 16:123–133, 1994.
- [64] DANKERT, M.: *Ermüdungsrißwachstum in Kerben - Ein einheitliches Konzept zur Berechnung von Anriß- und Rißfortschrittslebensdauer*. Doktorarbeit, TH Darmstadt, 1999.
- [65] DAVIDSON, T. E., J. F. THROOP und A. N. REINER: *The role of Fracture Toughness and Residual Stress in the Fatigue and Fracture of Large Thick-Walled Cylinders*. In: *National Conference on Fluid Power, XXVI*, Seiten 102–114, Chicago, 1972.

- [66] DAVIS, F. H. und E. G. ELLISON: *Hydrodynamic Pressure Effects of Viscous Fluid Flow in a Fatigue Crack*. *Fatigue Frac. Engng. Mater. Struct.*, 12:527 – 542, 1989.
- [67] DESJARDINS, J. L., D. J. BURNS und J. C. THOMPSON: *A Weight Function Technique for Estimating Stress Intensity Factors for Cracks in High Pressure Vessels*. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 113:10–21, 1991.
- [68] DEVLIEGHERE, F., L. VERMEIREN und J. DEBEVERE: *New preservation technologies: Possibilities and limitations*. *International Dairy Journal*, 14(4):273–285, 2004.
- [69] DEXTER, R. J., JR S. J. HUDAK und D. L. DAVIDSON: *Modelling and measurement of crack closure and crack growth following overloads and underloads*. *Engineering Fracture Mechanics*, 33(6):855–870, 1989.
- [70] DIEMAR, A.: *Simulation des Einsatzhärtens und Abschätzung der Dauerfestigkeit einsatzgehärteter Bauteile*. Doktorarbeit, Bauhaus-Universität Weimar, 2007.
- [71] DIEMAR, A., K. LINNE, J. W. BERGMANN und M. VORMWALD: *Einsatzhärtens und Autofrettage; Vorhaben Nr. 784; Dauerfestigkeitssteigerung einsatzgehärteter Hochdruckbauteile durch Autofrettage; Abschlußbericht; Heft 783*. Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen e. V. (FVV), Frankfurt, 2004.
- [72] DIEMAR, A., R. THUMSER und J. W. BERGMANN: *Statistischer Größeneinfluss und Bauteilfestigkeit. Eine neue Methode zur Ermittlung von Spannungsintegralen*. *Materialprüfung*, 46:16–21, 2004.
- [73] DONGXING, L. und Z. HUA: *The Analysis of the Strengthening of an Anisotropic Autofrettaged Cylindrical Vessel*. *The International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 57(1):57–64, 1994.
- [74] DOWLING, N.E.: *Local Strain Approach to Fatigue*. *Comprehensive Structural Integrity*, Elsevier, 4:77–94, 2003.
- [75] DÖRING, R.: *Zum Deformations- und Schädigungsverhalten metallischer Werkstoffe unter mehrachsiger nichtproportionalen zyklischen Beanspruchungen*. Doktorarbeit, TU Darmstadt, 2005.
- [76] DU, S.: *Influence of Bauschinger effect on springback in sheet metal stretch bending*. *Beijing Hangkong Hangtian Daxue Xuebao/Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics*, 33(2), 2007.
- [77] DUGDALE, D. S.: *Yielding of Steel Sheets containing slits*. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 8:100–104, 1960.
- [78] ECHTERMAYER, A., H. OSNES, K. RONOLD und B. HAYMAN: *Project Recommended Practice Composite Risers*, 2002.
- [79] ELBER, W.: *Fatigue Crack Closure under Cyclic Tension*. *Engineering Fracture Mechanics*, 2(1):37–44, 1970.
- [80] ENDO, K. und T. OKADA: *Fatigue Strength of White Metal Lining on Steel Plate*. *Bull. Japan Soc. Mech. Engrs.*, 8:540–549, 1965.
- [81] ENDO, K., T. OKADA und T. HARIYA: *Fatigue Crack Propagation in Bearing Metals Lining on Steel Plates in Lubricating Oil*. *Bulletin of JSME*, 15(82):439–445, 1972.
- [82] ENDO, K., T. OKADA, K. KOMAI und M. KIYOTA: *Fatigue Crack Propagation of Steel in Oil*. *Bull. Japan Soc. Mech. Engrs.*, 15:1316–1323, 1972.
- [83] FAUPEL, J. H.: *Yield and Bursting Characteristics of Heavy-Wall Cylinders*. *American Society of Mechanical Engineers*, Seiten 1031 – 1064, 1956.

- [84] FENG, H., B. DONTH und H. MUGHRABI: *Finite-element modelling of low-temperature autofrettage of thick-walled tubes of austenitic stainless steel AISI204L: Part II. Thick walled tube with cross-bore*. Modelling Simul. Mater. Sci. Eng., 6:71–85, 1998.
- [85] FENG, H., H. MUGHRABI und B. DONTH: *Finite-element modelling of low-temperature autofrettage of thick-walled tubes of austenitic stainless steel AISI204L: Part I. Smooth thick walled tubes*. Modelling Simul. Mater. Sci. Eng., 6:51–69, 1998.
- [86] FÜHRING, H.: *Berechnung von elastisch-plastischen Beanspruchungsabläufen in Dugdale- Riss-scheiben mit Rissuferkontakt auf der Grundlage der nichtlinearen Schwingbruchmechanik*. Doktorarbeit, TU Darmstadt, 1977.
- [87] FINNEY, D. J.: *Probit analysis*. University Press, Cambridge, 1971.
- [88] FISK, P. R.: *The Graduation of Income Distributions*. Econometrica, 29(2):171–185, 1961.
- [89] FJELDSTAD, A.: *Modelling of Fatigue Crack Growth at Notches and Other Stress Raisers*. Doktorarbeit, Norwegian University of Science and Technology, 2007.
- [90] FORBES, J., J. L. DESJARDINS, G. GLINKA und D. J. BURNS: *Stress Intensity Factors for Semi-Elliptical Surface Cracks in Weldments*. In: SALAMA, M. M. (Herausgeber): *Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, Seiten 529–536, 1991.
- [91] FRANKLIN, G. J. und J. L. M. MORRISON: *Autofrettage of Cylinders: Prediction of Pressure/External Expansion Curves and Calculation of Residual Stresses*. Proc. Instn. Mech. Engrs., 174:947 – 974, 1960.
- [92] FROST, N. E.: *A Relation between the Critical Alternating Propagation Stress and Crack Length for Mild Steels*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, 173:811–827, 1959.
- [93] FÖRST, P.: *In-situ Untersuchungen der Viskosität fluider, komprimierter Lebensmittel-Modellsysteme*. Doktorarbeit, Technische Universität München, 2001.
- [94] FUHLROTT, ANDREA: *Grundlagen der Extended Finite Element Method (X-FEM)*. Studienarbeit, Bauhaus-Universität Weimar, 2004.
- [95] FULLAND, M.: *Risssimulationen in dreidimensionalen Strukturen mit automatischer adaptiver Finite-Elemente-Netzgenerierung*. Doktorarbeit, Universität Paderborn, 2003.
- [96] GALVIN, G. und H. NYLOR: *Effect of Lubricants on the Fatigue of Steel and Other Metals*. Proc. Mech. Engrs., 179:857–874, 1964.
- [97] GAO, H. und J. RICE: *Somewhat circular tensile cracks*. International Journal of Fracture, 33(3):155–174, 1987.
- [98] GAUSS, C. F.: *Theoria combinationis observationum erroribus minimis obnoxiae*. 1821.
- [99] GHORBANPOUR, A., A. LOGHMAN, H. KHADENIZADEH und M. MORADI: *The Bauschinger and Hardening Effect on Residual Stresses in Thick-Walled Cylinders of SUS304*. Transactions of the CSME, 26:367–372, 2003.
- [100] GHORBANPOUR, A., A. LONGMAN, H. KHADEMIZADEH und M. MORADI: *The Overstrain of Thick-Walled Cylinders Considering the Bauschinger Effect Factor (BEF)*. KSME International Journal, 17(4):477–483, 2003.
- [101] GIESSEL, M.: *Auswirkung von Autofrettagedrücken auf die Lebensdauer von Common Rails*. Diplomarbeit, Fachhochschule Bielefeld, 2007.
- [102] GLINKA, G., S. DHARMAVASSAN und W. D. DOVER: *An Analysis of the Effect of Residual Stresses on the Initiation and Fatigue Crack Growth in Tubular Welded Joints*. In: *Steel in marine structures, proceedings of the 3. International ECSC Offshore Conference on Steel in Marine Structures (SIMS '87)*, Seiten 501–512, 1987.

- [103] GLINKA, G. und W. REINHARDT: *Weight Functions and Stress Intensity Factors for Embedded Cracks Subjected to Arbitrary Mode I Stress Fields*. In: MARQUIS, G. und J. SOLIN (Herausgeber): *Fatigue Design 98*, Seiten 183–194, 1998.
- [104] GLODEZ, S., R. POTOCNIK, J. FLASKER und B. ZAFOSNIK: *Numerical Modelling of Crack Path in the Lubricated Rolling-Sliding Contact Problems*. *Engineering Fracture Mechanics*, 75(3-4):880–891, 2008.
- [105] GRAGES, H.: *Beitrag zur Verformungsanalyse von Verbundträgern*. Doktorarbeit, TU Darmstadt, 2007.
- [106] GÄRDIN, M.: *Reliable Pressure System Fatigue for HP Food Processing at Pressures above 400 MPa*. In: *High Pressure Technology - 1999*, Band 384, Seiten 139 – 143. ASME, 1999.
- [107] GREULING, S.: *Dauerfestigkeitsberechnung autofrettierter innendruckbelasteter Bauteile mit Bohrungskreuzungen unter Berücksichtigung stehen bleibender Risse*. Doktorarbeit, TU Darmstadt, 2005.
- [108] GREULING, S.: *Private Mitteilung*, 2007.
- [109] GROOS, GEORG, B. GLASER, F. RAUE und S. KAISER: *Integrity Evaluation of New Designed T-Pieces for LDPE-Reactors*. 406:41–44, 2000.
- [110] HACHI, B., S. RECHAK, Y. BELKACEMI und G. MAURICE: *Modelling of elliptical cracks in an infinite body and in a pressurized cylinder by a hybrid weight function approach*. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 82(12):917–924, 2005.
- [111] HACHI, B., S. RECHAK, M. HABOUSSI, M. TAGHITE und G. MAURICE: *Computation of stress intensity factor in cracked plates under bending in static and fatigue by a hybrid method*. *International Journal of Fatigue*, 29(9-11):1904–1912, 2007.
- [112] HAGEDORN, M., U. LECHTENFELD und A. ZAREMBA: *Präzisionsrohre für Hochdruck-Dieseleinspritzleitungen*. *MTZ*, 69(03):200–205, 2008.
- [113] HAHN, F.: *Untersuchung des zyklisch plastischen Werkstoffverhaltens unter umformnahen Bedingungen*. Doktorarbeit, TU Chemnitz, 2003.
- [114] HAIBACH, E.: *Betriebsfestigkeit, Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*. VDI-Buch. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 3. Auflage, 2006.
- [115] HARTER, JAMES A.: *AFGROW users guide an Technical Manual - AFGROW for Windows 2K/XP, Version 4.0011.14*. Technischer Bericht, Air Force Research Laboratory, 2006. <http://www.siresearch.info/projects/afgrow/index.php>.
- [116] HÜCK, M.: *Manuskript zur Vorlesungsreihe Statistik im Ingenieurwesen*. Technischer Bericht, TU Clausthal, Institut für Hüttenmaschinen und maschinelle Anlagentechnik, 1991.
- [117] HÜCK, M.: *Auswertung von Stichproben normalverteilter, quantitativer Merkmalsgrößen*. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 25(1):20–29, 1994.
- [118] HELLWIG, G.: *Die Rißzähigkeit von Vergütungsstählen*. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 5(1):29–34, 1974.
- [119] HERZ, E.: *Private Mitteilung*, 2007.
- [120] HERZ, E., R. THUMSER, M. VORMWALD und J. W. BERGMANN: *Endurance Limit Design of High Pressure Diesel Injection Pipes for Low Failure Probability*. In: CETIM (Herausgeber): *Fatigue Design 2005*, 2005.
- [121] HERZ, E., R. THUMSER, M. VORMWALD und J. W. BERGMANN: *Endurance limit of autofretted Diesel-engine injection tubes with defects*. *Engineering Fracture Mechanics*, 73(1):3–21, 2005.

- [122] HEULER, P. und T. SEEGER: *A Criterion for Omission of Variable Amplitude Loading Histories*. International Journal of Fatigue, 8(4):225–230, 1986.
- [123] HEULER, P. AND SEEGER, T.: *FLEP – Rechenprogramm zur Anrißlebensdauervorhersage für gekerbte und ungekerbte Bauteile unter betriebsähnlicher Belastung Programmdokumentation und Benutzerhinweise*, 1984.
- [124] HILL, RODNEY: *The mathematical theory of plasticity*. Oxford engineering science series. Clarendon Press, Oxford,, 1950.
- [125] HÄNEL, B., E. HAIBACH, T. SEEGER, G. WIRTHGEN und H. ZENNER: *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile, 5. Auflage*. Forschungskuratorium Maschinenbau, VDMA Verlag, 5. Auflage Auflage, 2003.
- [126] HOFFMANN, K.-H., K. HUMMEL und T. MADERSTEIN: *Das Common-Rail-Einspritzsystem - Ein neues Kapitel der Dieseleinspritztechnologie*. MTZ, 69(12), 1997.
- [127] HOFFMEYER, J.: *Anrisslebensdauervorhersage bei mehrachsiger Beanspruchung auf Basis des Kurzrissskonzeptes*. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2005.
- [128] HOOGSTRATE, A. M., T. SUSUZLU und B. KARPUSCHEWSKI: *High Performance Cutting with Abrasive Waterjets beyond 400 MPa*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, 55(1):339–342, 2006.
- [129] HUDSON, C. M. und S. K. SEWARD: *A compendium of sources of fracture toughness and fatigue-crack growth data for metallic alloys*. International Journal of Fracture, 14(4), 1978.
- [130] HUDSON, C. M. und S. K. SEWARD: *A compendium of sources of fracture toughness and fatigue crack growth data for metallic alloys - Part II*. International Journal of Fracture, 20(3), 1982.
- [131] HUDSON, C. M. und S. K. SEWARD: *A compendium of sources of fracture toughness and fatigue crack growth data for metallic alloys - Part III*. International Journal of Fracture, 39(4), 1989.
- [132] IBRAHIM, F. K., J. C. THOMPSON und T. H. TOPPER: *A study of the effect of mechanical variables on fatigue crack closure and propagation*. International Journal of Fatigue, 8(3):135–142, 1986.
- [133] IREMONGER, M. J. und G. S. KALSİ: *A Numerical Study of Swage Autofrettage*. Journal of Pressure Vessel Technology, 125(3):347–351, 2003.
- [134] IRWIN, D. R.: *Crack-Extension Force for a Part-Through Crack in a Plate*. Journal of Applied Mechanics, Seiten 651–654, 1962.
- [135] JACOB, L.: *Résistance et construction des bouches à feu*, Band 1. 1909. Memorial de L'artillerie Nacale.
- [136] JAHED, H. und R. N. DUBEY: *Axisymmetric Method of Elastic-Plastic Analysis Capable of Predicting Residual Stress Field*. Journal of Pressure Vessel Technology, 119:264–273, 1997.
- [137] JAHED, H., B. FARSHI und M. HOSSEINI: *Fatigue life prediction of autofrettage tubes using actual material behaviour*. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 83(10):749–755, 2006.
- [138] JAHED, H., B. FARSHI und M. HOSSEINI: *The actual unloading behavior effect on thermo-mechanical stress intensity factor and life of autofrettage tubes*. International Journal of Fatigue, 29(2):360–369, 2007.
- [139] JAHED, H., B. FARSHI und M. KARIMI: *Optimum Autofrettage and Shrink-Fit Combination in Multi-Layer Cylinders*. Journal of Pressure Vessel Technology, 128(2):196–200, 2006.

- [140] JAHED, H., R. SETHURAMAN und R. N. DUBEY: *A Variable Material Property Approach for Solving Elastic-Plastic Problems*. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 71:285–291, 1997.
- [141] JOHNSON, N. L., A. W. KEMP und S. KOTZ: *Univariate Discrete Distributions*. Wiley, Hoboken, NJ, 3. Auflage, 2005.
- [142] KAM, J. C. K. und M. BIRKINSHAW: *Reliability-Based Fatigue and Fracture Mechanics Assessment Methodology for Offshore Structural Components*. International Journal of Fatigue, 16(3):183–192, 1994.
- [143] KARGARNOVIN, M.H., R.A. ZAREI und H. DARIJANI: *Wall Thickness Optimization of Thick-Walled Spherical Vessel Using Thermo-Elasto-Plastic Concept*. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 82:379–385, 2005.
- [144] KENDALL, D. P.: *A Simple Fracture Mechanics - Based Method for Fatigue Life Prediction in Thick-Walled Cylinders*. Journal of Pressure Vessel Technology, 108:490 – 494, 1986.
- [145] KENDALL, D. P.: *A Short History of High Pressure Technology From Bridgman to Division 3*. Journal of Pressure Vessel Technology, 122(3):229–233, 2000.
- [146] KHATTAB, M. A. A., D. J. BURNS, R. J. PICK und J. C. THOMPSON: *An Integral Technique to Evaluate Opening Mode Stress Intensity Factors for Embedded Planar Cracks of Arbitrary Shape*. Transactions of the Canadian Society of Mechanical Engineers, 9, 1985.
- [147] KHATTAB, M. A. A., D. J. BURNS, R. J. PICK und J. C. THOMPSON: *Opening Mode Stress Intensity Factors For Embedded Rectangular and Irregular Planar Defects*. Journal of Pressure Vessel Technology, 108:41–49, 1986.
- [148] KICIAK, A., D. J. BURNS und G. GLINKA: *Calculation Of Stress Intensity Factors For Cracks In Thick-Walled Cylinders Using Weight Functions*. In: *High Pressure Technology*, Band PVP-Vol. 384, Seiten 71 – 81. ASME, 1999.
- [149] KICIAK, A., D. J. BURNS und G. GLINKA: *Weight Functions For External Radial-Longitudinal Surface Semi-Elliptical Cracks In Thick-Walled Cylinders With Various Diameter Ratios*. In: *High Pressure Technology*, Band PVP-Vol. 384, Seiten 127 – 137. ASME, 1999.
- [150] KICIAK, A., G. GLINKA und D. J. BURNS: *Residual Stress Effekt on Fatigue Crack Growth in Thick Wall Cylinders*. In: ASME (Herausgeber): *High Pressure Technology*, Band PVP-Vol. 297, Seiten 47 – 57. 1995.
- [151] KICIAK, A., G. GLINKA und D. J. BURNS: *Effects of mouth closure and fluid entrapment on fatigue crack propagation in thick-walled autofrettaged cylinders*. American Society of Mechanical Engineers, Pressure Vessels and Piping Division (Publication) PVP, 418:19–26, 2001.
- [152] KITAGAWA, H. und S. TAKAHASHI: *Applicability of Fracture Mechanics to Very Small Cracks or the Behaviour in the Early Stages*. In: *Proceedings of Second International Conference on Mechanical Behavior of Materials, Boston, MA, 1976*, 1976.
- [153] KLEEMANN, U. und H. ZENNER: *Bauteiloberfläche und Schwingfestigkeit - Untersuchungen zum Einfluss der Randschicht auf die Dauerschwingfestigkeit von Bauteilen aus Stahl*. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, 37(5):349–373, 2006.
- [154] KNORR, D.: *High Pressure Processing for Preservation, Modification and Transformation of Foods*. High Pressure Research, 22(3):595 – 599, 2002.
- [155] KOH, S. K.: *Fatigue Analysis of Autofrettaged Pressure Vessels with Radial Holes*. International Journal of Fatigue, 22(8):717–726, 1999.

- [156] KONDO, Y., C. SAKAE, M. KUBOTA und S. NAGAMATSU: *Fatigue strength of small-notched specimens under variable amplitude loading within the fatigue limit diagram*. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, 30(4):301–310, 2007.
- [157] KOTTE, K. L. und K. G. EULITZ: *Datensammlung Betriebsfestigkeit - Zuverlässigkeit von Lebensdauerabschätzungen*. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, 34(9):836–842, 2003.
- [158] KRASOWSKY, A. J., I. V. ORYNYAK und A. YU. GIENKO: *Approximate Closed form Weight Function for an Elliptical Crack in an Infinite Body*. International Journal of Fracture, 99(1 - 2):117–130, 1999.
- [159] KURIHARA, M., A. KATO und M. KAWAHARA: *Current research of fatigue*. The Japanese Society of Material Science, MRS, 1:217–233, 1985.
- [160] KURIHARA, M., A. KATO und M. KAWAHARA: *Analysis of Fatigue Crack Growth Rates Under a Wide Range of Stress Ratios*. Journal of Pressure Vessel Technology, 108, 1986.
- [161] LAMÉ, G. und B. P. E. CLAPEYRON: *Mémoire sur l'équilibre intérieur des corps solides homogènes*. Mém. prés. par. div. Savants, t. 4, 4:463, 1833.
- [162] LAWSON, L., E. Y. CHEN und M. MESHII: *Near-Threshold Fatigue: A Review*. International Journal of Fatigue, 21:S15–S34, 1999.
- [163] LAZZARIN, P. und P. LIVIERI: *Different solutions for stress and strain fields in autofrettaged thick-walled cylinders*. The International Journal of Pressure Vessels and Piping, 71(3), 1997.
- [164] LECHMANN, M.: *Entwicklung eines schwingbruchmechanischen Auslegungskonzeptes für innen-druckbeanspruchte Bauteile mit ausgeprägten Druckeigenspannungsfeldern*. Doktorarbeit, Universität Stuttgart, 2007.
- [165] LECHMANN, M., E. ROOS, M.B. HÖCHST und A. SCHEFFOLD: *Kennwerte zur Schwingbruchmechanischen Auslegung von Bauteilen mit ausgeprägten Druckeigenspannungsfeldern*. In: *DVM Tag 2006: Werkstoffkennwerte: Basis für Bauteilauslegung und Simulation*, 2006.
- [166] LEMAITRE, J. und J.-L. CHABOCHE: *Mechanics of Solid Materials*. Cambridge University Press, Cambridge [u.a.], 1990.
- [167] LIN, X. und R. SMITH: *Stress Intensity Factors for Semi-Elliptical Internal Surface Cracks in Autofrettaged Thick-Walled Cylinders*. The Journal of Strain Analysis for Engineering Design, 32(5):351–363, 1997.
- [168] LIN, X. und R. SMITH: *Direct Simulation of Fatigue Crack Growth for Arbitrary-Shaped Defects in Pressure Vessels*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science, 213(2):175–189, 1998.
- [169] LIN, X. B.: *Numerical Simulation of Fatigue Crack Growth*. Doktorarbeit, The University of Sheffield, UK, 1994.
- [170] LINNE, K.: *Untersuchungen des Anriss- und Rissfortschrittverhaltens von Bauteilen aus Gradientenwerkstoffen nach statistischen Überlasten*. Doktorarbeit, TU Darmstadt, 2007.
- [171] LIU, J. Z. und X. R. WU: *Simulation of Fatigue Growth for Arbitrary Shaped Cracks*. In: BLOOM, A. F. (Herausgeber): *Fatigue 2002, Proceedings of the Eighth International Fatigue Conference held 3-7 June 2002 Stockholm, Sweden*, Band 2, Seiten 1413–1420, 2002.
- [172] LIVIERI, P. und P. LAZZARIN: *Autofrettaged Cylindrical Vessels and Bauschinger Effect: An Analytical Frame for Evaluating Residual Stress Distributions*. Journal of Pressure Vessel Technology, 124(1):38–46, 2002.

- [173] LIVIERI, P., F. SEGALA und O. ASCENZI: *Analytic evaluation of the difference between Oore-Burns and Irwin stress intensity factor for elliptical cracks*. Acta Mechanica, 176(1):95–105, 2005.
- [174] MA, C. C., J. I. HUANG und C. H. TSAI: *Weight Functions and Stress Intensity Factors for Axial Cracks in Hollow Cylinders*. Journal of Pressure Vessel Technology, 116(4):423–430, 1994.
- [175] MACKERLE, J.: *Finite Elements in the Analysis of Pressure Vessels and Piping, an Addendum (1996-1998)*. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 76(7):461–485, 1999.
- [176] MACKERLE, J.: *Finite Elements in the Analysis of Pressure Vessels and Piping, an Addendum: A Bibliography (1998-2001)*. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 79(1):1–26, 2002.
- [177] MACKERLE, J.: *Finite Elements in the Analysis of Pressure Vessels and Piping, an Addendum: A Bibliography (2001-2004)*. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 82(7):571–592, 2005.
- [178] MACKERLE, JAROSLAV: *Finite Elements in the Analysis of Pressure Vessels and Piping – A Bibliography (1976-1996)*. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 69(3):279–339, 1996.
- [179] MAHENDRA BABU, N. C., T. JAGADISH, K. RAMACHANDRA und S. N. SRIDHARA: *A Simplified 3-D Finite Element Simulation of Cold Expansion of a Circular Hole to Capture Through Thickness Variation of Residual Stresses*. Engineering Failure Analysis, 15(4):339–348, 2008.
- [180] MAKABE, C., A. PURNOWIDODO und A. J. MCEVILY: *Effects of surface deformation and crack closure on fatigue crack propagation after overloading and underloading*. International Journal of Fatigue, 26(12):1341–1348, 2004.
- [181] MARCI, G., D. E. CASTRO, V. BACHMANN und K. HARTMANN: *Ermüdungsschwellwert: Materialeigenschaft und Auslegungsparameter*. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, 21(1):6–15, 1990.
- [182] MARCI, G., K. HARTMANN und V. BACHMANN: *Experimentelle Bestimmung des Delta Keff für Ermüdungsrißfortschritt*. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, 21(4):174–184, 1990.
- [183] MARQUIS, G. und D. SOCIE: *Crack Propagation under Cyclic Hydraulic Pressure Loading*. International Journal of Fatigue, 19(7):543–550, 1997.
- [184] MASING, G.: *Eigenstressungen und Verformungen bei Messing*. Proceedings of the 2nd International Congress of Applied Mechanics. 1926.
- [185] MATSUISKI, M. und K. ENDO: *Fatigue of Metals Subjected to Varying Stress*. Japan Soc. Mech. Engrg., 1969.
- [186] MCCLUNG, R. C. und H. SEHITOGLU: *Closure Behavior of Small Cracks Under High Strain Fatigue Histories*. In: NEWMAN JR, J. C. und W. ELBER (Herausgeber): *Mechanics of Fatigue Crack Closure*, Band STP 982, Seiten 279–299. ASTM, 1988.
- [187] MCMASTER, FRASER J. und DAVID J. SMITH: *Effect of Load Excursions and Specimen Thickness on Crack Closure Measurement*. In: MCCLUNG, R. C. und J. C. NEWMANN JR. (Herausgeber): *Advances in Fatigue Crack Closure Measurement and Analysis: Second Volume*, Band STP 1343, Seiten 246–264. ASTM, Philadelphia, 1999.
- [188] MONTENEGRO, H. L., A. CISILINO und J. L. OTEGUI: *A Weight Function Methodology for the Assessment of Embedded and Surface Irregular Plane Cracks*. Engineering Fracture Mechanics, 73(17):2662–2684, 2006.

- [189] MONTENEGRO, H. L., A. P. CISILINO und J. L. OTEGUI: *A Weight Function Method for the Assessment of Partially Closed Three-Dimensional Plane Cracks*. Engineering Fracture Mechanics, 75(15):4486–4500, 2008.
- [190] MOTE, J. D., LARRY K. W. CHING, R. E. KNIGHT, R. J. FAY und MICHAEL A. KAPLAN: *Explosive Autofrettage of Cannon Barrels*. Technischer Bericht, 1971. AMMRC CR 70-25.
- [191] MUGHRABI, H., B. DONTN und H. FENG: *Optimal Residual Stresses Introduced in Thick-Walled Tubes by Low Temperature Autofrettage: Enhancement of Fatigue Resistance Against Internal Pressure*. In: *The 5th International Conference of Residual Stresses*, Seiten 1084–1089, 1997.
- [192] MUGHRABI, H., B. DONTN und G. VETTER: *Low-Temperature Autofrettage: An Improved Technique to Enhance the Fatigue Resistance of Thick Walled Tubes Against Pulsating Internal Pressure*. Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct., 20:595–604, 1997.
- [193] NELDER, J. A. und R. A. MEAD: *Simplex Method for Function Minimization*. Computer Journal, 7:308–313, 1965.
- [194] NEWMAN JR., J. C.: *A crack-closure model for predicting fatigue-crack growth under aircraft spectrum loading*. Technischer Bericht, Langley Research Center, 1981.
- [195] NEWMAN JR., J. C.: *A crack opening stress equation for fatigue crack growth*. International Journal of Fracture, 24(4):R131–R135, 1984.
- [196] OORE, M.: *Three-Dimensional Crack Growth Analysis in Isotropic and Non-Isotropic Materials*. Canadian Aeronautics and Space Journal, 45(4):369–378, 1999.
- [197] OORE, M. und D. J. BURNS: *Estimation of Stress Intensity Factors for Embedded Irregular Cracks Subjected to Arbitrary Normal Stress Fields*. Journal of Pressure Vessel Technology, 102:202–211, 1980.
- [198] OORE, M. und D. J. BURNS: *Estimation of Stress Intensity Factors for Embedded Irregular Cracks Subjected to Arbitrary Normal Stress Fields*. In: *4th International Conf. On Pressure Vessel Technology*, Band 1, Materials, Fatigue and Fracture, Seiten 139–147, 1980.
- [199] ORYNYAK, I., M. BORODII und A. KRASOVSKII: *Construction of a weight function for partly elliptical normal ruptures*. Strength of Materials, 26(4):289–293, 1994.
- [200] ORYNYAK, I. V. und M. V. BORODII: *Engineering method of constructing a weight function for plane normal-separation cracks in three-dimensional bodies*. Strength of Materials, 24(10), 1992.
- [201] ORYNYAK, I. V., M. V. BORODII und V. M. TOROV: *Approximate Construction of Weight Function for Quarter-Elliptical, Semi-Elliptical and Elliptical Cracks Subjected to Normal Stresses*. Engineering Fracture Mechanics, 49(1):143–151, 1994.
- [202] ORYNYAK, I. V., M. V. BORODII und V. M. TOROV: *Weighting-function construction for an elliptical normal-detachment crack in an unbounded body*. Strength of Materials, 25(5):363–369, 1993.
- [203] ORYNYAK, I. V. und A. Y. GIENKO: *Mode-I Elliptical Crack in an Infinite Elastic Body. Part 1. Crack-Face Displacement for the Polynomial Law of Loading*. Strength of Materials, 34(1):12–26, 2002.
- [204] OTEGUI, J. L., H. LOPEZ MONTENEGRO und A. A. MARQUEZ: *Numerical life estimation after fatigue failure of a complex component*. Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures, 28(6):547–556, 2005.
- [205] PARIS, P. C. und F. ERDOGAN: *A Critical Analysis of Crack Propagation Laws*. Journal of Basic Engineering, 85:528–534, 1960.

- [206] PARK, J.H., C. KIM und J.C. CHOI: *An integrate CAD/CAM System for CNG Pressure Vessels Manufactured by Deep Drawing and Ironing Operation*. KSME International Journal, 18(6):904–914, 2004.
- [207] PARKER, A. P.: *The Mechanics of Fracture and Fatigue*. E. & F. N. Spon Ltd., London & New York, 1981.
- [208] PARKER, A. P.: *Autofrettage of Open End Tubes (1) - Overview, Pressure Calculation and Stress Profiles*. In: ASME (Herausgeber): *High Pressure Technology - 2000*, Band 406, Seiten 1 – 5. 2000.
- [209] PARKER, A. P.: *Autofrettage of Open End Tubes (2) - Bore Hoop Stresses, Code Comparison and Design Recommendations*. In: ASME (Herausgeber): *High Pressure Technology - 2000*, Band 406. 2000.
- [210] PARKER, A. P.: *A Re-Autofrettage Procedure for Mitigation of Bauschinger Effect in Thick Cylinders*. Journal of Pressure Vessel Technology, 126(4):451–454, 2004.
- [211] PARKER, A. P. und D. P. KENDALL: *Residual Stresses and Lifetimes of Tubes Subjected to Shrink Fit Prior to Autofrettage*. Journal of Pressure Vessel Technology, 125(3):282–286, 2003.
- [212] PARKER, A. P., G. P. O' HARA und J. H. UNDERWOOD: *Hydraulic Versus Swage Autofrettage and Implications of the Bauschinger Effect*. Journal of Pressure Vessel Technology, 125(3):309–314, 2003.
- [213] PARKER, A. P. und J. H. UNDERWOOD: *Stress Concentration, Stress Intensity, and Fatigue Crack Growth Along Evacuators of Pressurized, Autofrettaged Tubes*, 1994.
- [214] PARKER, A. P. und J. H. UNDERWOOD: *Stress Intensity, Stress Concentration and Fatigue Crack Growth along Evacuator Holes of Pressurized, Autofrettaged Tubes*. Journal of Pressure Vessel Technology, 118:336–343, 1996.
- [215] PARKER, A. P., J. H. UNDERWOOD und D. P. KENDALL: *Bauschinger Effect Design Procedures for Autofrettaged Tubes Including Material Removal and Sachs' Method*. Journal of Pressure Vessel Technology, 121:430–437, 1999.
- [216] PARKER, A. P., J. H. UNDERWOOD und D. P. KENDALL: *Bauschinger Effect Design Procedures for Autofrettaged Tubes Including Material Removal and Sachs' Method*, 1999.
- [217] PARKER, A. P., J. H. UNDERWOOD, J. F. THROOP und C. P. ANDRASIC: *Stress Intensity and Fatigue Crack Growth in a Pressurized, Autofrettaged Cylinder*. In: LEVIS, J. C. und .G SINES (Herausgeber): *Fracture Mechanics: Fourteenth Symposium. Volume I: Theory and Analysis*, Band STP 791, Seiten 216–237. ASTM, 1983.
- [218] PAVIER, M. J., C. G. C. POUSSARD und D. J. SMITH: *Effect of residual stress around cold worked holes on fracture under superimposed mechanical load*. Engineering Fracture Mechanics, 63(6):751–773, 1999.
- [219] PERL, M.: *The Change in Overstrain Level Resulting from Machining of an Autofrettaged Thick-Walled Cylinder*. Journal of Pressure Vessel Technology, 122:9–14, 2000.
- [220] PERL, M., C. LEVY und V. RALLABHANDY: *The Influence of the Bauschinger Effect on 3D Stress Intensity Factors for Internal Radial Cracks in a Fully or Partially Autofrettaged Gun Barrel*. Journal of Pressure Vessel Technology, 128(2):233–239, 2006.
- [221] PERL, M. und B. OSTRACH: *The Effect of Autofrettage on Uniform Arrays of Three-Dimensional Unequal-Depth Cracks in a Thick-Walled Cylindrical Vessel*. Journal of Pressure Vessel Technology, Transactions of the ASME, 127(4):423–429, 2005.
- [222] PERRY, J. und J. ABOUDI: *Elasto-Plastic Stresses in Thick Walled Cylinders*. Journal of Pressure Vessel Technology, 125:248–252, 2003.

- [223] PERRY, J., M. PERL, R. SHNECK und S. HAROUSH: *The Influence of the Bauschinger Effect on the Yield Stress, Young's Modulus, and Poisson's Ratio of a Gun Barrel Steel*. Journal of Pressure Vessel Technology, 128(2):179–184, 2006.
- [224] PETERS, A. und W. PÜTZ: *Der neue Vierzylinder-Dieselmotor OM611 mit Common-Rail-Einspritzung - Verbrennung und Motormanagement*. MTZ, 69(12), 1997.
- [225] PLAPPERT, S.: *Zur Steigerung der Dauerfestigkeit dickwandiger, quergebohrter Rohre durch Autofrettage*. Doktorarbeit, Universität Erlangen-Nürnberg, 2001.
- [226] PLÖLZL, M.: *Fatigue Behaviour of Thick Walled Tubes under Consideration of Autofrettage*. In: *2nd Fatigue Symposium Leoben*. Leoben, 2008.
- [227] POTTHOFF SEWING, C.: *Common-Rail-Verteilerleite aus nahtlosem Präzisionsstahlrohr für Drücke über 1800 bar*. MTZ, 64(10):876–878, 2003.
- [228] RADAJ, D. und M. VORMWALD: *Ermüdungsfestigkeit - Grundlagen für Ingenieure*. Springer, 2007.
- [229] RAVICHANDRAN, K. S. und X. D. LI: *Fracture Mechanical Character of Small Cracks in Polycrystalline Materials: Concept and Numerical K Calculations*. Acta mater., 48:525–540, 2000.
- [230] REES, D. W. A.: *The Fatigue of Thick-Walled Autofrettaged Cylinders with Closed Ends*. Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct., 16(1):51–68, 1991.
- [231] RICE, J. R.: *Some Remarks on Elastic Crack-Tip Stress Fields*. International Journal Solid of Structures, 8:751–758, 1972.
- [232] RICHTER, C.: *Ein einheitliches Konzept der elastisch-plastischen Schwingbruchmechanik zur Beschreibung des Rissfortschrittes in Eigenspannungsfeldern - Lebensdauerberechnungen festgewalzter Bauteile*. Doktorarbeit, TU Darmstadt, 2001.
- [233] RICHTER, C., R. SCHAAL, C. BERGER und T. SEEGER: *Bruchmechanik und Festwalzen - Berechnung der Schwingfestigkeit festgewalzter Bauteile; Vorhaben Nr. 684; Heft 705-1*. Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen e.V. (FVV), Frankfurt, 2001.
- [234] RIPLING, E., J. MULHERIN und P. CROSLLEY: *Crack Arrest Toughness of Two High Strength Steels (AISI 4140 and AISI 4340)*. Metallurgical and Materials Transactions A, 13(4):657–664, 1982.
- [235] RITCHIE, R. O.: *Near-Threshold Fatigue-Crack Propagation in Steels*. Int. Metals Rev., 5-6:205–230, 1979.
- [236] ROMEIRO, F. F. J., C. A. DOMINGOS und M. J. M. DE FREITAS: *Measurement of fatigue crack closure for negative stress ratio*. In: *ASTM Special Technical Publication, Proceedings of the 1997 2nd Symposium on Advances in Fatigue Crack Closure Measurement and Analysis*, Seiten 321–336, San Diego, CA, USA, 1999. ASTM.
- [237] ROSSOW, E.: *Eine einfache Rechenschiebernäherung an die normal scores entsprechenden Prozentpunkten*. Zeitschrift für wirtschaftliche Fertigung, 59:596–597, 1964.
- [238] SADANANDA, K., R. L. HOLTZ und A. K. VASUDEVAN: *Non-Propagating Fatigue Cracks*. Fatigue 2002. 2002.
- [239] SADANANDA, K. und A. K. VASUDEVAN: *Crack Tip Driving Forces and Crack Growth Representation under Fatigue*. International Journal of Fatigue, 26(1):39–47, 2004.
- [240] SALZAR, R. S.: *Influence of Autofrettage on Metal Matrix Composite Reinforced Gun Barrels*. Composites Part B: Engineering, 30:841–847, 1999.

- [241] SAVAIDIS, A.: *Finite-Element Untersuchungen und Entwicklung eines Näherungsverfahrens zur Beschreibung mehrachsiger elastisch-plastischer Kербbeanspruchungen bei synchroner nichtproportionaler zyklischer Belastung*, 1994.
- [242] SAVAIDIS, G.: *Berechnung der Bauteilanrißlebensdauer bei mehrachsigen proportionalen Beanspruchungen*, 1995.
- [243] SAVAIDIS, G., M. DANKERT und T. SEEGER: *An Analytical Procedure for Predicting Opening Loads of Cracks at Notches*. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures*, 18(12):1511–1512, 1995.
- [244] SAVAIDIS, G., A. SAVAIDIS, O. HERTEL und M. VORMWALD: *A unified fatigue life calculation model for notched components based on elastic-plastic fracture mechanics*. *Key Engineering Materials*, 348-349:525–528, 2007.
- [245] SCHEDELMAIER, J. und M. PÖLZL: *Developments on optimized autofrettage of high pressure components for waterjet cutting pumps*. Seiten 23–32, 2004.
- [246] SCHIJVE, J.: *Fatigue Crack Closure: Observations and Technical Significance*. In: NEWMAN JR, J. C. und W. ELBER (Herausgeber): *Mechanics of Fatigue Crack Closure*, Band STP 982, Seiten 5–34. ASTM, 1988.
- [247] SCHÖLLMANN, M., M. FULLAND und H. A. RICHARD: *Development of a New Software for Adaptive Crack Growth Simulations in 3D Structures*. *Engineering Fracture Mechanics*, 70(2):249–268, 2003.
- [248] SCHÖN, M.: *Eigenspannungs- und Dauerfestigkeitsberechnungen autofrettierter innendruckbeanspruchter Bauteile*. Doktorarbeit, TH Darmstadt, 1995.
- [249] SCHWAIGERER, SIEGFRIED und GERD MÜHLENBECK: *Festigkeitsberechnung im Dampfkessel-, Behälter- und Rohrleitungsbau*. 1997.
- [250] SEEGER, T.: *Stahlbauhandbuch für Studium und Praxis, Band 1, Teil B*. 1996.
- [251] SEEGER, T., S. GREULING und J. W. BERGMANN: *Autofrettage II: Vorhaben Nr. 671; Dauerfestigkeitssteigerung durch Autofrettage II; Abschlußbericht; Heft 704*. Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen e. V. (FVV), Frankfurt, 2001.
- [252] SEEGER, T. und P. HEULER: *Generalized Application of Neuber's Rule*. *Journal of Testing and Evaluation*, 8(4):199–204, 1980.
- [253] SEEGER, T. und P. HEULER: *Ermittlung und Bewertung örtlicher Beanspruchungen zur Lebensdauerabschätzung schwingbelasteter Bauteile*. In: D. MUNZ (Herausgeber): *Ermüdungsverhalten metallischer Werkstoffe*. Deutsche Gesellschaft für Metallkunde, Oberursel, 1985.
- [254] SEEGER, T., M. SCHÖN, J. W. BERGMANN und M. VORMWALD: *Autofrettage I: Vorhaben Nr. 478; Dauerfestigkeitssteigerung durch Autofrettage; Abschlußbericht; Forschungsberichte Verbrennungskraftmaschinen, Heft 550*. Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen e. V. (FVV), Frankfurt, 1993.
- [255] SEGALL, A. E., C. TRICOU, M. EVAANKO und J.C. CONWAY JR.: *Localized Autofrettage as a Design Tool for the Fatigue Improvement of Cross-Bored Cylinders*. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 120:393–397, 1998.
- [256] SHEN, G. und G. GLINKA: *Stress Intensity Factors for Internal Edge and Semi-Elliptical Cracks in Hollow Cylinders*. In: KHARE, A. (Herausgeber): *High Pressure - Codes, Analysis and Applications*, Band PVP-Vol. 263, Seiten 73–79. ASME, 1993.
- [257] SHEPARD, D.: *Two-dimensional interpolation function for irregularly-spaced data*. Proc 23rd Nat Conf, Seiten 517–524, 1968.

- [258] SHEWCHUK, J.: *Triangle, A Two -Dimensional Quality Mesh Generator and Delaunay Triangulator*, 2007. <http://www.cs.cmu.edu/~quake/triangle.html>.
- [259] SHUTER, D. M. und W. GEARY: *Some aspects of fatigue crack growth retardation behaviour following tensile overloads in a structural steel*. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 19(2-3):185–199, 1996.
- [260] SILVA, F. S.: *Crack closure inadequacy at negative stress ratios*. *International Journal of Fatigue*, 26(3):241–252, 2004.
- [261] SILVA, F. S.: *Fatigue crack propagation after overloading and underloading at negative stress ratios*. *International Journal of Fatigue*, 29(9-11):1757–1771, 2007.
- [262] SMITH, K. N., P. WATSON und T. H. TOPPER: *A Stress-Strain Function for Fatigue of Metals*. *Journal of Materials, IMLSA*, Vol 5(No. 4):767–778, 1970.
- [263] SMITH, K. N., P. WATSON und T. H. TOPPER: *A Stress - Strain Function for the Fatigue of Metals*. *Journal of Materials*, 4:767–778, 1970. *Journal of Materials, JMLSA*.
- [264] SPICKENREUTHER, M.: *Untersuchungen zur Berechnung der Dauerfestigkeit von randschichtgehärteten Dieseleinspritzdüsen*. Doktorarbeit, TU Ilmenau, 2007.
- [265] SPIESS, L., R. SCHWARZER, H. BEHNKEN und G. TEICHERT: *Moderne Röntgenbeugung: Röntgendiffraktometrie für Materialwissenschaftler, Physiker und Chemiker*. Teubner, Wiesbaden, 1. Aufl. Auflage, 2005.
- [266] STORM, R.: *Wahrscheinlichkeitsrechnung, mathematische Statistik und statistische Qualitätskontrolle*. Fachbuchverlag Leipzig, Leipzig, 2001.
- [267] SURESH, S. und R. O. RITCHIE: *Near-threshold fatigue crack propagation: a perspective on the role of crack closure*. In: *Intern. Symp. on Concepts of Fatigue Crack Growth Threshold*, Philadelphia, 1983.
- [268] SURESH, S.: *Fatigue of Materials*. Cambridge University Press, 1991.
- [269] SUSUZLU, T., A. M. HOOGSTRATE und B. KARPUSCHEWSKI: *Effectiveness of ultra-high pressure waterjets up to 700 MPa*. In: GEE, C. (Herausgeber): *17th International Conference on Water Jetting: Advances and Future Needs*, 17th International Conference on Water Jetting: Advances and Future Needs, Seiten 61–70, Mainz, 2004.
- [270] SWARDT, R. R. DE: *Material Models for the Finite Element Analysis of Materials Exhibiting a Pronounced Bauschinger Effect*. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 128(2):190–195, 2006.
- [271] TADA, H., P. C. PARIS und G. I. IRWIN: *The Stress Analysis of Cracks Handbook*. Professional Engineering Publishers, 2000.
- [272] TAN, C. L.: *Stress Redistributions in Thick-Walled Cylinders Due to the Introduction of a Cross-Bore After Autofrettage*. *Journal of Strain Analysis*, 21, 1986.
- [273] TAYLOR, D.: *A Compendium of Fatigue Thresholds and Growth Rates*. Engineering Materials Advisory Services, Warley, 1985.
- [274] THROOP, J. F. und R. R. FUJZAK: *Strain Behaviour of of Pressurized Cracked Thick Walled Cylinders*. *Experimental Mechanics*, 22:277–286, 1982.
- [275] THUMSER, R., J. W. BERGMANN, E. HERZ und M. VORMWALD: *Bruchmechanische Bewertung der Dauerfestigkeit von autofrettierten Diesel-Einspritzleitungen*. In: *Berichtsband 36. Tagung DVM-AK Bruchvorgänge*, Band 236. Köln, 2004.
- [276] THUMSER, R., J. W. BERGMANN und M. VORMWALD: *Design of Autofretted Diesel Engine Injection Components Based on Fracture Mechanics*. In: *Pressure Vessel and Piping - Design and Analysis*, Band PVP Vol. 430, Seiten 203–208. ASME, 2001.

- [277] THUMSER, R., J. W. BERGMANN und M. VORMWALD: *Residual Stress Fields and Fatigue Analysis of Autofrettagged Parts*. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 79(2):113–117, 2001.
- [278] THUMSER, R., E. HERZ, O. HERTEL, J. W. BERGMANN und M. VORMWALD: *Betriebsfestigkeit Hochdruckbauteile; Vorhaben Nr. 880; Betriebsfestigkeit gekerbter Hochdruckbauteile ohne und mit Autofrettage; Abschlußbericht*. Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen e. V. (FVV), Frankfurt, 2009.
- [279] TIPTON, S. M. und J. R. SOREM: *A Reversed Plasticity Criterion for Specifying Optimal Proof Load Levels*. In: MITCHELL, M. R. und R. W. LANDGRAF (Herausgeber): *Advances in Fatigue Lifetime Predictive Techniques: Second Volume*, Band STP 1112, Seiten 186–202. ASTM, Philadelphia, 1993.
- [280] TJERNBERG, A.: *Fatigue life of a friction welded joint with a circular crack in the centre*. Engineering Failure Analysis, 7(4):221–227, 2000.
- [281] TO, S., S. B. LAMBERT und D. J. BURNS: *A Multiple Crack Model for Fatigue in Welded Joints*. International Journal of Fatigue, 15:333–340, 1993.
- [282] TODOROKI, A., H. KOBAYASHI und H. NAKAMURA: *Effect of Partial Crack Surface Contact on Fatigue Crack Growth in Residual Stress Fields*. In: SIMON, G. BECK, S. DENIS und A. (Herausgeber): *Int. Conf. On Residual Stresses, ICRS2*, Seiten 84–89. Nancy, France, 1989.
- [283] TRIEB, F.: *Impulse Testing with High Pressure and High Frequency*. In: *2nd Fatigue Symposium Leoben*. Leoben, 2008.
- [284] TROIANO, E., A. P. PARKER, J. UNDERWOOD und C. MOSSEY: *Experimental Data, Numerical Fit and Fatigue Life Calculations Relating to the Bauschinger Effect in High Strength Armament Steels*. Journal of Pressure Vessel Technology, 125(3):330–334, 2003.
- [285] TVERGAARD, V.: *Effect of Underloads or Overloads in Fatigue Crack Growth by Crack-Tip Blunting*. Engineering Fracture Mechanics, 73(7):869–879, 2006.
- [286] TZOU, J. L., R. O. RITCHIE und S. SURESH: *Fatigue crack propagation in oil environments-II. A model for crack closure induced by viscous fluids*. Acta Metall., 33(1):117–127, 1985.
- [287] TZOU, J. L., R. O. RITICHIE und S. SURESH: *Fatigue crack propagation in oil environments-I. Crack growth behavior in silicone and parafin oils*. Acta Metall., 33(1):105–116, 1985.
- [288] UNDERWOOD, J. H. und A. P. PARKER: *Fatigue Life Analysis and Tests for Thick-Walled Cylinders Including Effects of Overstrain and Axial Grooves*. Journal of Pressure Vessel Technology, 117:222–226, 1995.
- [289] UNDERWOOD, J. H., A. P. PARKER, D. J. CORRIGAN und M. J. AUDINO: *Fatigue Life Measurements and Analysis for Overstrained Tubes with Evacuator Holes*. Journal of Pressure Vessel Technology, 118:424–428, 1996.
- [290] UNDERWOOD, J. H. und E. TROIANO: *Critical Fracture Processes in Army Cannons: A Review*. Journal of Pressure Vessel Technology, 125:287–292, 2003.
- [291] VETTER, G., D. LAMBRECHT und G. MISCHORR: *Fatigue of Thick-Walled Pipes from Soft Martensitic and Semi-Austenitic Chrome-Nickel Steels under Pulsating Internal Pressure*. Chem. Eng. Technol., 15:300–312, 1992.
- [292] VETTER, G., D. LAMBRECHT und G. MISCHORR: *Zur Ermüdung dickwandiger Rohre aus weichmartensitischen und halbaustenitischen Chrom-Nickel-Stählen durch schwellenden Innendruck*. 3R International, 31:529–542, 1992.
- [293] VORMWALD, M.: *Anrisslebensdauervorhersage auf der Basis der Schwingbruchmechanik für kurze Risse*. Doktorarbeit, TH Darmstadt, 1989.

- [294] VORMWALD, M., P. HEULER und C. KRÄ: *Spectrum Fatigue Life Assessment of Notched Specimens Using a Fracture Mechanics Based Approach*. Automation in Fatigue and Fracture: Testing and Analysis, Seiten 221–240, 1994.
- [295] WEBSTER, G. A. und A. N. EZEILO: *Residual Stress Distribution and their Influence on Fatigue Lifetimes*. International Journal of Fatigue, 23(Supplement 1):S375 – S383, 2001.
- [296] WEIBULL, W.: *A Statistical Distribution Function of Wide Applicability*. Journal of Applied Mechanics, 18:293–297, 1951.
- [297] WOODYARD, DOUG: *Pounder's Marine Diesel Engines and Gas Turbines*. Elsevier Butterworth-Heinemann, 8 Auflage, 2004.
- [298] WORMSEN, A.: *A Fatigue Assessment Methodology for Notched Components Containing Defects*. Doktorarbeit, Norwegian University of Science and Technology, 2007.
- [299] WORMSEN, A., A. FJELDSTAD und G. HÅRKEGARD: *A post-processor for fatigue crack growth analysis based on a finite element stress field*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 197(6-8):834–845, 2008.
- [300] XING, H. M. und X. R. HUANG: *Mathematical Modelling & Optimization Algorithms for Autofrettaged Vessels of High Pressure (III)*. Modelling, Measurement & Control, 58(2):39–44, 1995.
- [301] XUE-REN, W. und A. J. CARLSSON: *Weight Functions and Stress Intensity Factor Solutions*. Oxford, 1991.
- [302] YUEN, B. K. C. und F. TAHERI: *Proposed modifications to the Wheeler retardation model for multiple overloading fatigue life prediction*. International Journal of Fatigue, 28(12):1803–1819, 2006.
- [303] ZERBST, U., M. SCHÖDEL und M. VORMWALD: *Ermüdungsrissausbreitung*. Materials Testing, 49(3):70–80, 2007.
- [304] ZHAO, W., R. SESHADRI und R. N. DUBEY: *On Thick-Walled Cylinder under Internal Pressure*. Journal of Pressure Vessel Technology, 125:267–273, 2003.
- [305] ZHENG, C. und S. LEI: *Research on bursting pressure formula of mild steel pressure vessel*. Journal of Zhejiang University - Science A, 7:277–281, 2006.
- [306] ZHU, L., X. Y. TAO und L. CENGDIAN: *Fatigue strength and crack propagation life of in-service high pressure tubular reactor under residual stress*. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 75(12):871–877, 1998.
- [307] ZIENKIEWICZ, O. C., R. L. TAYLOR, J. Z. ZHU und P. NITHIARASU: *The Finite Element Method*. Elsevier Butterworth-Heinemann, Amsterdam [u.a.], 6. ed Auflage, 2005.

Anhang

A Bild- und Tabellenanhang

A.1 Anhang zu Kapitel 3

A.1.1 Fertigungszeichnung Werkstoffprobe

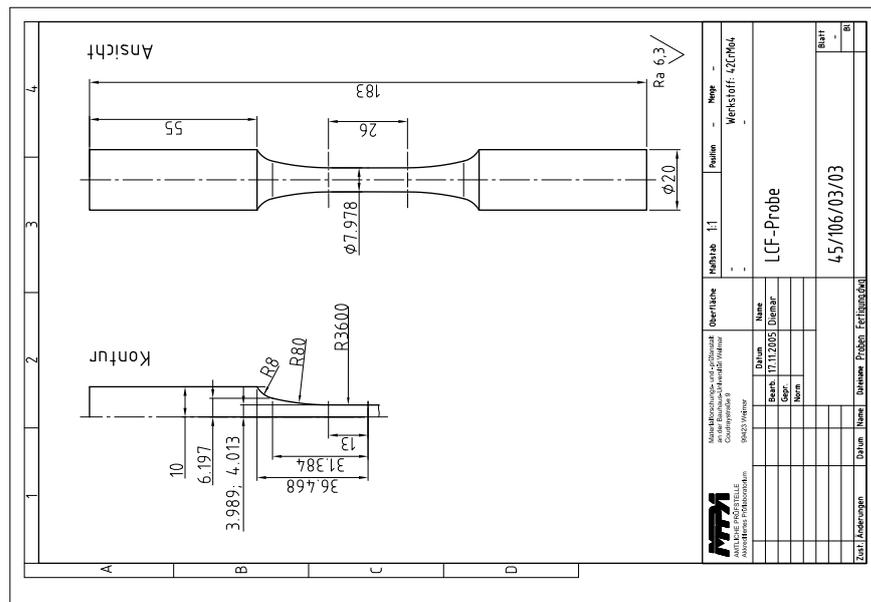


Bild A.1. Fertigungszeichnung Werkstoffprobe

A.1.2 Wechselverformungskurven

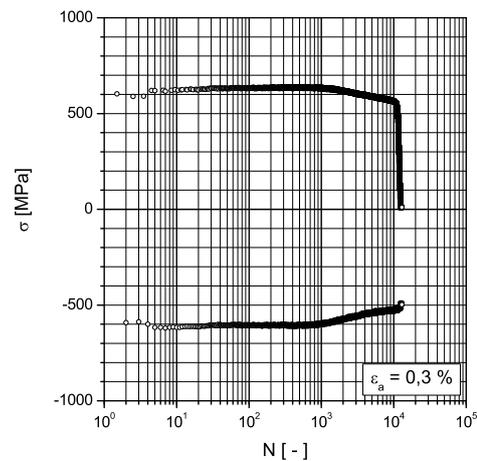


Bild A.2. Wechselverformungskurve dehnungskontrollierter Werkstoffversuch Nr. 1

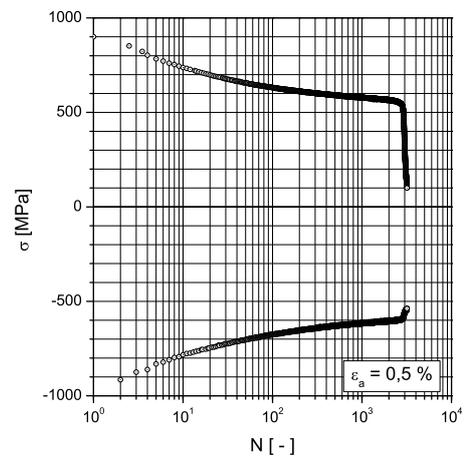


Bild A.3. Wechselverformungskurve dehnungskontrollierter Werkstoffversuch Nr. 2

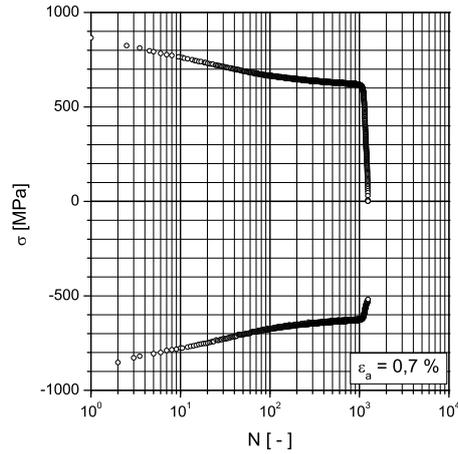


Bild A.4. Wechselverformungskurve dehnungskontrollierter Werkstoffversuch Nr. 3

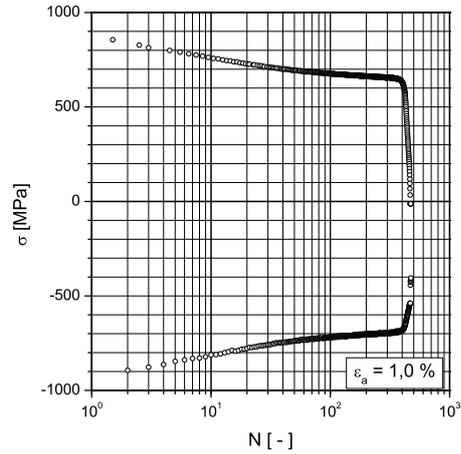


Bild A.5. Wechselverformungskurve dehnungskontrollierter Werkstoffversuch Nr. 4

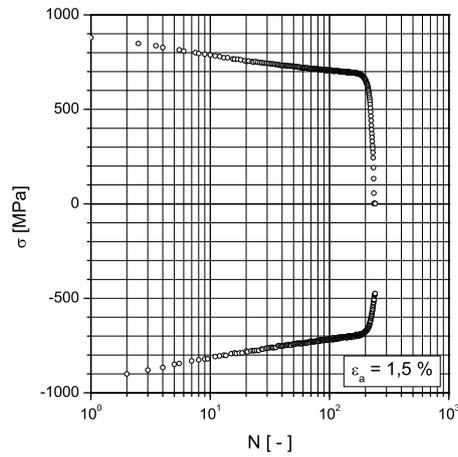


Bild A.6. Wechselverformungskurve dehnungskontrollierter Werkstoffversuch Nr. 5

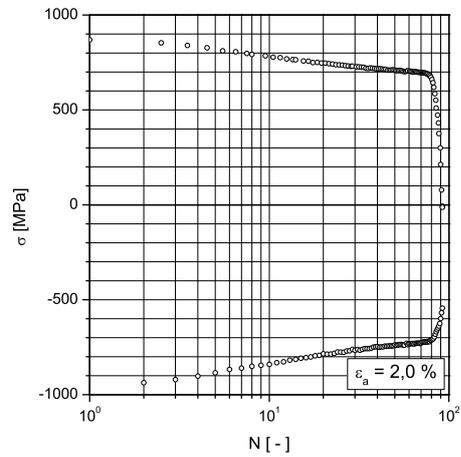


Bild A.7. Wechselverformungskurve dehnungskontrollierter Werkstoffversuch Nr. 6

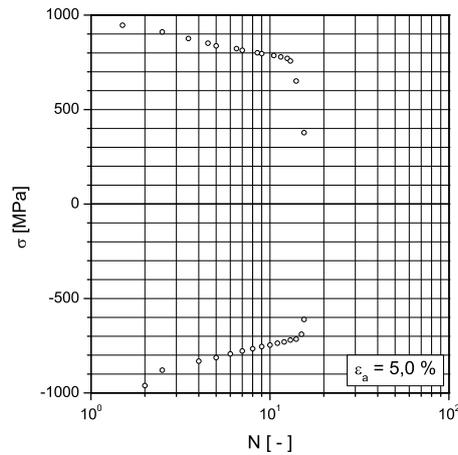


Bild A.8. Wechselverformungskurve dehnungskontrollierter Werkstoffversuch Nr. 7

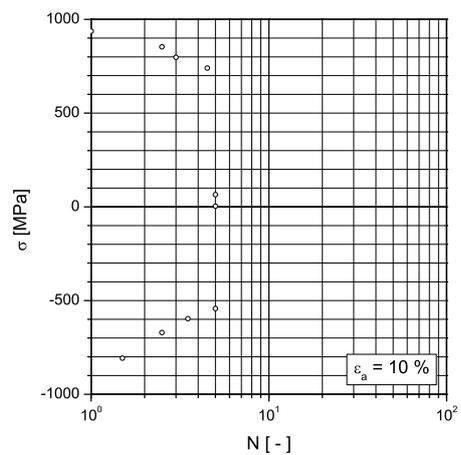


Bild A.9. Wechselverformungskurve dehnungskontrollierter Werkstoffversuch Nr. 8

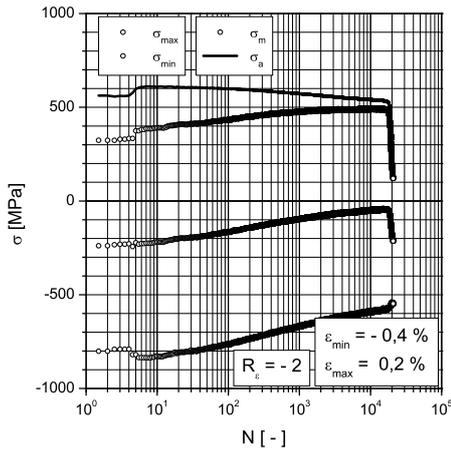


Bild A.10. Wechselverformungskurve dehnungskontrollierter Werkstoffversuch Nr. 9

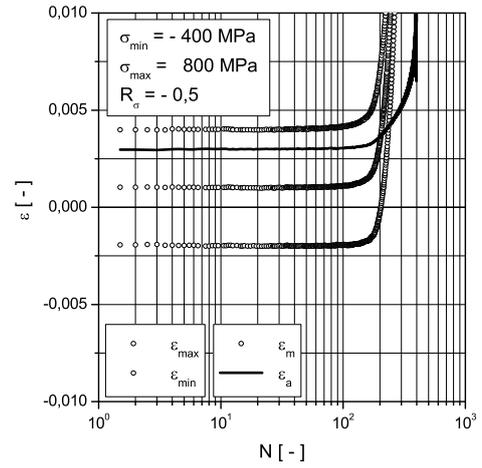


Bild A.11. Wechselverformungskurve spannungskontrollierter Werkstoffversuch Nr. 1

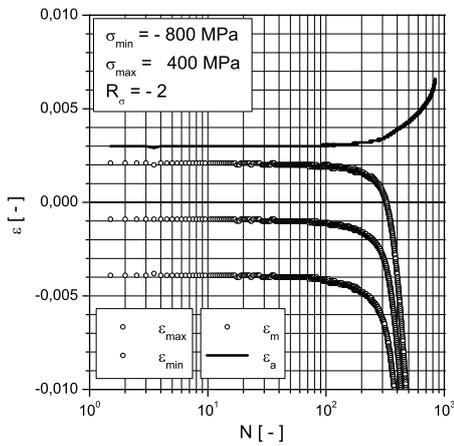


Bild A.12. Wechselverformungskurve spannungskontrollierter Werkstoffversuch Nr. 2

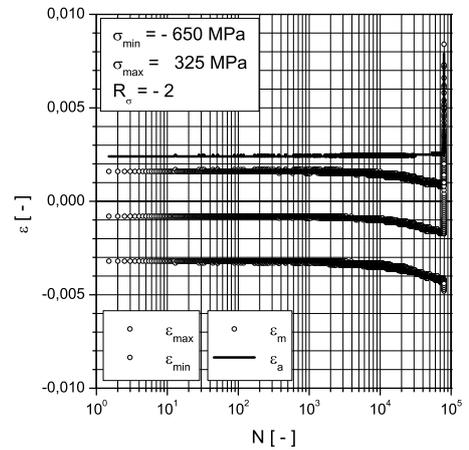


Bild A.13. Wechselverformungskurve spannungskontrollierter Werkstoffversuch Nr. 3

A.2 Anhang zu Kapitel 4

A.2.1 Fertigungszeichnungen

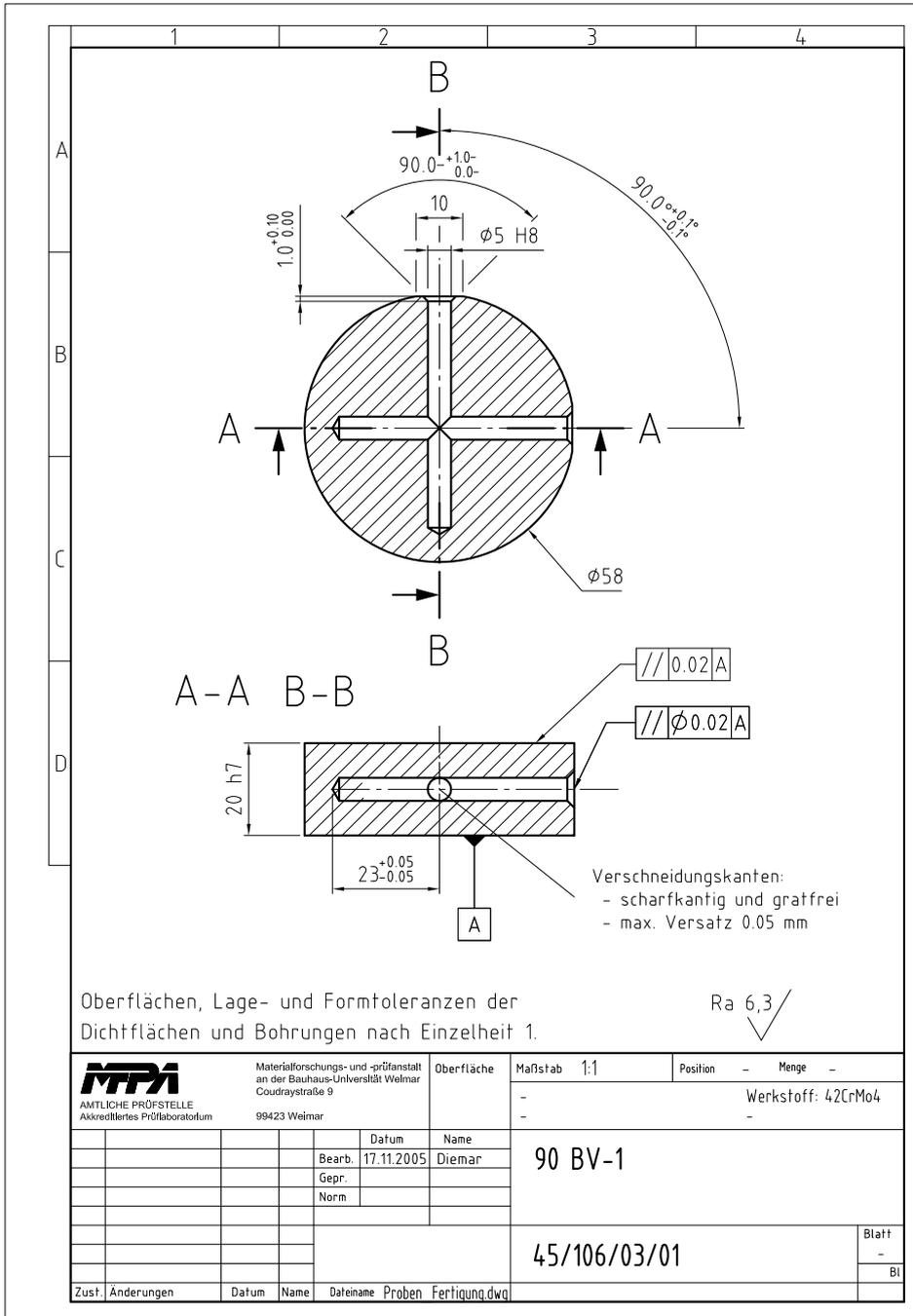


Bild A.14. Fertigungszeichnung Kreuzbohrung $h/d = 20/5$

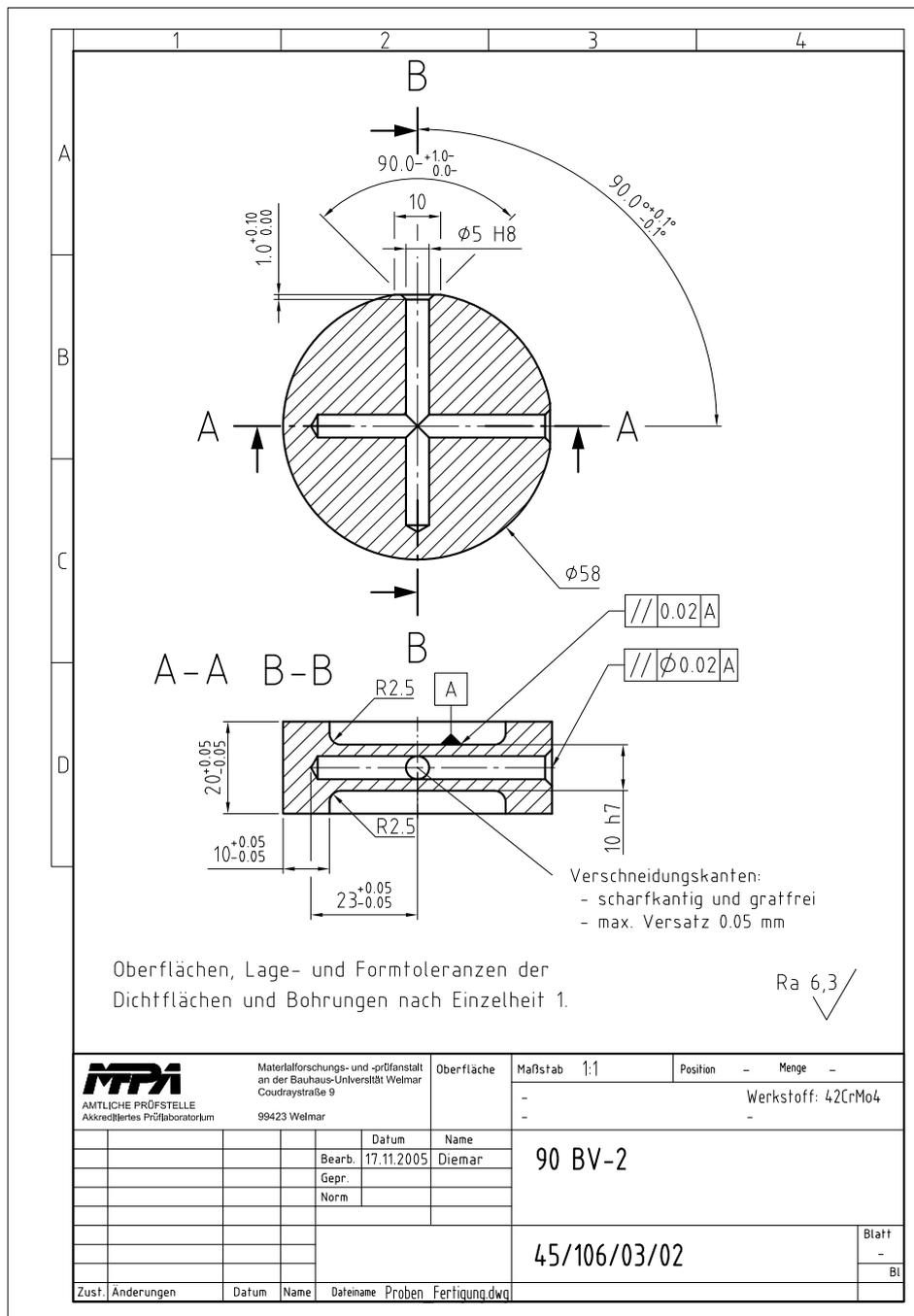


Bild A.15. Fertigungszeichnung Kreuzbohrung $h/d = 10/5$

A.2.2 Berstversuche und Autofrettage

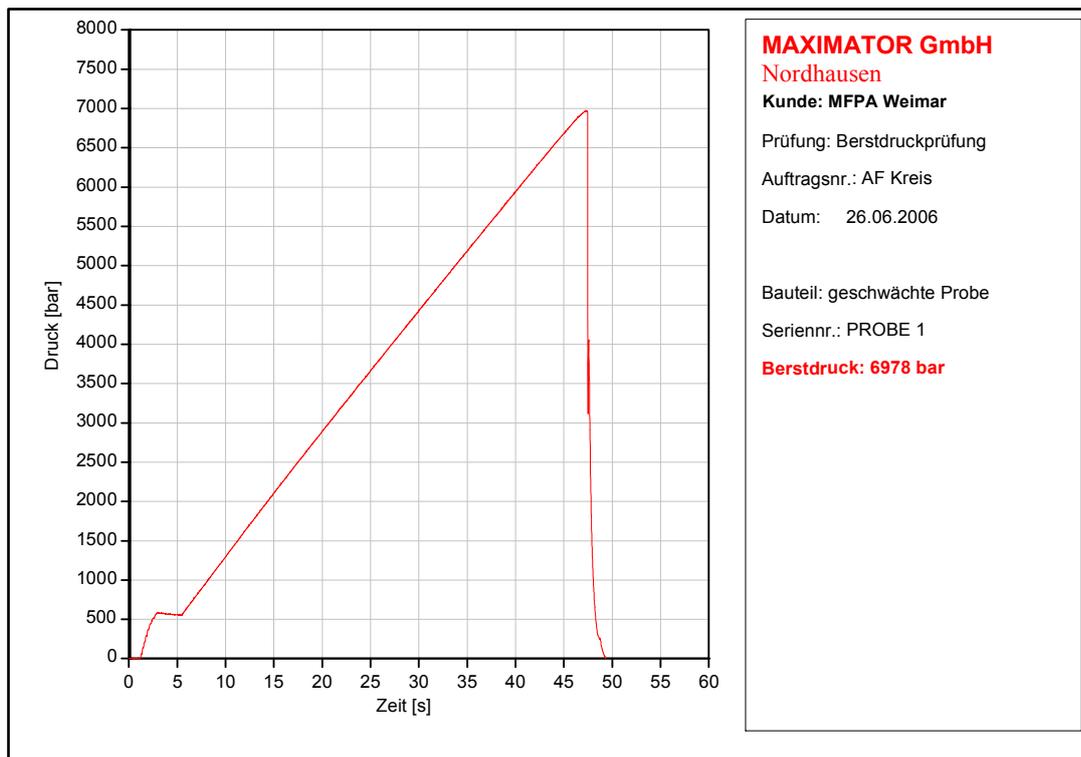


Bild A.16. Berstdruckbestimmung an Kreuzbohrung $h/d = 10/5$

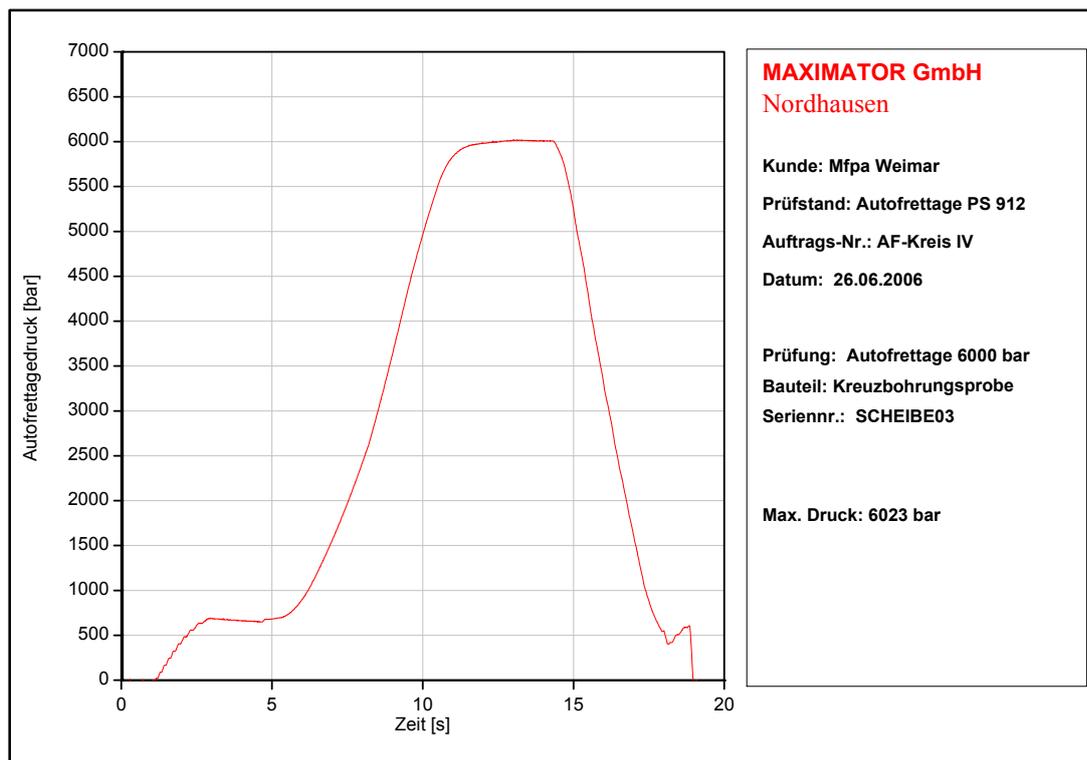


Bild A.17. Autofrettagevorgang an Kreuzbohrung $h/d = 10/5$

A.2.3 Oberflächenrauheit

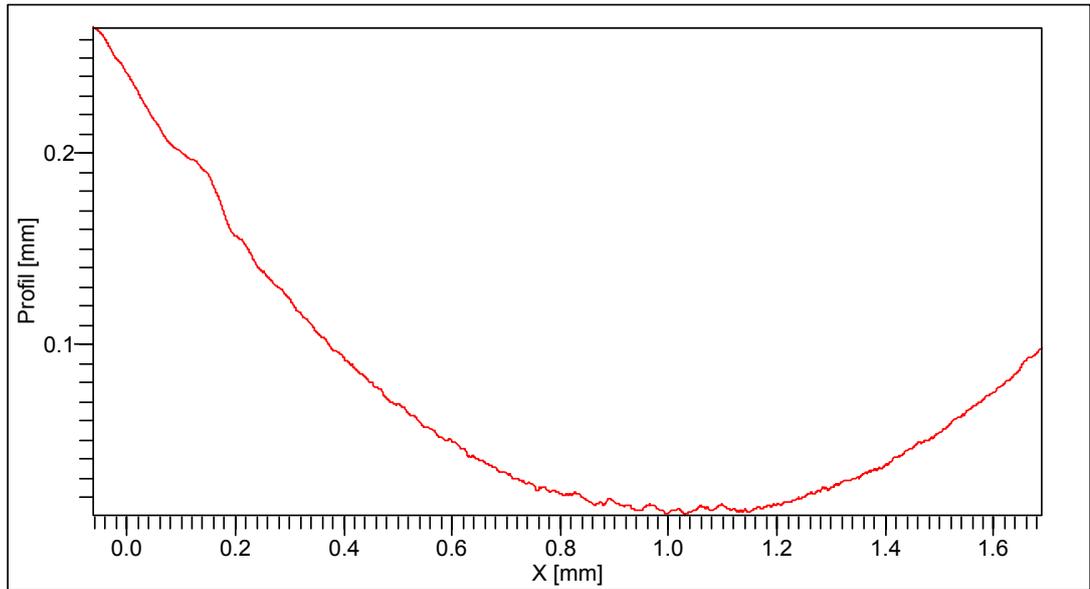


Bild A.18. Linienscan Kreuzbohrungsprobe 1

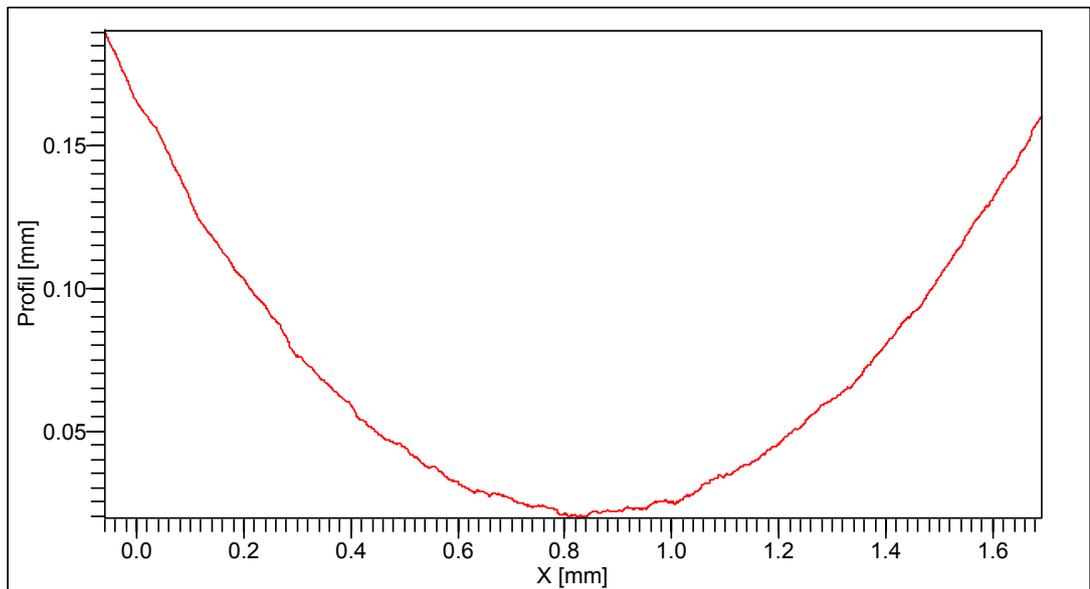


Bild A.19. Linienscan Kreuzbohrungsprobe 2

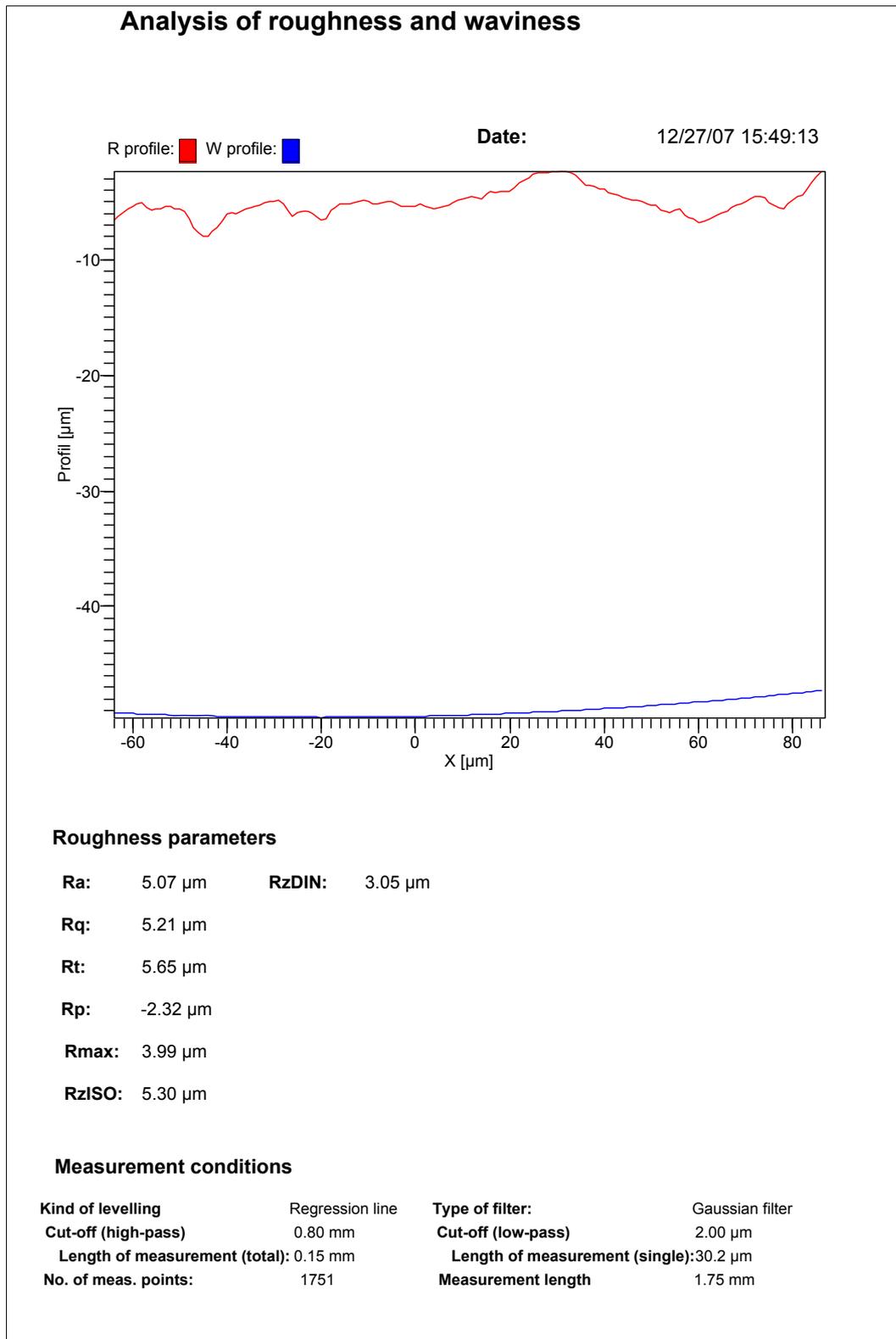
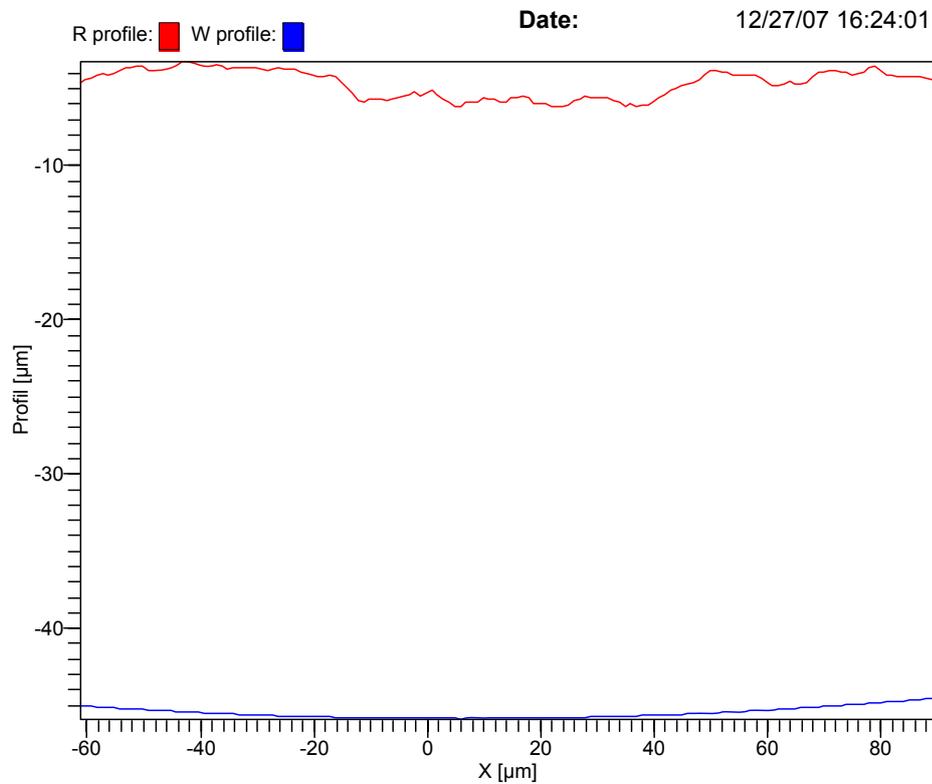


Bild A.20. Rauheitskenngrößen radial, Kreuzbohrung 1

Analysis of roughness and waviness



Roughness parameters

Ra: 4.68 μm **RzDIN:** 1.65 μm
Rq: 4.77 μm
Rt: 2.99 μm
Rp: -3.21 μm
Rmax: 2.30 μm
RzISO: 2.80 μm

Measurement conditions

Kind of levelling	Regression line	Type of filter:	Gaussian filter
Cut-off (high-pass)	0.80 mm	Cut-off (low-pass)	2.00 μm
Length of measurement (total):	0.15 mm	Length of measurement (single):	30.2 μm
No. of meas. points:	1751	Measurement length	1.75 mm

Bild A.21. Rauheitskenngrößen radial, Kreuzbohrung 2

A.2.4 Innendruckschwellversuche

Tabelle A.1. $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, IDSV $R = 0$

Lastspielzahl	p_{max} [bar]	p_{min} [bar]	Δp [bar]	Prüfling	Anmerkung
3.161.764	1.700	50	1.650	A008	Durchläufer
3.161.764	1.700	50	1.650	A007	Durchläufer
3.161.764	1.700	50	1.650	A009	Durchläufer
3.161.764	1.700	50	1.650	A030	Durchläufer
3.161.764	1.700	50	1.650	A029	Durchläufer
3.000.000	1.920	50	1.870	A018	Durchläufer
3.000.000	1.920	50	1.870	A012	Durchläufer
1.133.592	1.920	50	1.870	A026	
1.005.905	1.920	50	1.870	A053	
953.287	1.920	50	1.870	A027	
3.000.000	2.160	50	2.110	A016	Durchläufer
598.745	2.160	50	2.110	A006	
498.227	2.160	50	2.110	A024	
443.945	2.160	50	2.110	A015	
382.143	2.160	50	2.110	A019	
794.915	2.250	50	2.200	A051	
729.934	2.350	50	2.300	A010	
273.479	2.450	50	2.400	A048	
239.918	2.550	50	2.500	A058	
206.387	2.550	50	2.500	A005	
177.158	2.650	50	2.600	A032	
145.324	2.750	50	2.700	A017	
123.006	2.870	50	2.820	A023	
123.440	3.000	50	2.950	A056	
92.050	3.000	50	2.950	A020	
118.840	3.050	50	3.000	A148	
113.203	3.050	50	3.000	A147	
107.804	3.050	50	3.000	A146	
108.488	3.120	50	3.070	A022	
85.025	3.250	50	3.200	A014	
81.260	3.400	50	3.350	A033	
75.601	3.550	50	3.500	A031	Durchläufer
62.633	3.550	50	3.500	A040	
53.947	3.700	50	3.650	A025	
50.288	3.850	50	3.800	A004	
49.091	3.850	50	3.800	A149	
40.982	4.020	50	3.970	A011	
39.396	4.200	50	4.150	A013	
32.332	4.350	50	4.300	A028	
26.761	4.550	50	4.500	A046	

Tabelle A.2. $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, IDSV $R = 0,5$

Lastspielzahl	p_{max} [bar]	p_{min} [bar]	Δp [bar]	Prüfling	Anmerkung
10.005.512	2.260	1.130	1.130	A087	Durchläufer
10.005.512	2.260	1.130	1.130	A088	Durchläufer
10.005.512	2.260	1.130	1.130	A090	Durchläufer
10.005.512	2.260	1.130	1.130	A089	Durchläufer
4.044.570	2.460	1.230	1.230	A083	
3.939.421	2.460	1.230	1.230	A081	
2.863.933	2.460	1.230	1.230	A084	
2.282.238	2.460	1.230	1.230	A082	
8.000.000	2.680	1.340	1.340	A073	Durchläufer
8.000.000	2.680	1.340	1.340	A070	Durchläufer
8.000.000	2.680	1.340	1.340	A072	Durchläufer
4.339.062	2.680	1.340	1.340	A074	
3.565.370	2.680	1.340	1.340	A071	
10.000.000	2.920	1.460	1.460	A054	Durchläufer
2.818.225	2.920	1.460	1.460	A042	
1.993.538	2.920	1.460	1.460	A043	
1.831.115	2.920	1.460	1.460	A050	
1.274.367	2.920	1.460	1.460	A041	
1.471.687	3.160	1.580	1.580	A037	
1.438.115	3.160	1.580	1.580	A021	
1.109.632	3.160	1.580	1.580	A047	
1.065.666	3.160	1.580	1.580	A049	
932.894	3.160	1.580	1.580	A052	
851.225	3.300	1.650	1.650	A035	
862.164	3.440	1.720	1.720	A036	
485.113	3.580	1.790	1.790	A034	
598.207	3.740	1.870	1.870	A038	
338.827	3.900	1.950	1.950	A039	
330.031	4.060	2.030	2.030	A044	
260.344	4.220	2.110	2.110	A045	

Tabelle A.3. $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, IDSV Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 3000$ bar

Lastspielzahl	p_{max} [bar]	p_{min} [bar]	Δp [bar]	Prüfling	Anmerkung
6.959.447	3.000	2.242	758	A079	
6.322.351	3.000	2.242	758	A078	
5.946.364	3.000	2.242	758	A077	
5.601.138	3.000	2.242	758	A076	
4.874.975	3.000	2.242	758	A080	
4.943.163	3.000	2.100	900	A059	
4.227.401	3.000	2.100	900	A065	

Lastspielzahl	p_{max}	p_{min}	Δp	Prüfling	Anmerkung
3.859.439	3.000	2.100	900	A067	
3.680.413	3.000	2.100	900	A066	
3.140.893	3.000	2.100	900	A064	
1.424.768	3.000	1.737	1.262	A062	
1.389.084	3.000	1.737	1.262	A061	
1.152.254	3.000	1.737	1.262	A063	
1.060.972	3.000	1.737	1.262	A060	
299.350	3.000	1.737	1.262	A069	Durchläufer
637.377	3.000	1.500	1.500	A055	

Tabelle A.4. $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, IDSV Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 2250$ bar

Lastspielzahl	p_{max} [bar]	p_{min} [bar]	Δp [bar]	Prüfling	Anmerkung
11.350.673	2.250	2.050	200	A086	Durchläufer
11.350.673	2.250	2.050	200	A085	Durchläufer
10.000.093	2.250	1.453	797	A096	Durchläufer
5.525.554	2.250	1.453	797	A095	
10.000.816	2.250	1.125	1.125	A160	Durchläufer
7.754.816	2.250	1.125	1.125	A161	
932.817	2.250	1.125	1.125	A075	Durchläufer

Tabelle A.5. $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, IDSV Zweistufenversuch 1 : 10000, $p_{max} = 2250$ bar

Lastspielzahl	p_{max} [bar]	p_{min} [bar]	Δp [bar]	Prüfling	Anmerkung
10.009.427	2.250	1.453	797	A094	Durchläufer
10.009.427	2.250	1.453	797	A092	Durchläufer
10.009.427	2.250	1.453	797	A093	Durchläufer
9.609.427	2.250	1.453	797	A091	

Tabelle A.6. $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, IDSV Betriebslast CORAL

SSZ	p_{max} [bar]	p_{min} [bar]	Δp [bar]	Prüfling	Anmerkung
30.366	2.300	100	2.200	A141	
29.878	2.300	100	2.200	A143	
28.661	2.300	100	2.200	A144	
26.014	2.300	100	2.200	A145	
20.461	2.300	100	2.200	A142	
35.859	2.500	100	2.400	A115	
28.239	2.500	100	2.400	A112	
21.540	2.500	100	2.400	A116	

SSZ	p_{max}	p_{min}	Δp	Prüfling	Anmerkung
20.338	2.500	100	2.400	A113	
17.895	2.500	100	2.400	A114	
14.219	2.800	100	2.700	A134	
13.731	2.800	100	2.700	A130	
13.022	2.800	100	2.700	A133	
12.585	2.800	100	2.700	A131	
11.847	2.800	100	2.700	A132	
7.803	3.300	100	3.200	A103	
7.486	3.300	100	3.200	A105	
7.425	3.300	100	3.200	A102	
7.408	3.300	100	3.200	A106	
7.305	3.300	100	3.200	A104	

Tabelle A.7. $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, IDSV Betriebslast CORAL mit Omission

SSZ	p_{max} [bar]	p_{min} [bar]	Δp [bar]	Prüfling	Anmerkung
46.238	2.300	100	2.200	A118	
34.957	2.300	100	2.200	A120	
32.966	2.300	100	2.200	A119	
26.083	2.300	100	2.200	A121	
40.526	2.500	100	2.400	A109	
38.486	2.500	100	2.400	A101	
35.131	2.500	100	2.400	A111	
27.856	2.500	100	2.400	A108	
24.608	2.500	100	2.400	A110	
19.068	2.800	100	2.700	A128	
18.606	2.800	100	2.700	A126	
17.874	2.800	100	2.700	A125	
16.544	2.800	100	2.700	A129	
15.759	2.800	100	2.700	A127	
10.710	3.300	100	3.200	A098	
10.546	3.300	100	3.200	A097	
10.422	3.300	100	3.200	A101	
10.299	3.300	100	3.200	A100	
10.249	3.300	100	3.200	A099	

Tabelle A.8. $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, IDSV $R = 0$

Lastspielzahl	p_{max} [bar]	p_{min} [bar]	Δp [bar]	Prüfling	Anmerkung
3.000.000	1.920	50	1.870	B015	Durchläufer
5.032.768	2.000	50	1.950	B042	Durchläufer
5.032.768	2.000	50	1.950	B013	Durchläufer

Lastspielzahl	p_{max}	p_{min}	Δp	Prüfling	Anmerkung
5.000.000	2.000	50	1.950	B030	Durchläufer
5.000.000	2.000	50	1.950	B037	Durchläufer
5.000.000	2.000	50	1.950	B039	Durchläufer
5.000.000	2.000	50	1.950	B048	Durchläufer
5.000.000	2.000	50	1.950	B053	Durchläufer
3.024.172	2.000	50	1.950	B026	Durchläufer
3.024.172	2.000	50	1.950	B005	Durchläufer
1.157.837	2.160	50	2.110	B017	
1.051.551	2.160	50	2.110	B032	
846.793	2.160	50	2.110	B036	
670.380	2.160	50	2.110	B033	
631.769	2.160	50	2.110	B050	
499.415	2.250	50	2.200	B004	
327.100	2.350	50	2.300	B052	
202.272	2.450	50	2.400	B024	
213.893	2.550	50	2.500	B023	
141.291	2.550	50	2.500	B043	
93.575	2.650	50	2.600	B035	
61.552	2.750	50	2.700	B040	
55.140	2.870	50	2.820	B038	
37.242	3.000	50	2.950	B051	
34.735	3.000	50	2.950	B044	
33.202	3.050	50	3.000	B151	
30.467	3.050	50	3.000	B133	
29.154	3.050	50	3.000	B091	
27.900	3.120	50	3.070	B049	
22.890	3.250	50	3.200	B018	
18.715	3.400	50	3.350	B047	
15.502	3.550	50	3.500	B022	Durchläufer
14.604	3.550	50	3.500	B031	
13.976	3.550	50	3.500	B007	
11.920	3.700	50	3.650	B028	
9.265	3.850	50	3.800	B045	
8.396	4.020	50	3.970	B020	
7.798	4.200	50	4.150	B019	
5.766	4.350	50	4.300	B029	
3.994	4.550	50	4.500	B046	

Tabelle A.9. $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, IDSV $R = 0,5$

Lastspielzahl	p_{max} [bar]	p_{min} [bar]	Δp [bar]	Prüfling	Anmerkung
10.005.512	2.260	1.130	1.130	B064	Durchläufer
10.005.512	2.260	1.130	1.130	B144	Durchläufer

Lastspielzahl	p_{max}	p_{min}	Δp	Prüfling	Anmerkung
10.005.512	2.260	1.130	1.130	B101	Durchläufer
10.005.512	2.260	1.130	1.130	B067	Durchläufer
1.877.218	2.460	1.230	1.230	B061	
1.629.739	2.460	1.230	1.230	B148	
1.503.583	2.460	1.230	1.230	B124	
1.488.498	2.460	1.230	1.230	B086	
725.957	2.680	1.340	1.340	B034	
668.331	2.800	1.400	1.400	B025	
360.055	2.920	1.460	1.460	B009	
262.728	3.160	1.580	1.580	B006	
212.941	3.300	1.650	1.650	B010	
131.988	3.440	1.720	1.720	B012	
146.555	3.580	1.790	1.790	B014	
97.750	3.740	1.870	1.870	B041	
88.539	3.900	1.950	1.950	B008	
77.684	4.060	2.030	2.030	B027	
64.864	4.220	2.110	2.110	B011	

Tabelle A.10. $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, IDSV Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 3000$ bar

Lastspielzahl	p_{max} [bar]	p_{min} [bar]	Δp [bar]	Prüfling	Anmerkung
8.125.111	3.000	2.680	320	B082	
7.633.900	3.000	2.680	320	B087	
7.488.551	3.000	2.680	320	B083	
7.442.390	3.000	2.680	320	B097	
3.634.912	3.000	2.548	452	B074	
3.258.289	3.000	2.548	452	B072	
1.215.228	3.000	2.362	638	B088	
828.305	3.000	2.242	758	B125	
538.250	3.000	2.100	900	B016	
172.139	3.000	1.737	1.263	B115	
125.140	3.000	1.500	1.500	B021	

Tabelle A.11. $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, IDSV Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 2250$ bar

Lastspielzahl	p_{max} [bar]	p_{min} [bar]	Δp [bar]	Prüfling	Anmerkung
11.350.673	2.250	2.050	200	B118	Durchläufer
11.350.673	2.250	2.050	200	B096	Durchläufer
4.561.437	2.250	1.685	565	B143	
4.099.030	2.250	1.685	565	B131	

Lastspielzahl	p_{max}	p_{min}	Δp	Prüfling	Anmerkung
3.813.756	2.250	1.685	565	B130	
3.592.867	2.250	1.685	565	B132	
2.369.556	2.250	1.453	797	B077	
1.835.731	2.250	1.453	797	B137	
932.817	2.250	1.125	1.125	B123	

Tabelle A.12. $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, IDSV Zweistufenversuch 1 : 10000, $p_{max} = 2250$ bar

Lastspielzahl	p_{max}	p_{min}	Δp	Prüfling	Anmerkung
	[bar]	[bar]	[bar]		
2.488.800	2.250	1.453	797	B112	
2.295.877	2.250	1.453	797	B106	
2.288.250	2.250	1.453	797	B147	
2.221.148	2.250	1.453	797	B070	

Tabelle A.13. $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, IDSV Betriebslast CORAL

SSZ	p_{max}	p_{min}	Δp	Prüfling	Anmerkung
	[bar]	[bar]	[bar]		
22.513	2.300	100	2.200	B056	
22.195	2.300	100	2.200	B084	
21.015	2.300	100	2.200	B142	
20.170	2.300	100	2.200	B149	
18.941	2.300	100	2.200	B120	
12.143	2.500	100	2.400	B065	
11.909	2.500	100	2.400	B098	
11.266	2.500	100	2.400	B055	
10.751	2.500	100	2.400	B094	
10.494	2.500	100	2.400	B107	
3.898	2.800	100	2.700	B150	
3.878	2.800	100	2.700	B079	
3.846	2.800	100	2.700	B080	
3.732	2.800	100	2.700	B140	
3.489	2.800	100	2.700	B103	
1.762	3.300	100	3.200	B110	
1.586	3.300	100	3.200	B109	
1.570	3.300	100	3.200	B105	
1.476	3.300	100	3.200	B141	
1.469	3.300	100	3.200	B136	

Tabelle A.14. $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, IDSV Betriebslast CORAL mit Omission

SSZ	p_{max} [bar]	p_{min} [bar]	Δp [bar]	Prüfling	Anmerkung
53.168	2.300	100	2.200	B117	
50.295	2.300	100	2.200	B075	
47.978	2.300	100	2.200	B069	
47.694	2.300	100	2.200	B138	
42.762	2.300	100	2.200	B126	
37.792	2.300	100	2.200	B108	
19.414	2.500	100	2.400	B058	
19.191	2.500	100	2.400	B114	
17.094	2.500	100	2.400	B102	
16.573	2.500	100	2.400	B057	
15.056	2.500	100	2.400	B068	
6.290	2.800	100	2.700	B111	
6.271	2.800	100	2.700	B099	
6.018	2.800	100	2.700	B093	
5.637	2.800	100	2.700	B089	
5.122	2.800	100	2.700	B091	
2.440	3.300	100	3.200	B092	
2.309	3.300	100	3.200	B113	
2.257	3.300	100	3.200	B104	
2.197	3.300	100	3.200	B127	
2.194	3.300	100	3.200	B063	

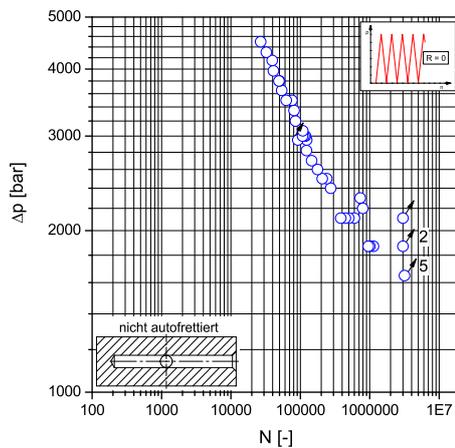


Bild A.22. Experimentelle Wöhlerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0$

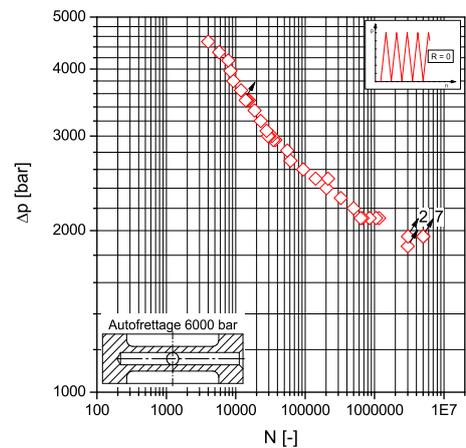


Bild A.23. Experimentelle Wöhlerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0$

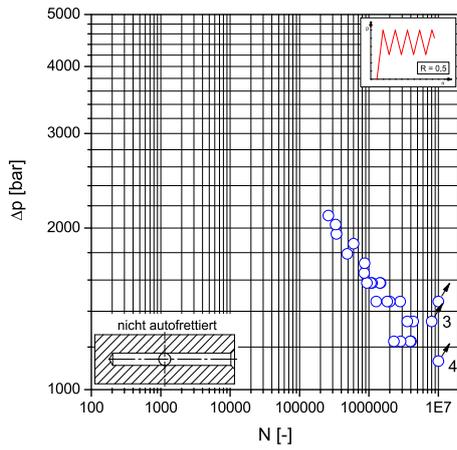


Bild A.24. Experimentelle Wöhlerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0,5$

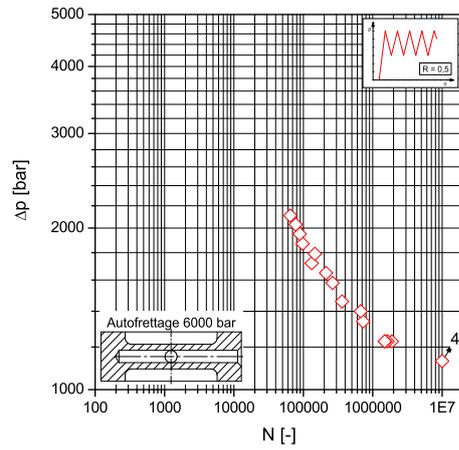


Bild A.25. Experimentelle Wöhlerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0,5$

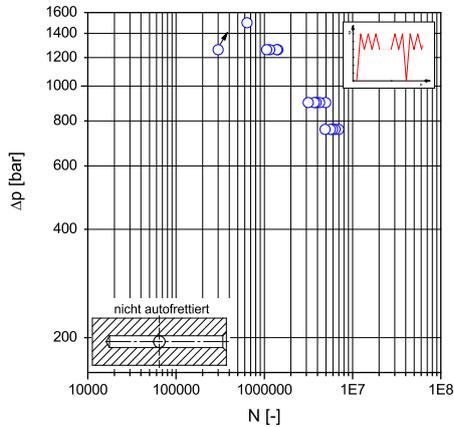


Bild A.26. Experimentelle Lebensdauerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 3000$ bar

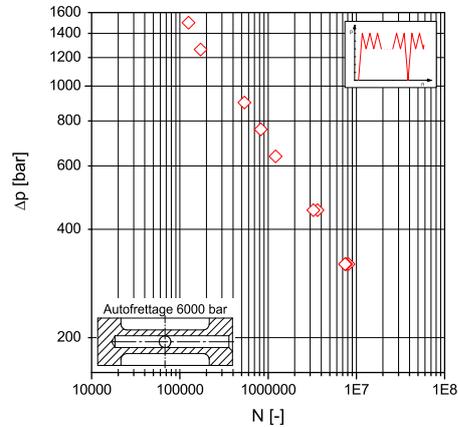


Bild A.27. Experimentelle Lebensdauerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 3000$ bar

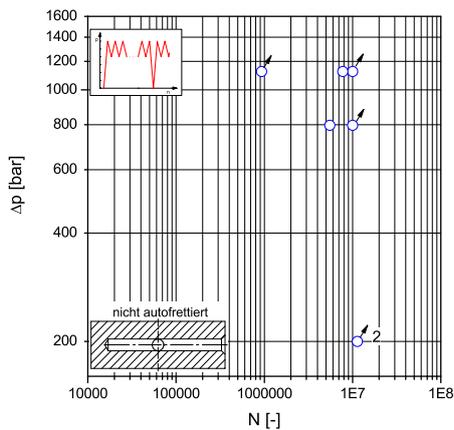


Bild A.28. Experimentelle Lebensdauerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 2250$ bar

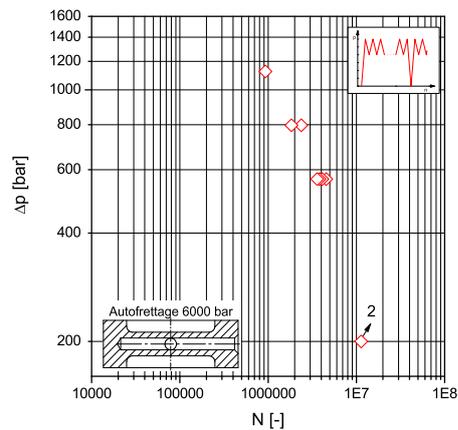


Bild A.29. Experimentelle Lebensdauerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 2250$ bar

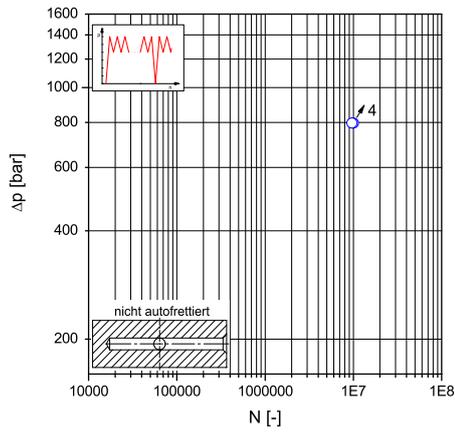


Bild A.30. Experimentelle Lebensdauerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, Zweistufenversuch 1 : 10000, $p_{max} = 2250$ bar

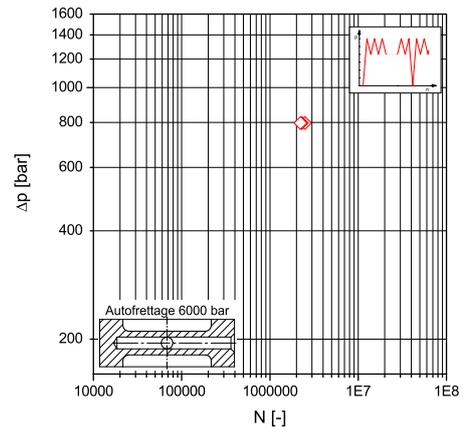


Bild A.31. Experimentelle Lebensdauerlinie $h/d = 10/5$, Autofretttage 6000 bar, Zweistufenversuch 1 : 10000, $p_{max} = 2250$ bar

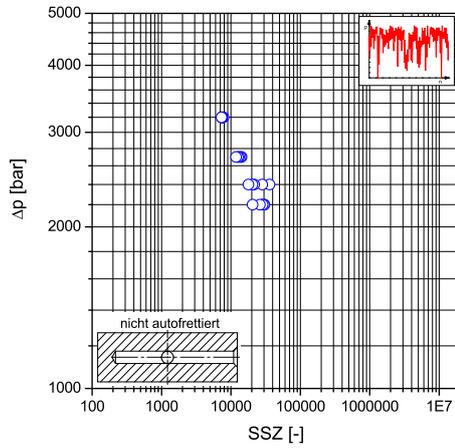


Bild A.32. Experimentelle Lebensdauerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, Betriebslast CORAL

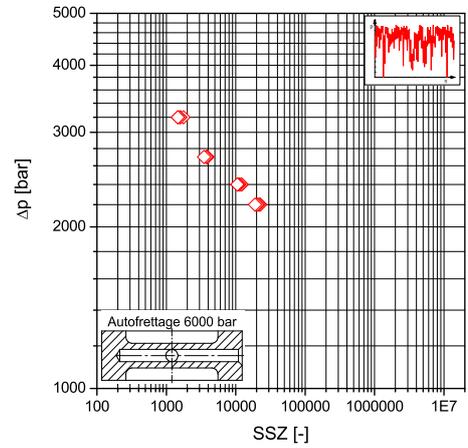


Bild A.33. Experimentelle Lebensdauerlinie $h/d = 10/5$, Autofretttage 6000 bar, Betriebslast CORAL

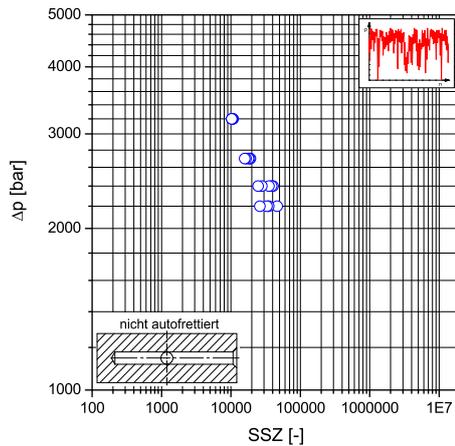


Bild A.34. Experimentelle Lebensdauerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, Betriebslast CORAL mit Omission

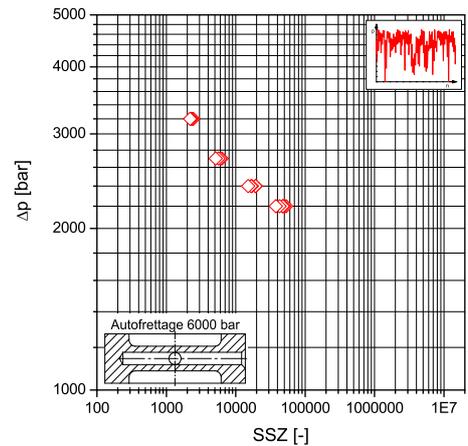


Bild A.35. Experimentelle Lebensdauerlinie $h/d = 10/5$, Autofretttage 6000 bar, Betriebslast CORAL mit Omission

A.2.5 Fraktographische Untersuchungen

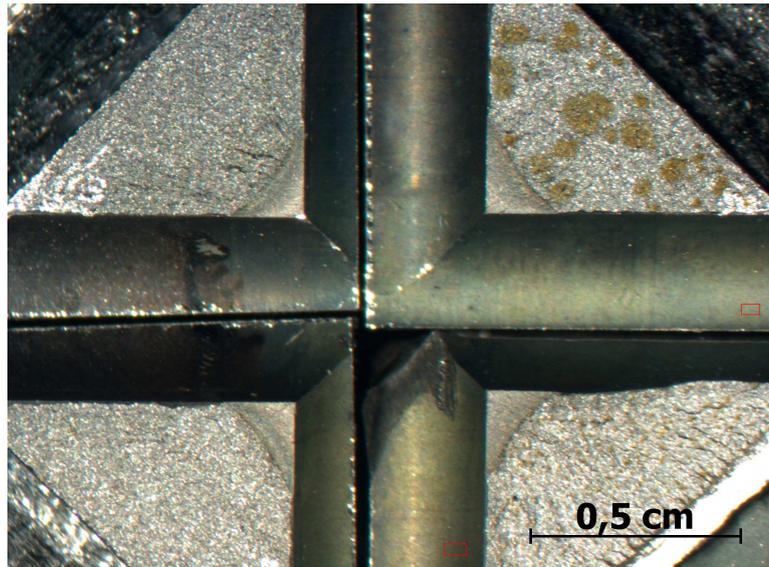


Bild A.36. Bruchflächenaufnahme B015 - Übersicht

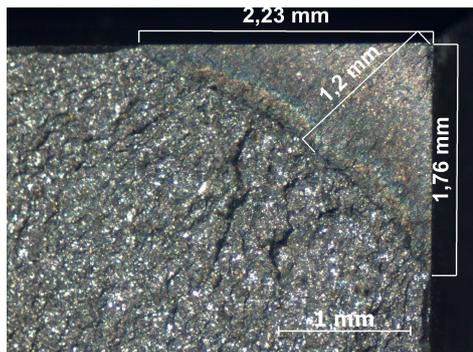


Bild A.37. Bruchflächenaufnahme B015 - Segment S1

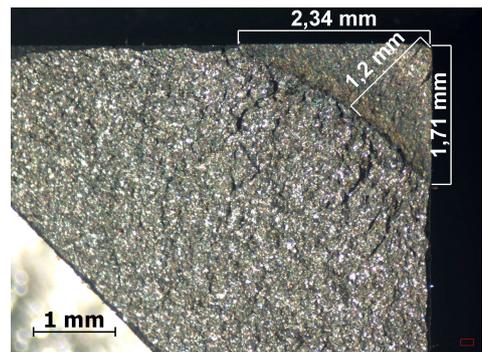


Bild A.38. Bruchflächenaufnahme B015 - Segment S2

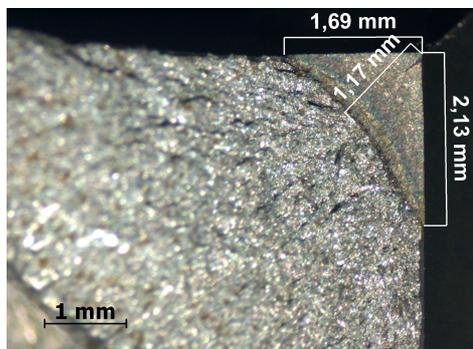


Bild A.39. Bruchflächenaufnahme B015 - Segment S3

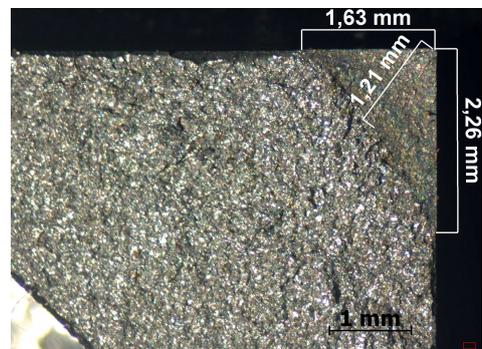


Bild A.40. Bruchflächenaufnahme B015 - Segment S4

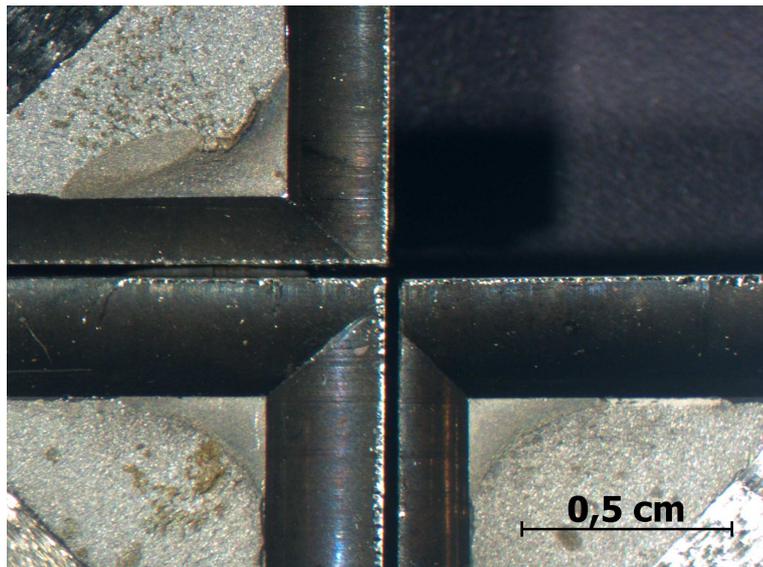


Bild A.41. Bruchflächenaufnahme B005 - Übersicht

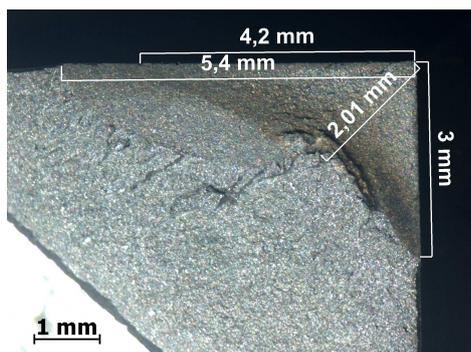


Bild A.42. Bruchflächenaufnahme B005 - Segment S1

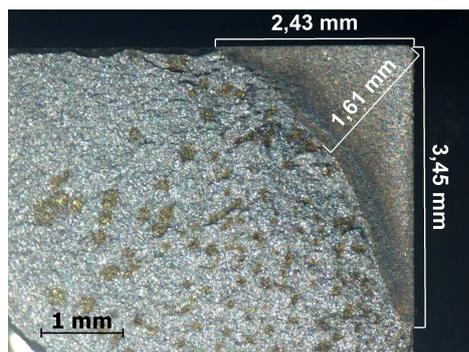


Bild A.43. Bruchflächenaufnahme B005 - Segment S2

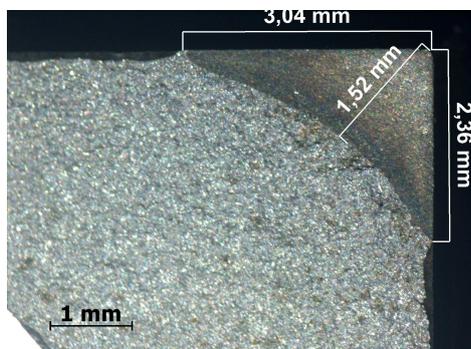


Bild A.44. Bruchflächenaufnahme B005 - Segment S3

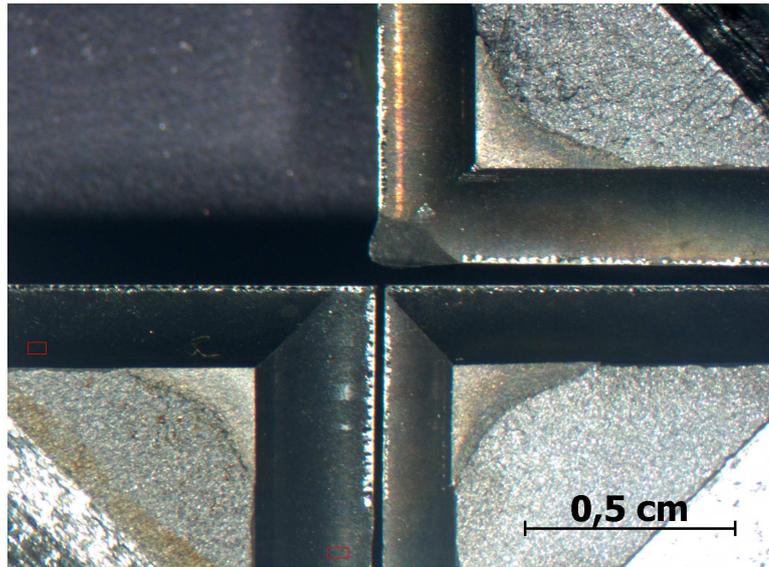


Bild A.45. Bruchflächenaufnahme B013 - Übersicht

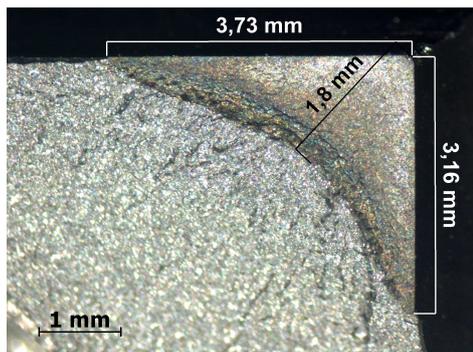


Bild A.46. Bruchflächenaufnahme B013 - Segment S1

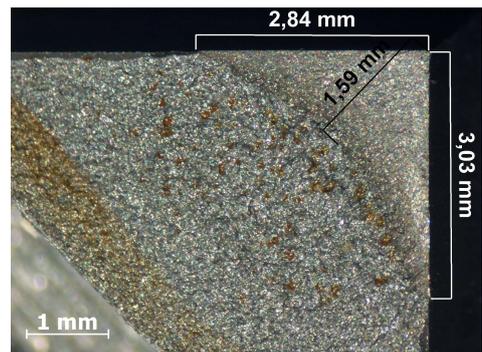


Bild A.47. Bruchflächenaufnahme B013 - Segment S3

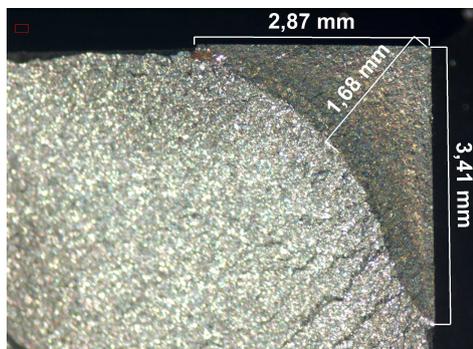


Bild A.48. Bruchflächenaufnahme B013 - Segment S4

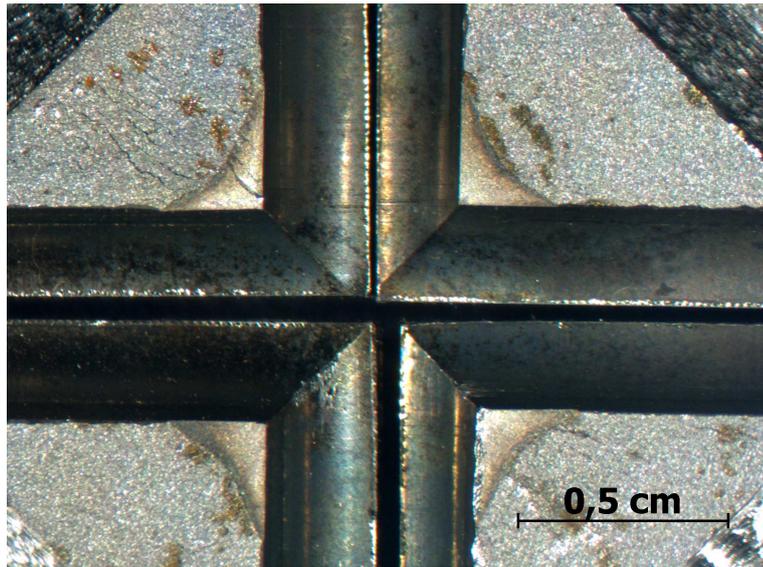


Bild A.49. Bruchflächenaufnahme B026 - Übersicht

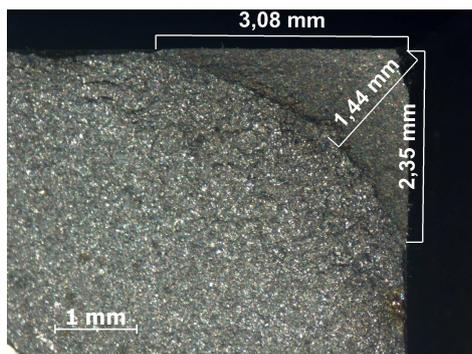


Bild A.50. Bruchflächenaufnahme B026 - Segment S1

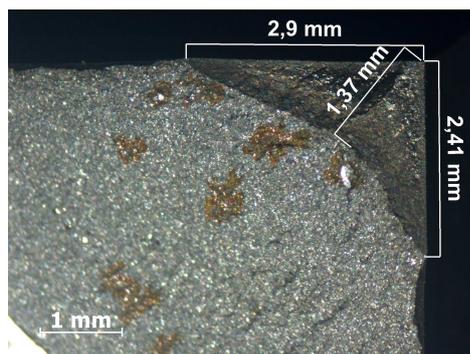


Bild A.51. Bruchflächenaufnahme B026 - Segment S2

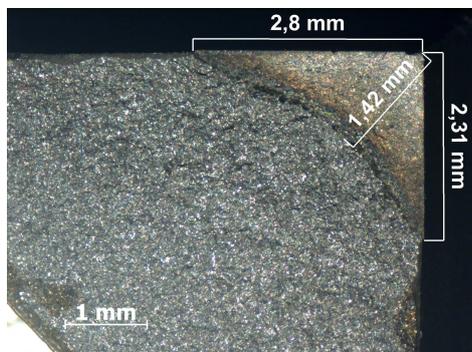


Bild A.52. Bruchflächenaufnahme B026 - Segment S3

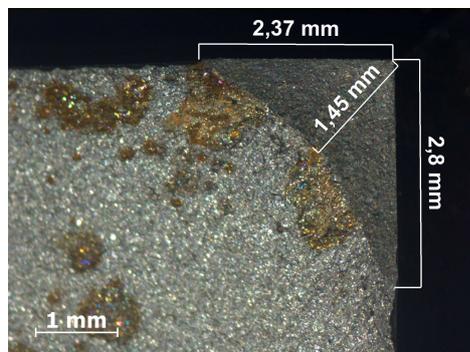


Bild A.53. Bruchflächenaufnahme B026 - Segment S4

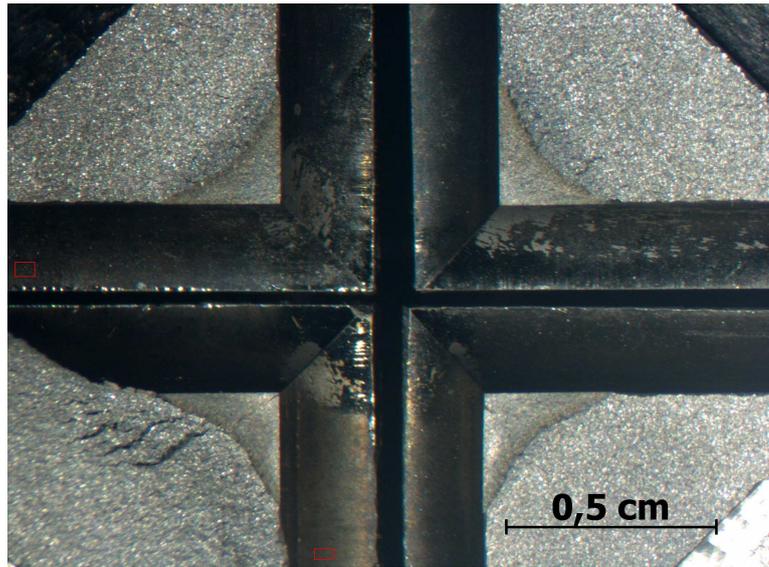


Bild A.54. Bruchflächenaufnahme B042 - Übersicht

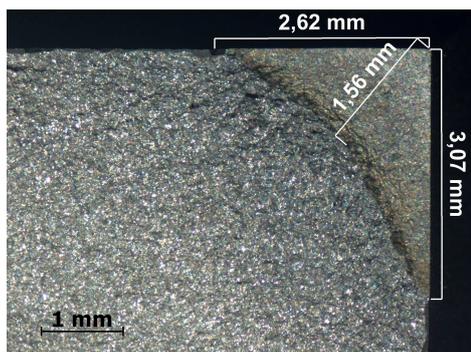


Bild A.55. Bruchflächenaufnahme B042 - Segment S1

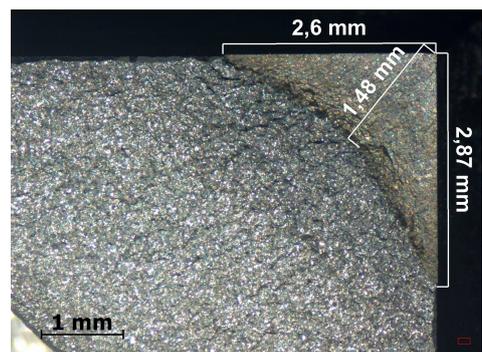


Bild A.56. Bruchflächenaufnahme B042 - Segment S2

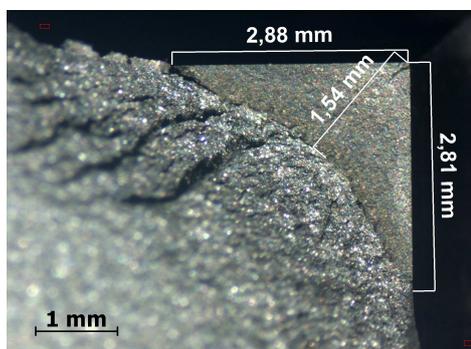


Bild A.57. Bruchflächenaufnahme B042 - Segment S3

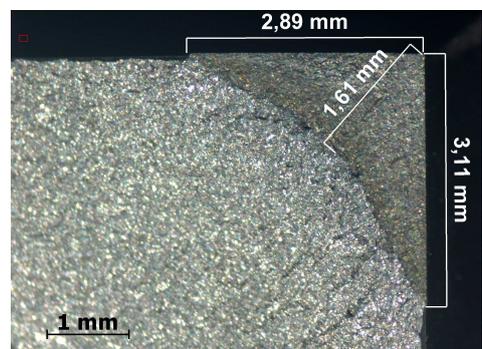


Bild A.58. Bruchflächenaufnahme B042 - Segment S4

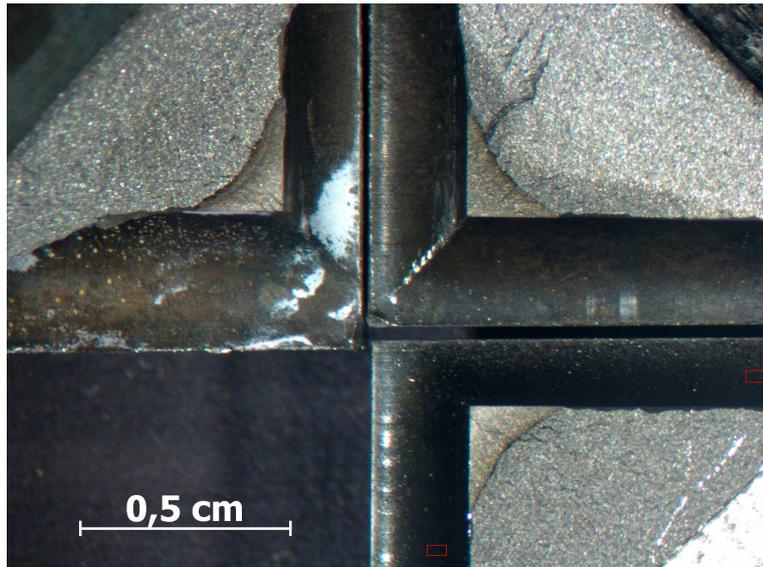


Bild A.59. Bruchflächenaufnahme B048 - Übersicht

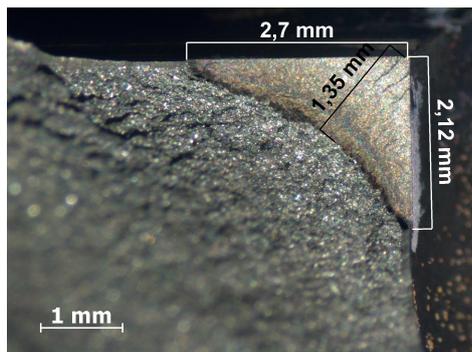


Bild A.60. Bruchflächenaufnahme B048 - Segment S1

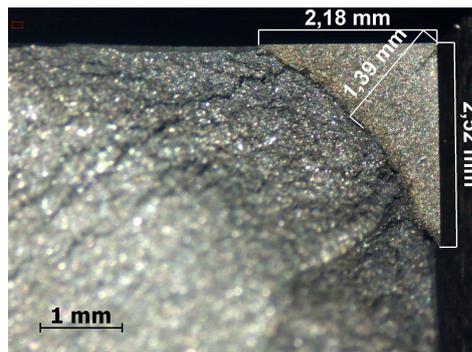


Bild A.61. Bruchflächenaufnahme B048 - Segment S2

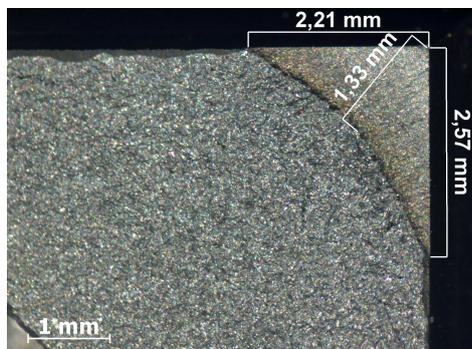


Bild A.62. Bruchflächenaufnahme B048 - Segment S3

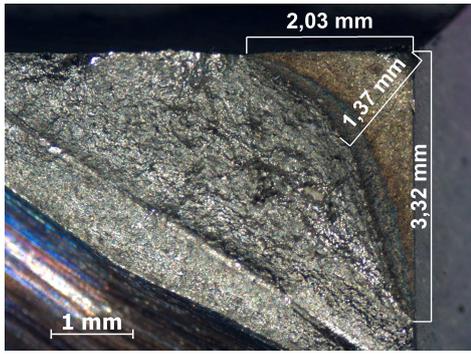


Bild A.63. Bruchflächenaufnahme B053 - Segment S1

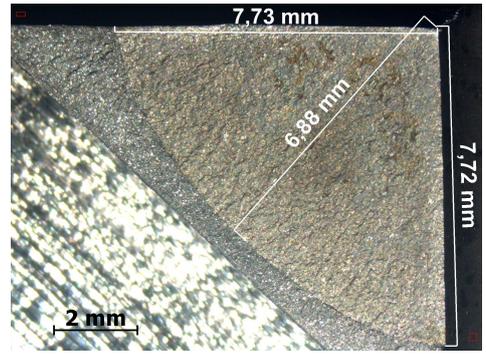


Bild A.64. Bruchflächenaufnahme A031 - Segment S3

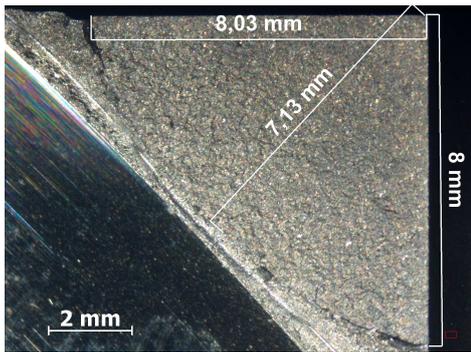


Bild A.65. Bruchflächenaufnahme A031 - Segment S4

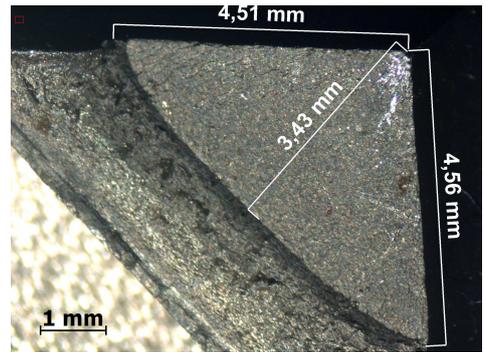


Bild A.66. Bruchflächenaufnahme B022 - Segment S2

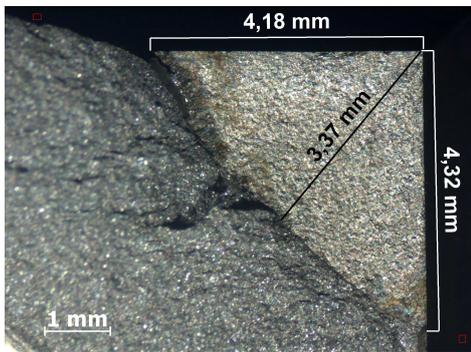


Bild A.67. Bruchflächenaufnahme B022 - Segment S3

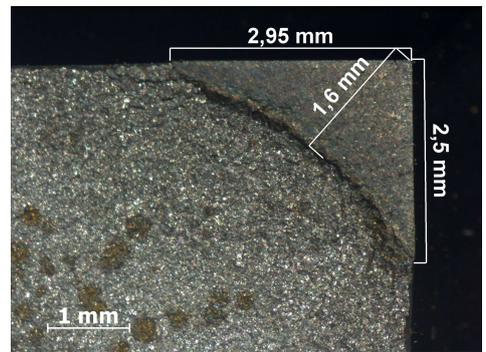


Bild A.68. Bruchflächenaufnahme B064 - Segment S2

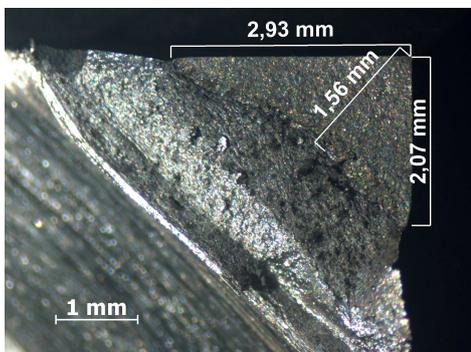


Bild A.69. Bruchflächenaufnahme B101 - Segment S3

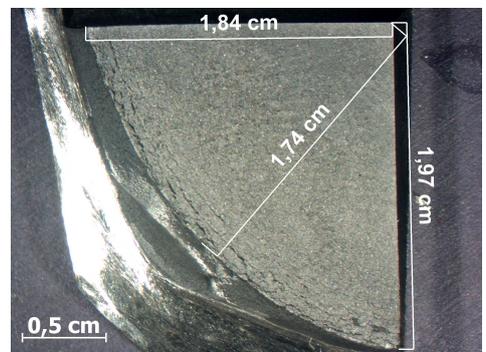


Bild A.70. Bruchflächenaufnahme A060 - Segment S1

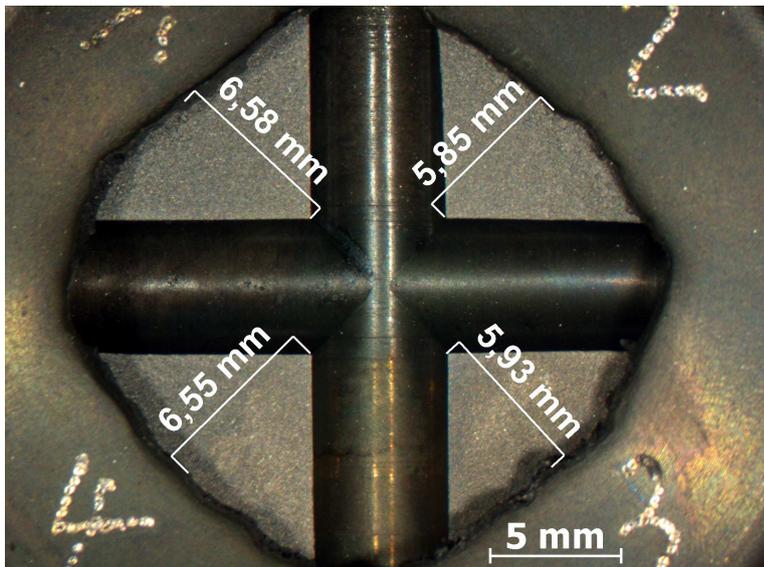


Bild A.71. Bruchflächenaufnahme B021 - Übersicht

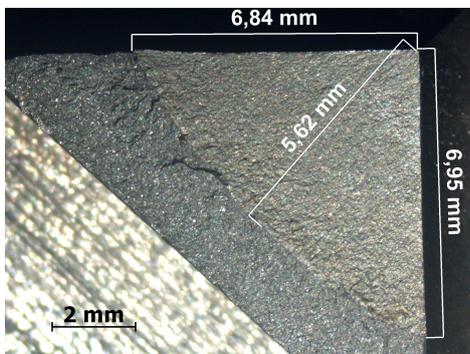


Bild A.72. Bruchflächenaufnahme B115 - Segment S1

A.3 Anhang zu Kapitel 5

A.3.1 Materialmodellierung

Programmcode A.1 Eingabeparameter ABAQUS bilineares Werkstoffgesetz mit kinematischer Verfestigung ($E = 200000$ MPa; $\mu = 0,3$, $\sigma_y = 1000$ MPa; $E_{pl} = 1000$ MPa)

```
1  **
2  ** MATERIALS
3  **
4  *Material, name=Material-1
5  *Elastic
6  200000., 0.3
7  *Plastic, hardening=KINEMATIC
8  1000.,0.
9  2000.,1.
10 **
```

Programmcode A.2 Eingabeparameter ABAQUS bilineares Werkstoffgesetz mit isotroper Verfestigung ($E = 200000$ MPa; $\mu = 0,3$, $\sigma_y = 1000$ MPa; $E_{pl} = 1000$ MPa)

```
1  **
2  ** MATERIALS
3  **
4  *Material, name=Material-1
5  *Elastic
6  200000., 0.3
7  *Plastic
8  1000.,0.
9  2000.,1.
10 **
```

Programmcode A.3 Eingabeparameter ABAQUS bilineares Werkstoffgesetz mit kinematischer Verfestigung; verdoppelt für Entlastungsberechnung

```
1  **
2  ** MATERIALS
3  **
4  *Material, name=Material-1
5  *Elastic
6  200000., 0.3
7  *Plastic, hardening=KINEMATIC
8  2000.,0.
9  4000.,2.
10 **
```

Programmcode A.4 Eingabeparameter ABAQUS bilineares Werkstoffgesetz mit isotroper Verfestigung; für Entlastungsberechnung in Abhängigkeit der zuvor erreichten plastischen Dehnung

```

1  **
2  ** MATERIALS
3  **
4  *Material, name=Material-1
5  *Elastic
6  200000., 0.3
7  *Plastic
8  2000.,0.,0.
9  4000.,2.,0.
10 4000.,0.,1.
11 8000.,4.,1.
12 **

```

A.3.2 Programm WF3D

Programmcode A.5 Fortran Funktion zur Integration einer Gewichtsfunktion unter Nutzung von OpenMP [18]

```

1  INTEGER FUNCTION integrate_sif (num_sif,num_ip,stress,m,sif)
2  !integriert die Gewichtsfunktion mit der Spannungsfunktion
3  !Gewichtsfunktion beinhaltet den Flächenanteil
4  use omp_lib
5  INTEGER num_sif,num_ip
6  DOUBLE PRECISION stress(num_ip)
7  DOUBLE PRECISION m(num_sif,num_ip)
8  DOUBLE PRECISION sif(num_sif)
9  DOUBLE PRECISION x
10 INTEGER i,j
11 !$omp parallel private( i,j,x)
12 !$omp do
13 DO i=1,num_sif,1
14     x=0.0
15     DO j=1,num_ip,1
16         x=x+stress(j)*m(i,j)
17     END DO
18     sif(i)=x
19 END DO
20 !$omp end do
21 !$omp end parallel
22 integrate_sif=0
23 END FUNCTION integrate_sif

```

Compiler Option: */Qopenmp*

A.4 Anhang zu Kapitel 6

A.4.1 Beanspruchungsermittlung

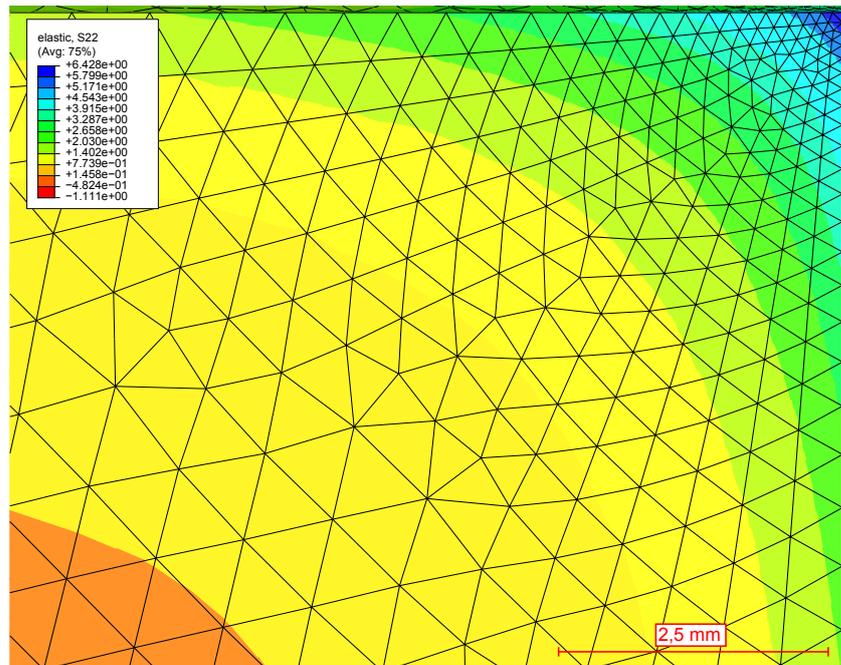


Bild A.73. Berechnungsergebnisse (MPa) infolge $p = 1 \text{ MPa}$, $h/d = 10/5$

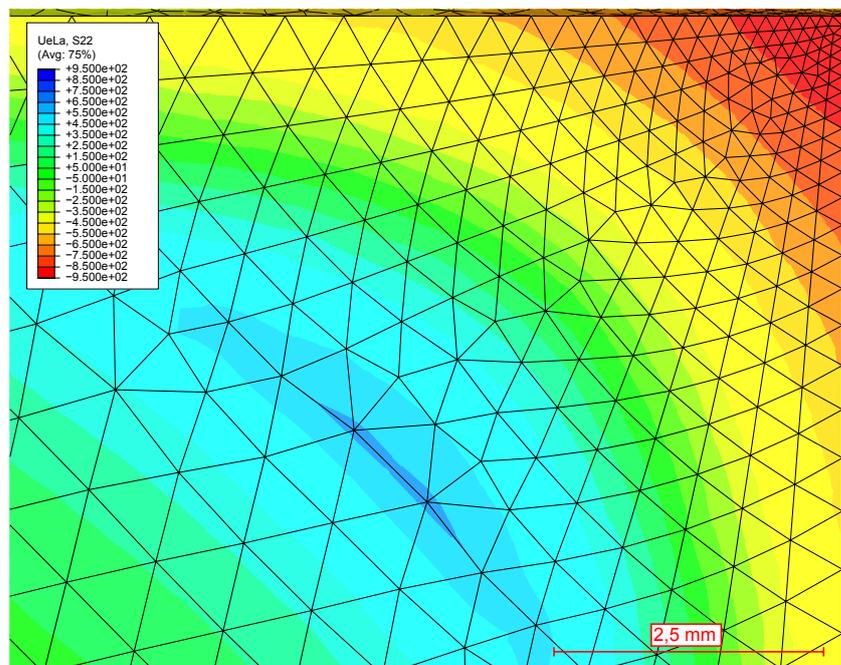


Bild A.74. Eigenspannungen (MPa) infolge Autofrettage 6000 bar, $h/d = 10/5$

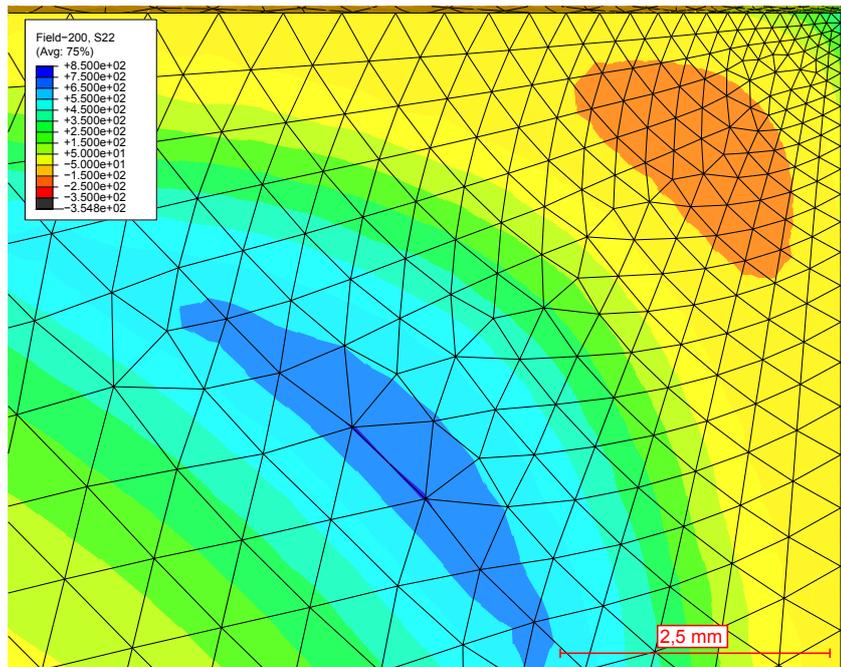


Bild A.75. Spannungen (MPa) infolge Autofrettage 6000 bar und 2000 bar Innendruck, $h/d = 10/5$

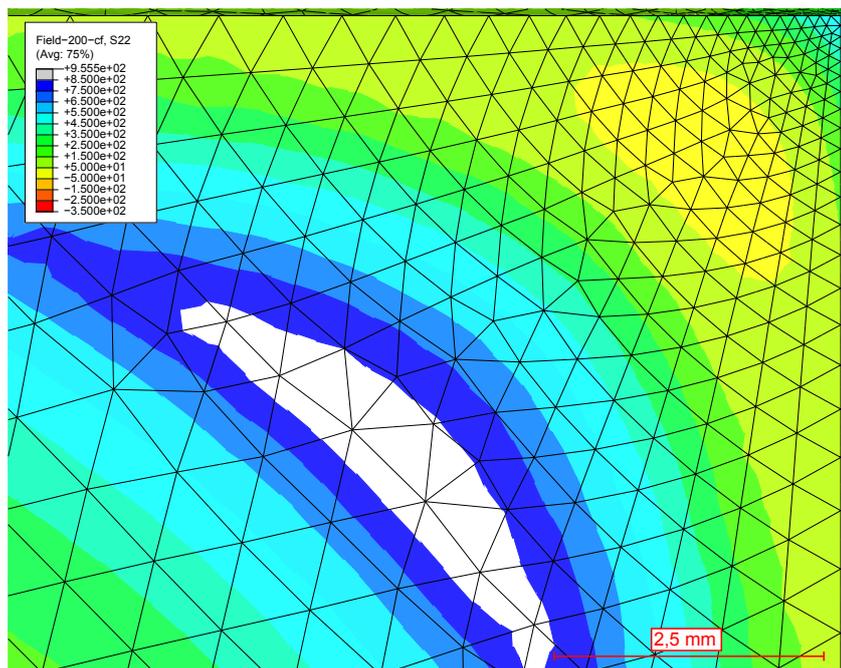


Bild A.76. Spannungen (MPa) infolge Autofrettage 6000 bar, 2000 bar Innendruck und 2000 bar Rissuferbelastung, $h/d = 10/5$

A.4.2 Simulation Rissfortschritt

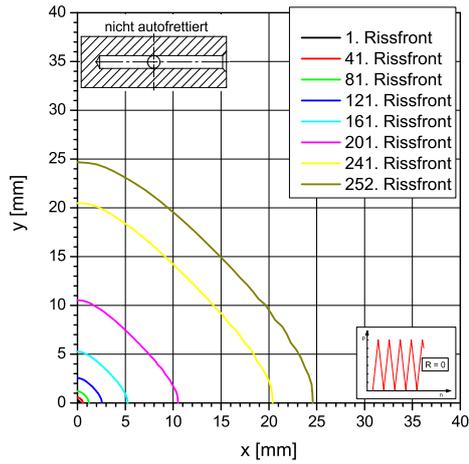


Bild A.77. Risskonturen, $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0$, $\Delta p = 2400$ bar, Linear

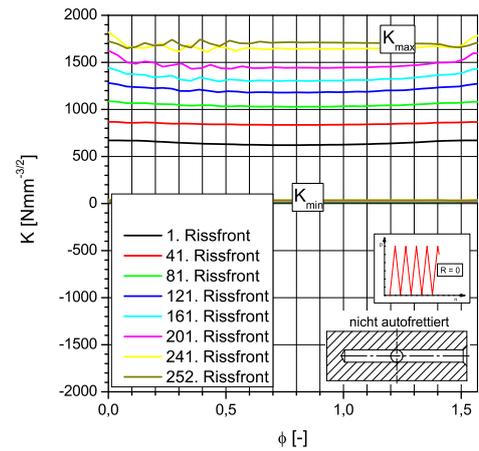


Bild A.78. Spannungsintensitäten, $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0$, $\Delta p = 2400$ bar, Linear

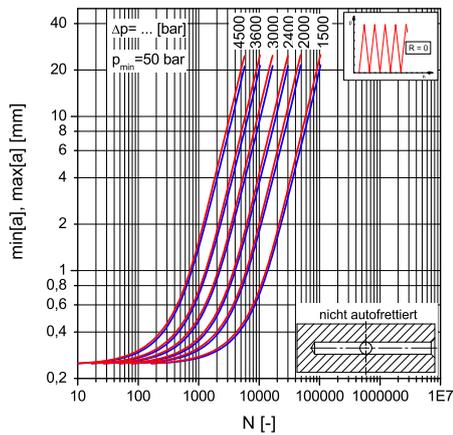


Bild A.79. Rissfortschritt $a - N$, $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0$, Linear

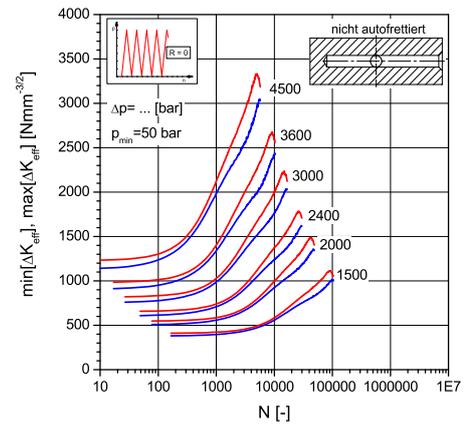


Bild A.80. Rissfortschritt $\Delta K - N$, $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0$, Linear

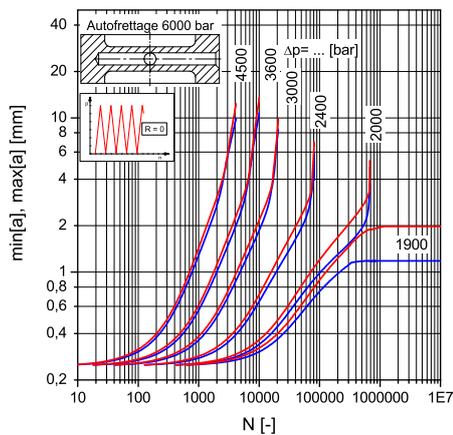


Bild A.81. Rissfortschritt $a - N$, $h/d = 10/5$, Autofretttage 6000 bar, $R = 0$, Linear

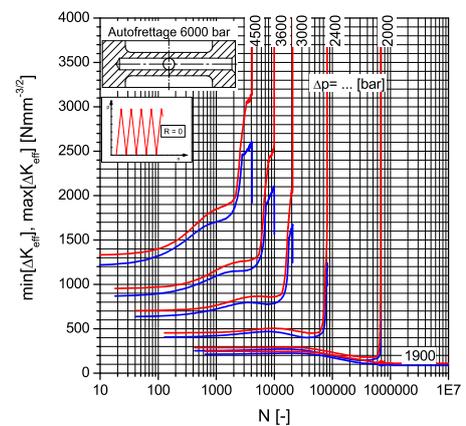


Bild A.82. Rissfortschritt $\Delta K - N$, $h/d = 10/5$, Autofretttage 6000 bar, $R = 0$, Linear

A.4.3 Rechnerischer Einfluss Rissöffnungsbeziehung

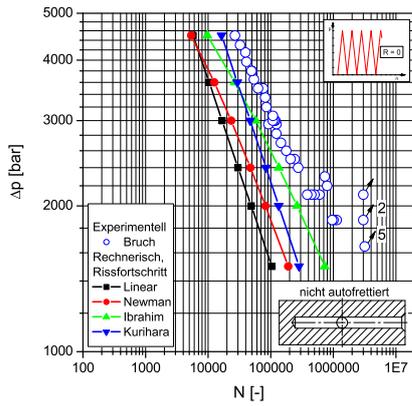


Bild A.83. Wöhlerlinie, Rechnerischer Einfluss Rissöffnungsbeziehung, $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0$

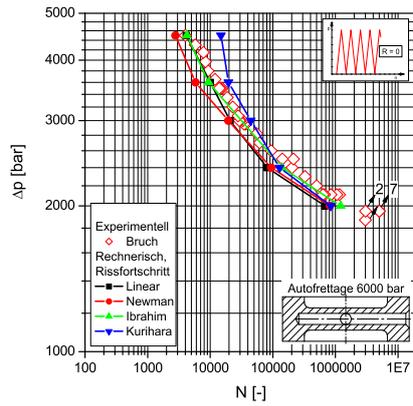


Bild A.84. Wöhlerlinie, Rechnerischer Einfluss Rissöffnungsbeziehung, $h/d = 10/5$, Autofretttage 6000 bar, $R = 0$

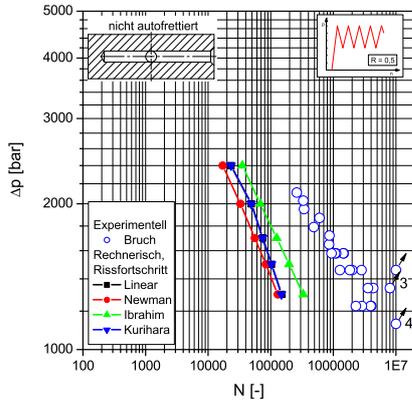


Bild A.85. Wöhlerlinie, Rechnerischer Einfluss Rissöffnungsbeziehung, $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0.5$

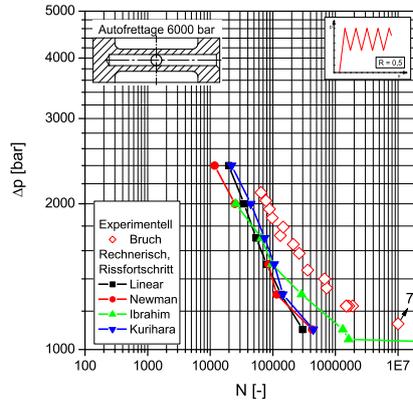


Bild A.86. Wöhlerlinie, Rechnerischer Einfluss Rissöffnungsbeziehung, $h/d = 10/5$, Autofretttage 6000 bar, $R = 0.5$

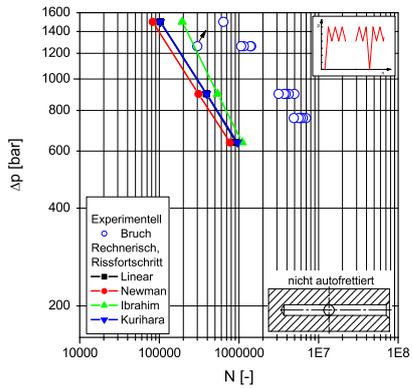


Bild A.87. Lebensdauerlinie, Rechnerischer Einfluss Rissöffnungsbeziehung, $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 3000$ bar

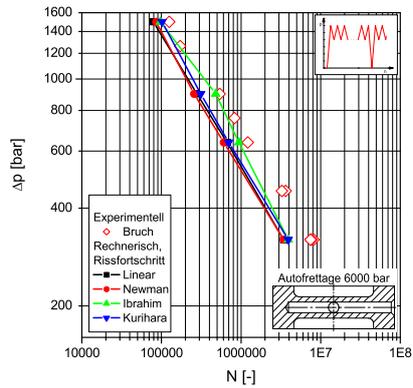


Bild A.88. Lebensdauerlinie, Rechnerischer Einfluss Rissöffnungsbeziehung, $h/d = 10/5$, Autofretttage 6000 bar, Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 3000$ bar

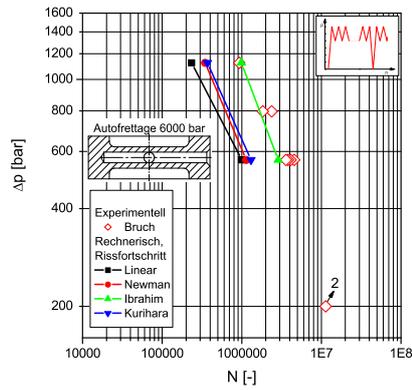


Bild A.89. Lebensdauerlinie, Rechnerischer Einfluss Riss-schließverhalten, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 2250$ bar

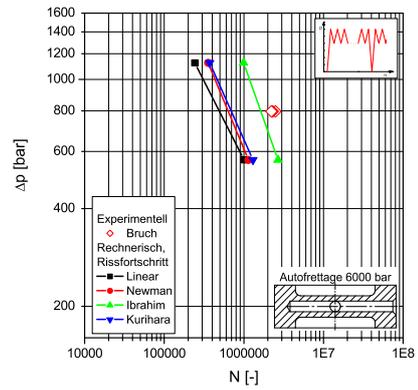


Bild A.90. Lebensdauerlinie, Rechnerischer Einfluss Riss-schließverhalten, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, Zweistufenversuch 1 : 10000, $p_{max} = 2250$ bar

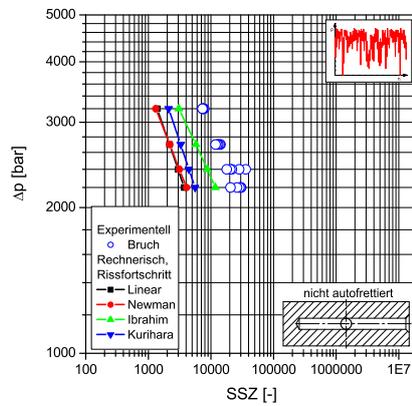


Bild A.91. Lebensdauerlinie, Rechnerischer Einfluss Riss-schließverhalten, $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, Betriebslast CORAL

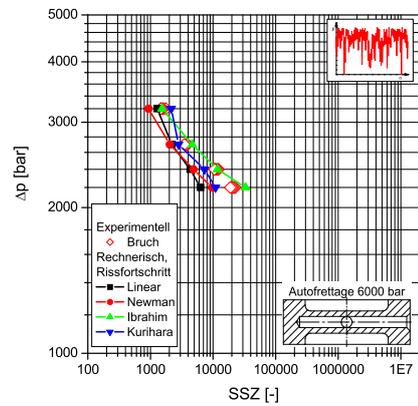


Bild A.92. Lebensdauerlinie, Rechnerischer Einfluss Riss-schließverhalten, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, Betriebslast CORAL

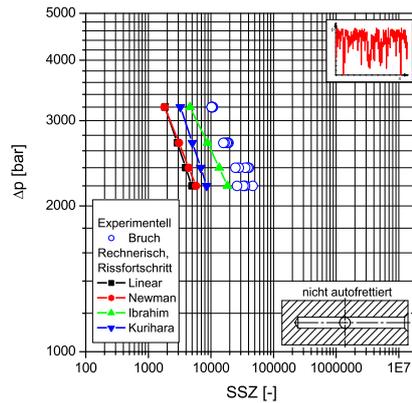


Bild A.93. Lebensdauerlinie, Rechnerischer Einfluss Riss-schließverhalten, $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, Betriebslast CORAL mit Omission

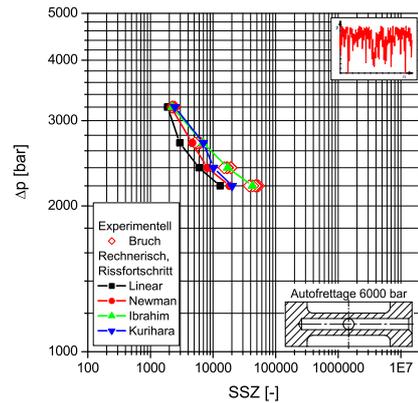


Bild A.94. Lebensdauerlinie, Rechnerischer Einfluss Riss-schließverhalten, $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, Betriebslast CORAL mit Omission

A.4.4 Berechnungsergebnisse Bruch

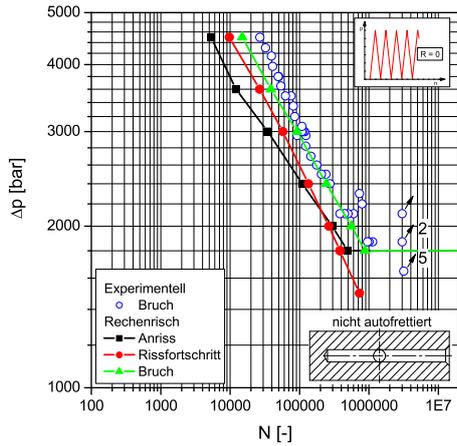


Bild A.95. Wöhlerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0$

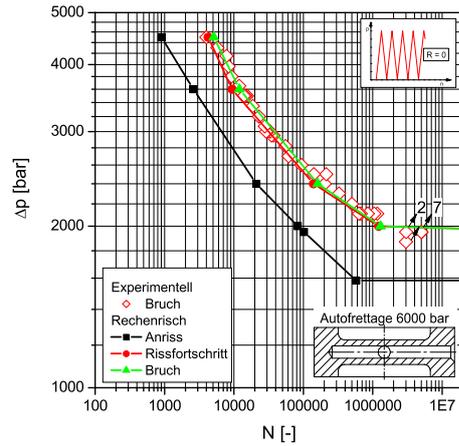


Bild A.96. Wöhlerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0$

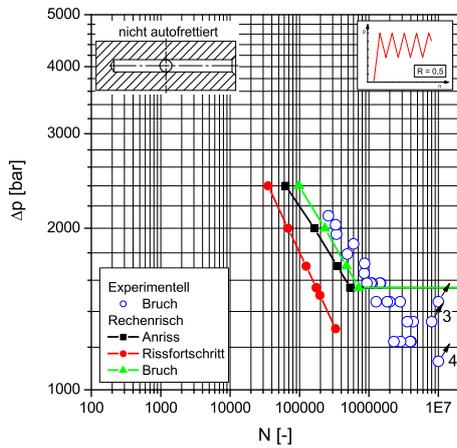


Bild A.97. Wöhlerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, $R = 0,5$

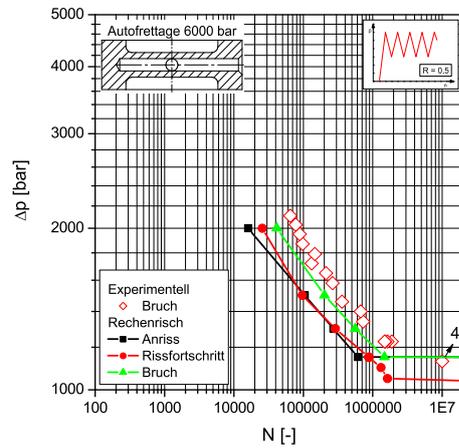


Bild A.98. Wöhlerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, $R = 0,5$

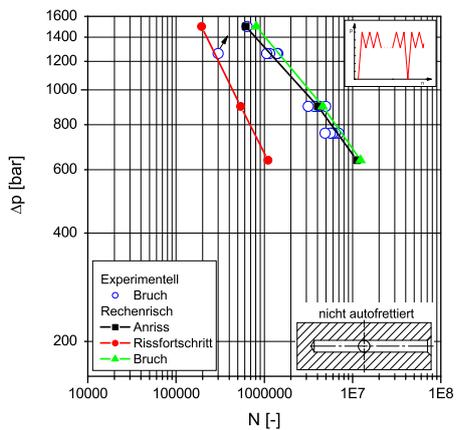


Bild A.99. Lebensdauerlinie $h/d = 20/5$, nicht autofrettiert, Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 3000$ bar

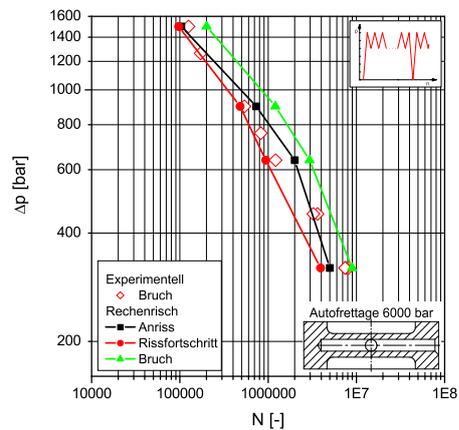


Bild A.100. Lebensdauerlinie $h/d = 10/5$, Autofrettage 6000 bar, Zweistufenversuch 1 : 1000, $p_{max} = 3000$ bar

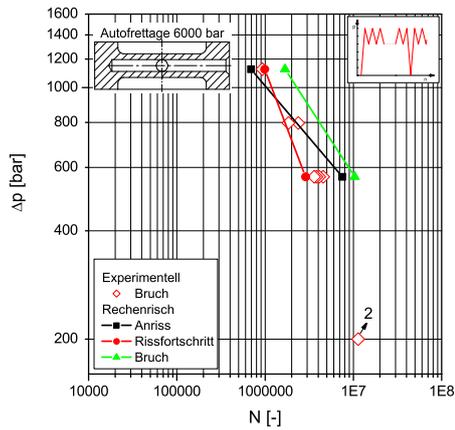


Bild A.101. Lebensdauerlinie $h/d = 10/5$,
Autofrettage 6000 bar, Zwei-
stufenversuch 1 : 1000,
 $p_{max} = 2250$ bar

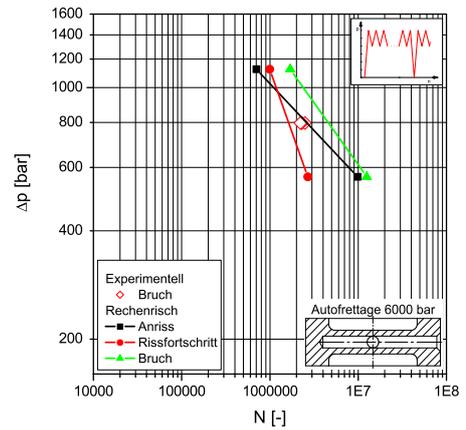


Bild A.102. Lebensdauerlinie $h/d = 10/5$,
Autofrettage 6000 bar, Zwei-
stufenversuch 1 : 10000,
 $p_{max} = 2250$ bar

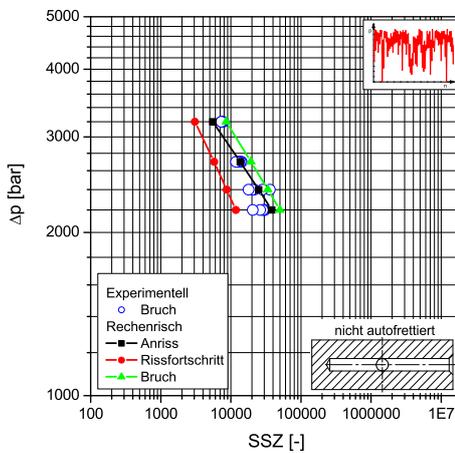


Bild A.103. Lebensdauerlinie $h/d = 20/5$,
nicht autofrettet, Betriebs-
last CORAL

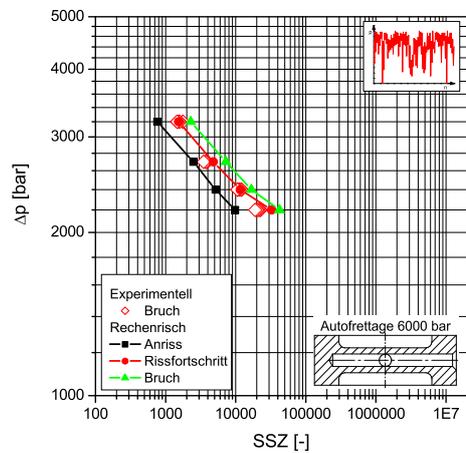


Bild A.104. Lebensdauerlinie $h/d = 10/5$,
Autofrettage 6000 bar, Betriebs-
last CORAL

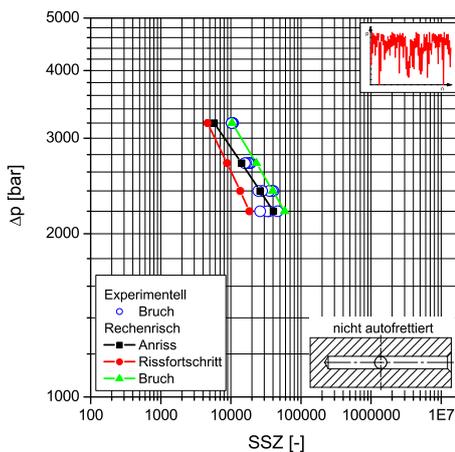


Bild A.105. Lebensdauerlinie $h/d = 20/5$,
nicht autofrettet, Betriebs-
last CORAL mit Omission

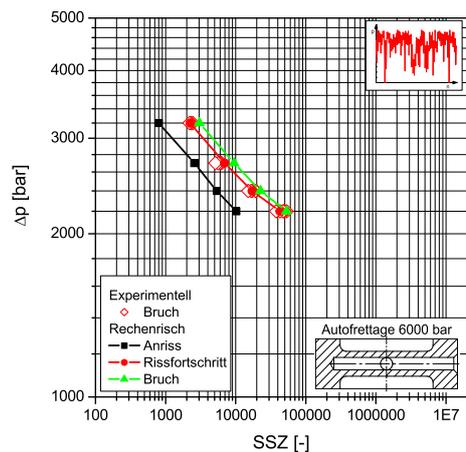
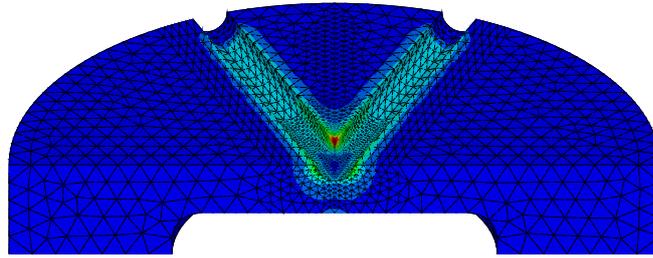


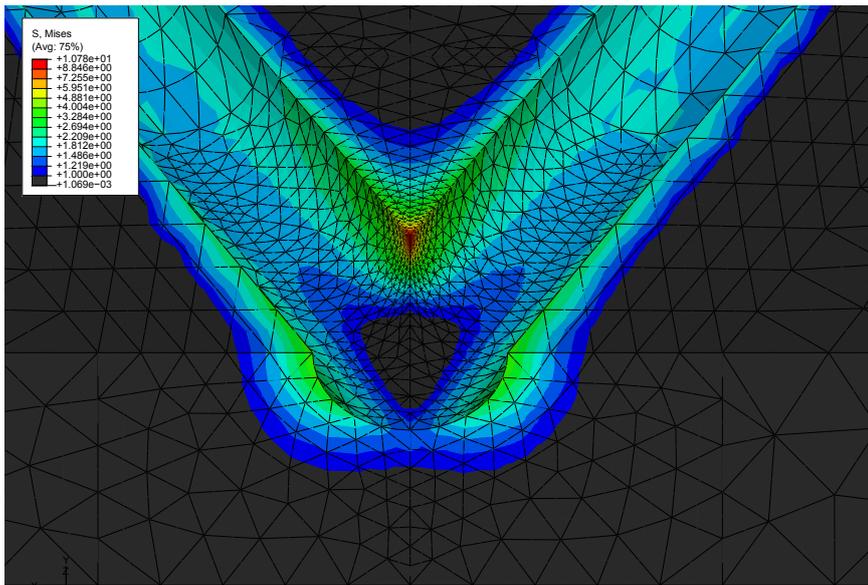
Bild A.106. Lebensdauerlinie $h/d = 10/5$,
Autofrettage 6000 bar, Betriebs-
last CORAL mit Omission

A.5 Anhang zu Kapitel 7

A.5.1 45° und 90° Bohrungsverschneidung - Autofrettage I und II



(a) Übersicht



(b) Detail

Bild A.107. 45° Bohrungsverschneidung (42CrMo4) - modellierter Bereich mit Berechnungsergebnissen (MPa) bei elastischer Beanspruchung mit $p = 1$ MPa

Tabelle A.15. Berechnungsergebnisse Dauerfestigkeit $R=0$, autofrettierte Bohrungsverschneidungen (42CrMo4)

Beanspruchung	90° BV (42CrMo4)	45° BV (42CrMo4)
$\Delta p=2500$ bar		Risstillstand
$\Delta p=2600$ bar	Risstillstand	
$\Delta p=2700$ bar		Risstillstand
$\Delta p=2800$ bar	Risstillstand	Risstillstand
$\Delta p=2900$ bar		Versagen
$\Delta p=3000$ bar	Risstillstand	
$\Delta p=3100$ bar	Risstillstand	
$\Delta p=3200$ bar	Versagen	
rechnerische Dauerfestigkeit Δp_D	3150 bar	2850 bar



Bild A.108. Risstopp an 45° Bohrungsver-schneidung, $h/d = 15/5$, aus [107, Bild 5.14] und [276, Bild 2]

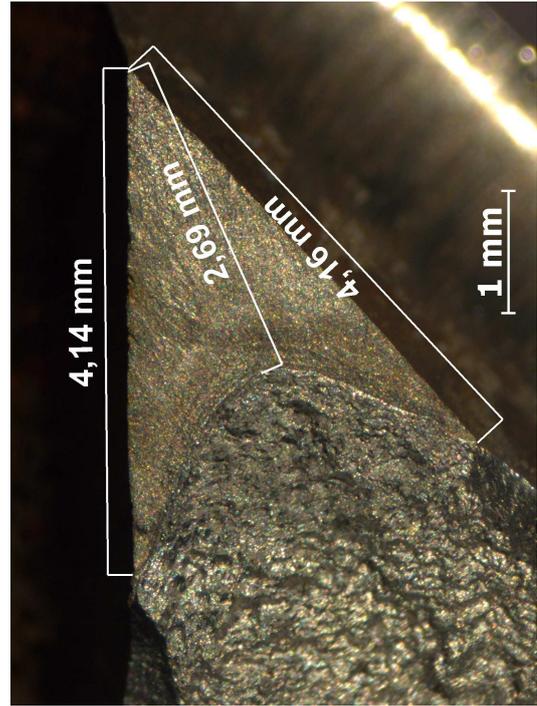


Bild A.109. Geometrie stehbleibender Riss, 45° BV (42CrMo4), Probe 17, Durchläufer $\Delta p = 2500$ bar, Tabelle A.26

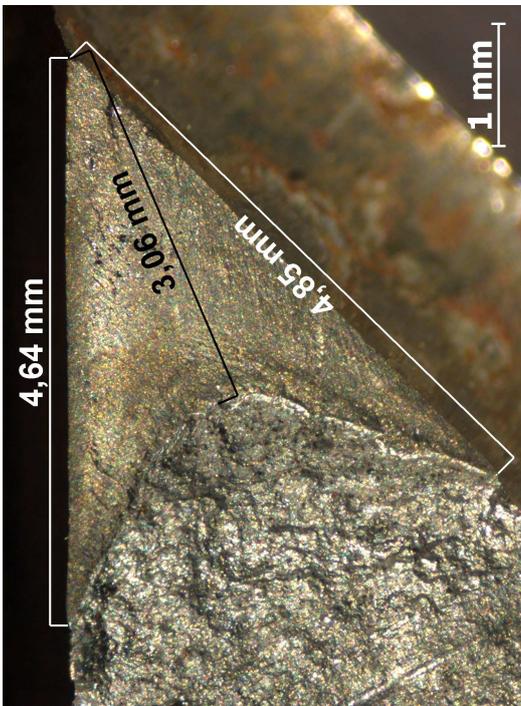


Bild A.110. Geometrie stehbleibender Riss, 45° BV (42CrMo4), Probe 27, Durchläufer $\Delta p = 2500$ bar, Tabelle A.26

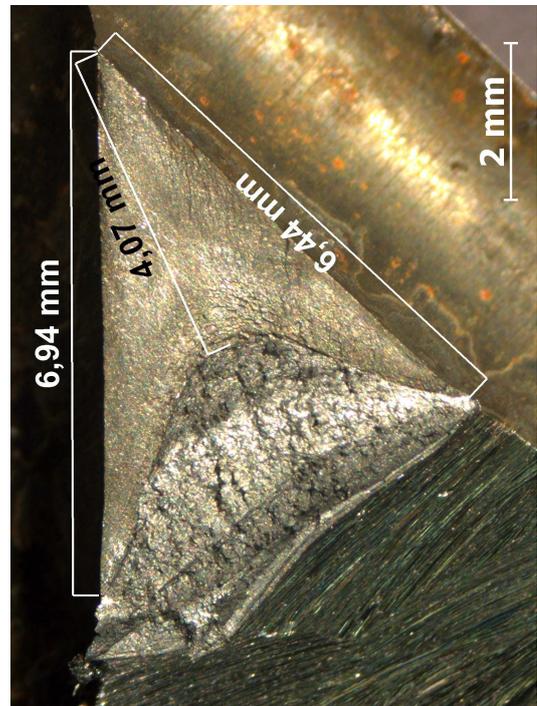
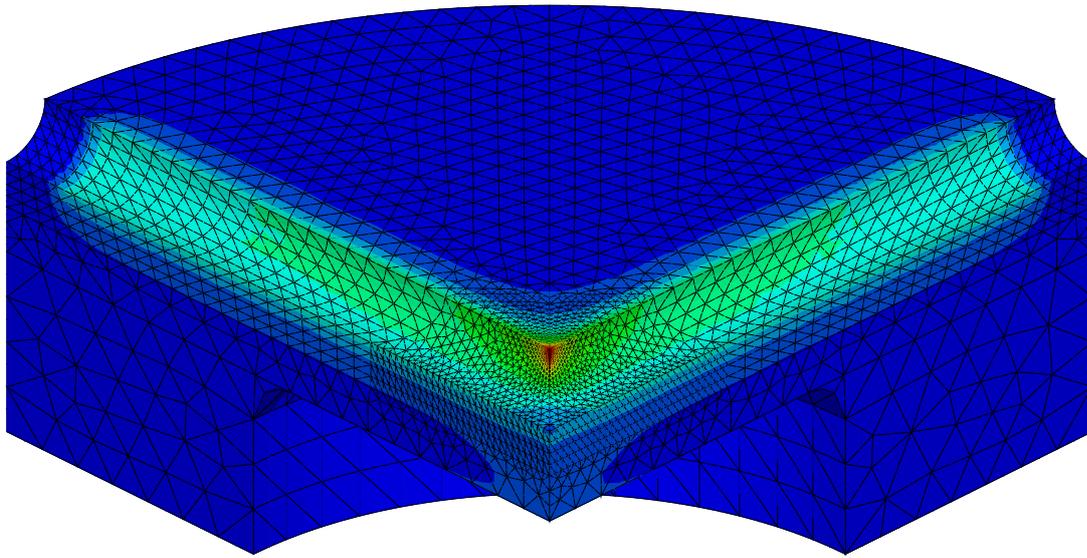
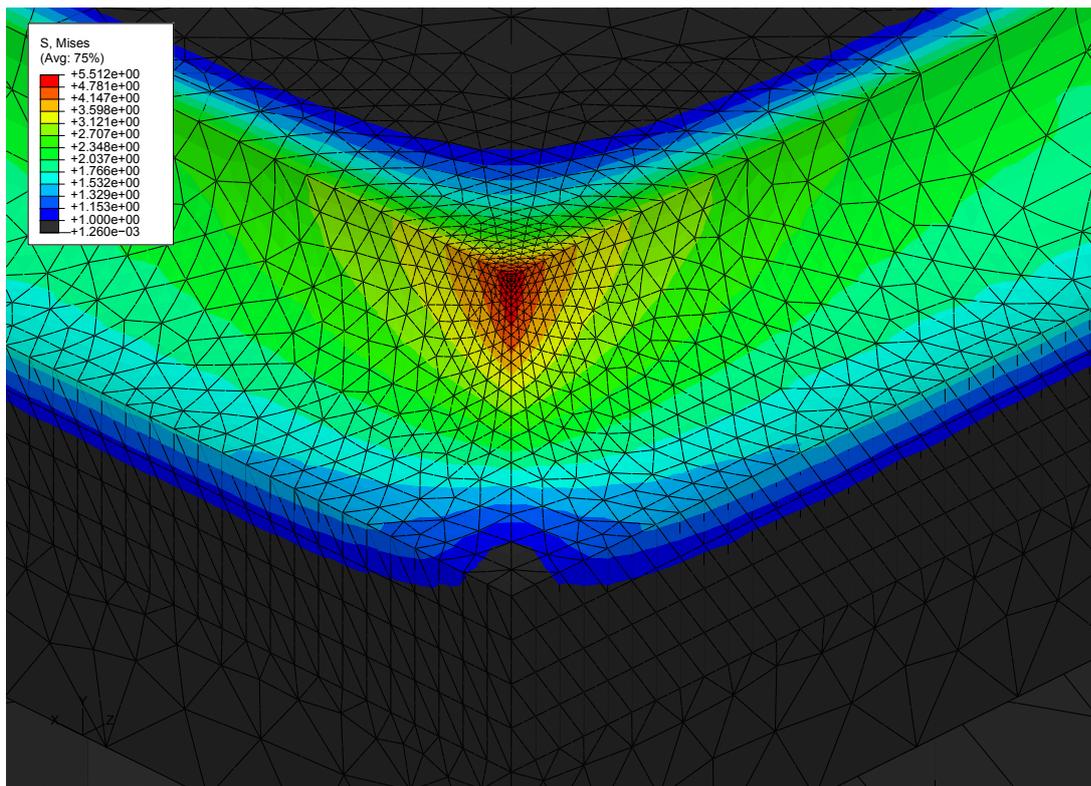


Bild A.111. Geometrie stehbleibender Riss, 45° BV (42CrMo4), Probe 9, Durchläufer $\Delta p = 2800$ bar, Tabelle A.26



(a) Übersicht



(b) Detail

Bild A.112. 90° Bohrungsverschneidung (42CrMo4) - modellierter Bereich mit Berechnungsergebnissen (MPa) bei elastischer Beanspruchung mit $p = 1$ MPa



Bild A.113. Geometrie stehbleibender Riss, 90° BV (42CrMo4), Probe 4 - Ecke 1, Durchläufer $\Delta p = 3000$ bar, Tabelle A.24



Bild A.114. Geometrie stehbleibender Riss, 90° BV (42CrMo4), Probe 4 - Ecke 2, Durchläufer $\Delta p = 3000$ bar, Tabelle A.24

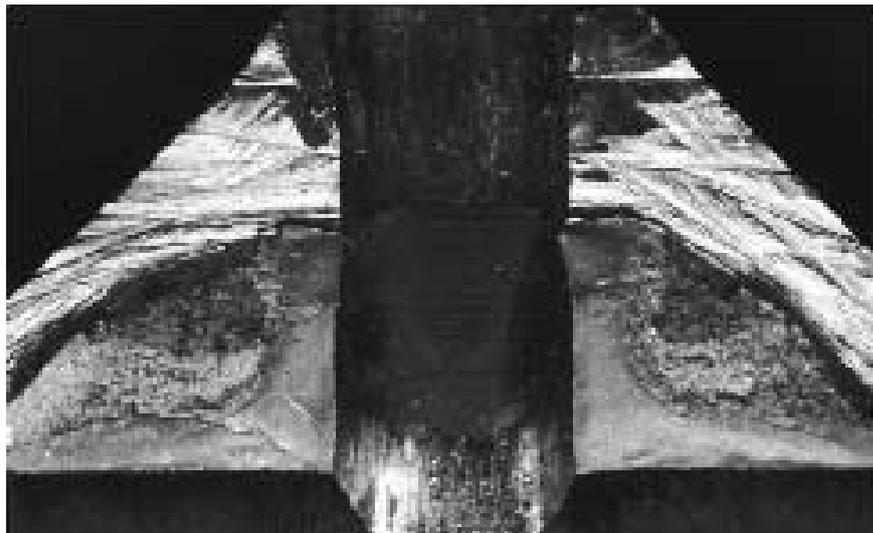
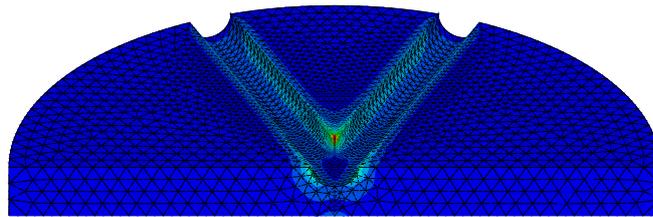
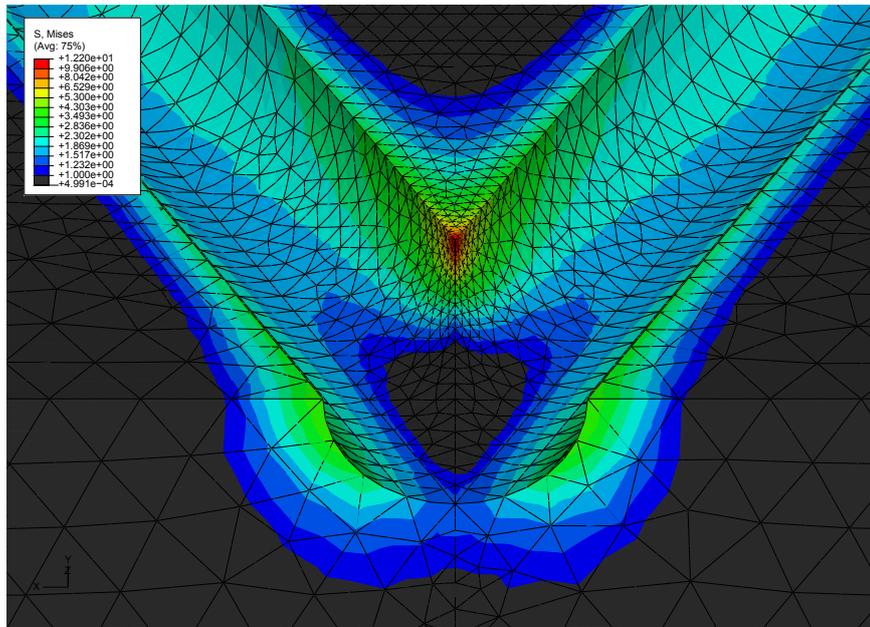


Bild A.115. Rissstopp an 90° Bohrungsverschneidung, $h/d = 18/6$, aus [107, Bild 5.12]

A.5.2 45° und 90° Bohrungsverschneidung - Autofrettage III



(a) Übersicht



(b) Detail

Bild A.116. 45° Bohrungsverschneidung (18CrNiMo7-6) - modellierter Bereich mit Berechnungsergebnissen (MPa) bei elastischer Beanspruchung mit $p = 1$ MPa

Tabelle A.16. Berechnungsergebnisse Dauerfestigkeit $R=0$, autofrettierte (8000 bar) Bohrungsverschneidungen (18CrNiMo7-6)

Beanspruchung	90° BV (18CrNiMo7-6)	45° BV (18CrNiMo7-6)
$\Delta p=2700$ bar		Rissstillstand
$\Delta p=2800$ bar		Rissstillstand
$\Delta p=2900$ bar	Rissstillstand	Versagen
$\Delta p=3000$ bar	Rissstillstand	
$\Delta p=3100$ bar	Versagen	
rechnerische Dauerfestigkeit Δp_D	3050 bar	2850 bar



Bild A.117. Geometrie stehenbleibender Riss, 45° BV (18CrNiMo7-6), Probe 391, Durchläufer $\Delta p = 2950$ bar, [71, Bild A.64]

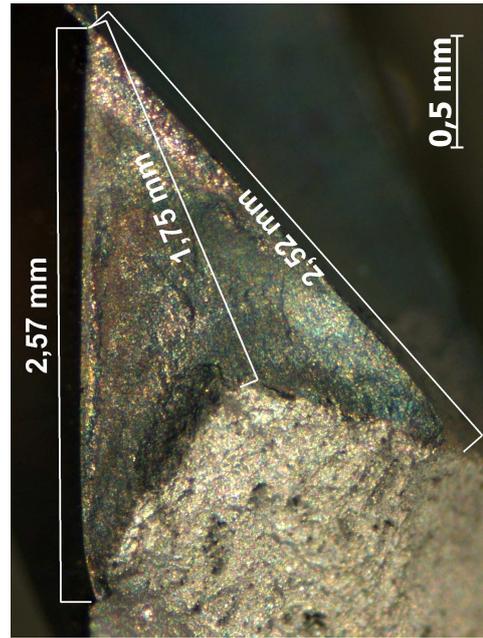


Bild A.118. Geometrie stehenbleibender Riss, 45° BV (18CrNiMo7-6), Probe 406, Durchläufer $\Delta p = 2950$ bar

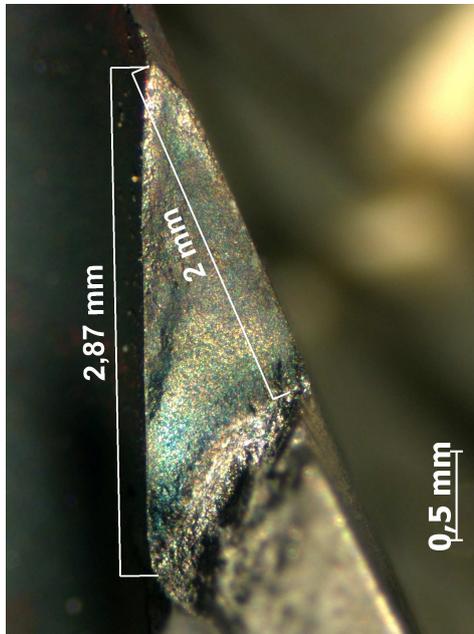
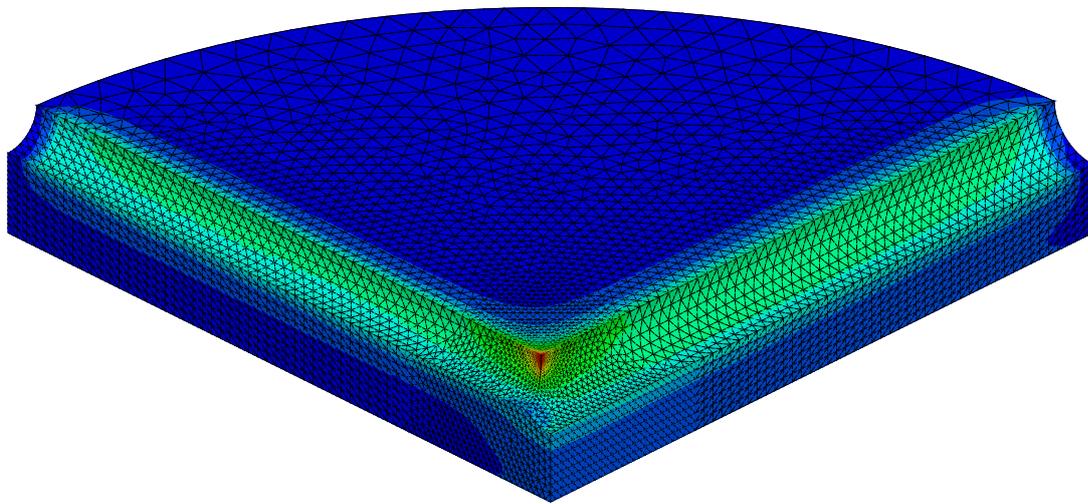
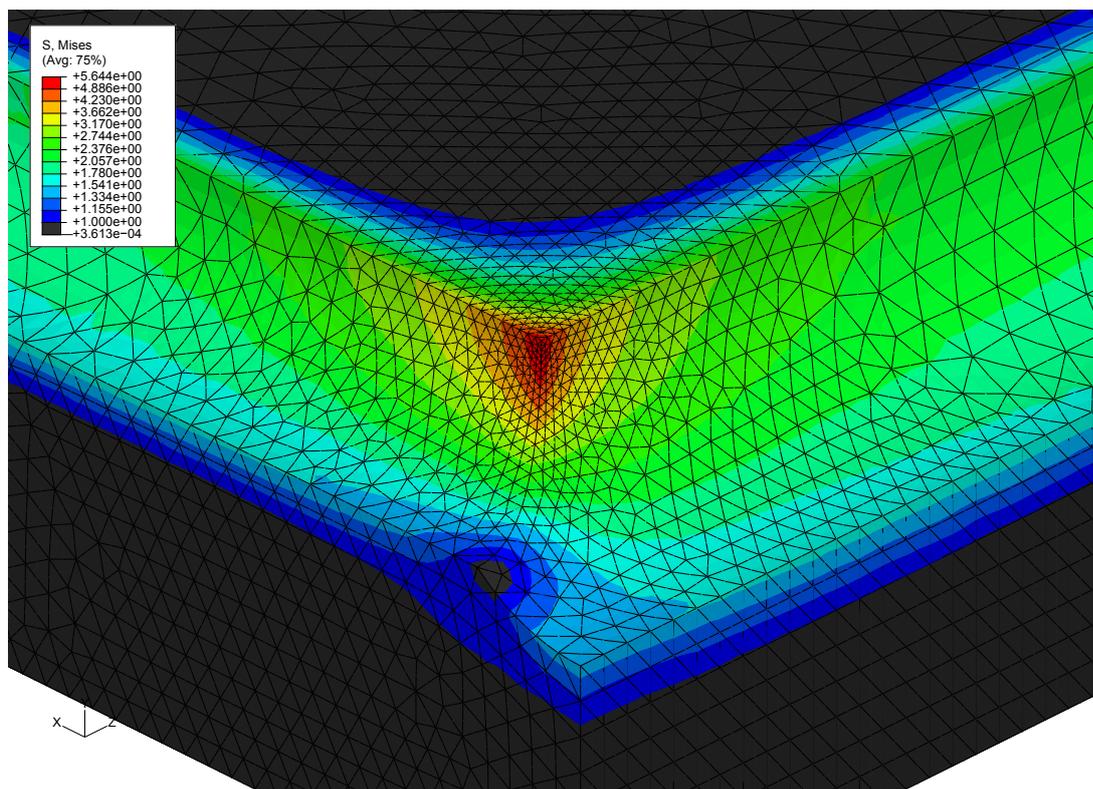


Bild A.119. Geometrie stehenbleibender Riss, 45° BV (18CrNiMo7-6), Probe 406, Durchläufer $\Delta p = 2950$ bar



(a) Übersicht



(b) Detail

Bild A.120. 90° Bohrungsverschneidung (18CrNiMo7-6) - modellierter Bereich mit Berechnungsergebnissen (MPa) bei elastischer Beanspruchung mit $p = 1$ MPa



Bild A.121. Geometrie stehbleibender Riss, 90° BV (18CrNiMo7-6), Probe 209, Durchläufer $\Delta p = 2950$ bar, [71, Bild A.65]

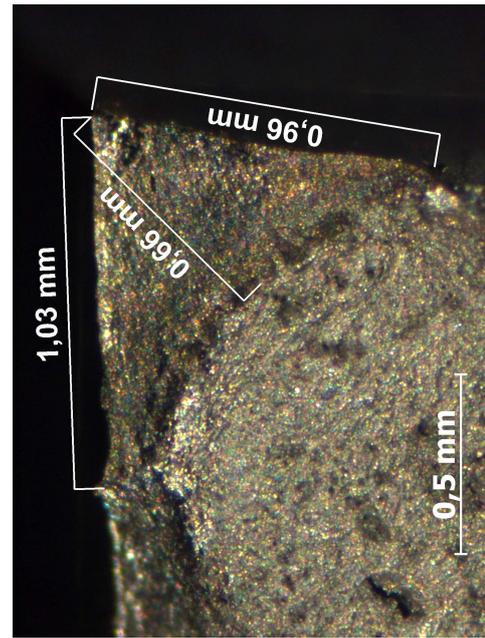


Bild A.122. Geometrie stehbleibender Riss, 90° BV (18CrNiMo7-6), Probe 192, Durchläufer $\Delta p = 2950$ bar

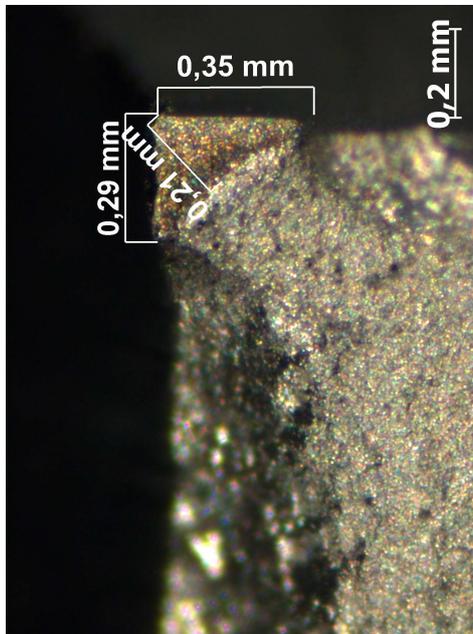
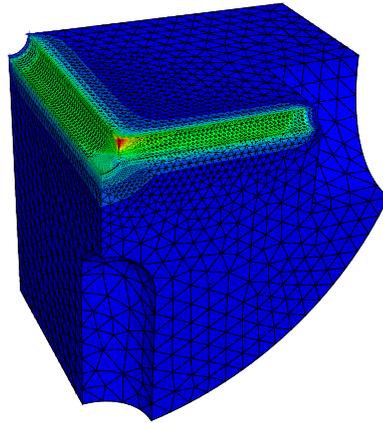
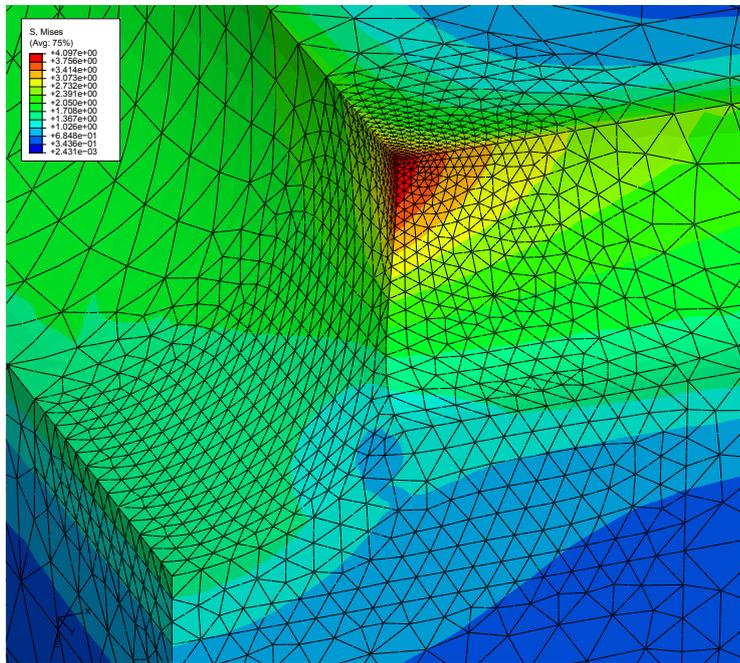


Bild A.123. Geometrie stehbleibender Riss, 90° BV (18CrNiMo7-6), Probe 191, Durchläufer $\Delta p = 2700$ bar

A.5.3 Hochdruckverteilerleiste VL60



(a) Übersicht



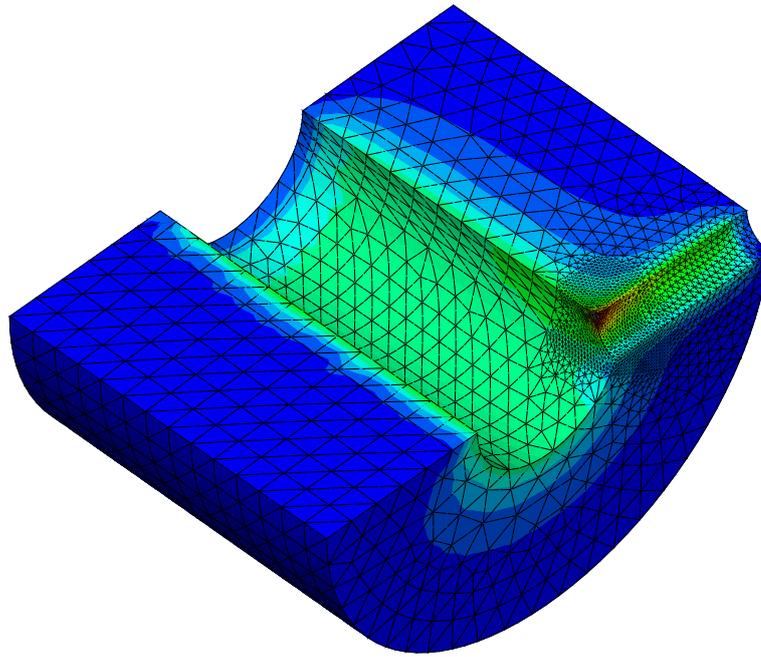
(b) Detail

Bild A.124. VL60 - modellierter Bereich mit mit Berechnungsergebnissen (MPa) bei elastischer Beanspruchung mit $p = 1 \text{ MPa}$

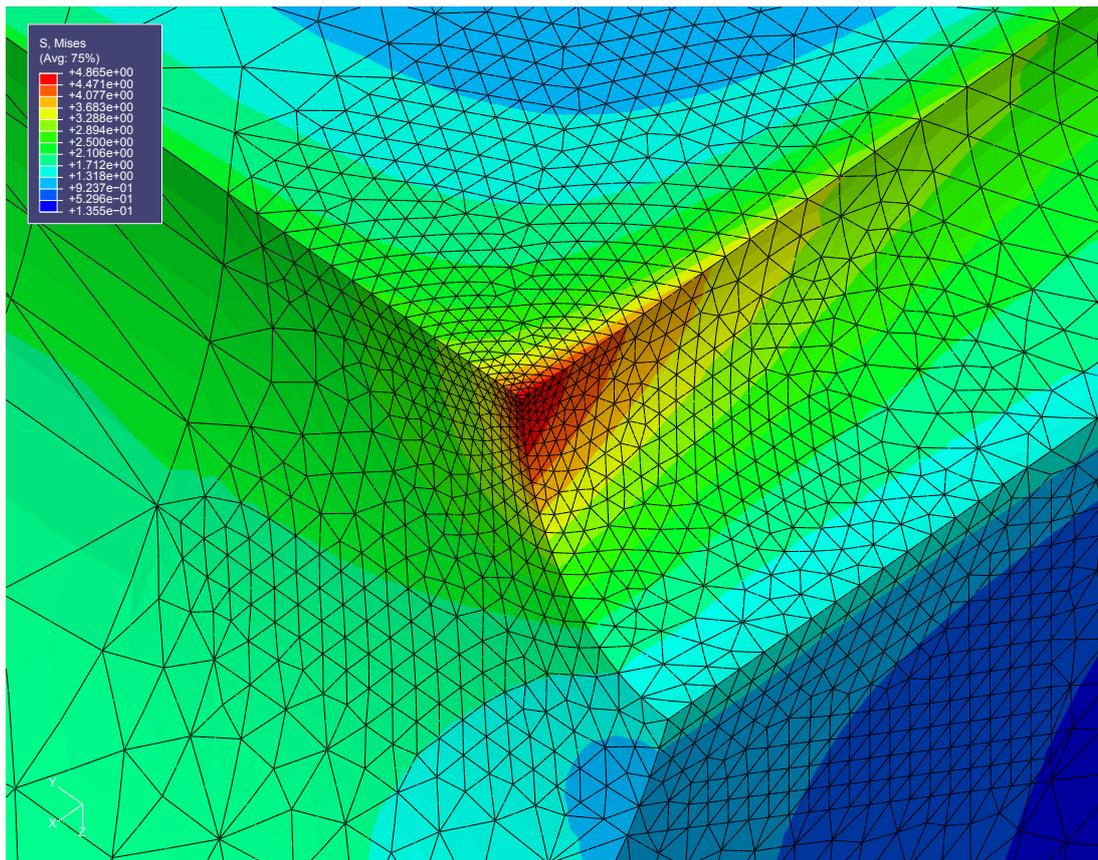
Tabelle A.17. Berechnungsergebnisse Dauerfestigkeit $R=0$, Hochdruckverteilerleiste VL60

		Bezeichnung			
Werkstoff	1.4534.4	1.4534.4	18CrNiMo7-6	18CrNiMo7-6	
Autofrettage	14 kbar	20 kbar	14 kbar	20 kbar	
$\Delta p=3700 \text{ bar}$	Rissstillstand				
$\Delta p=3800 \text{ bar}$	Versagen				
$\Delta p=5100 \text{ bar}$		Rissstillstand	Rissstillstand		
$\Delta p=5200 \text{ bar}$		Versagen	Versagen		
$\Delta p=5900 \text{ bar}$				Rissstillstand	
$\Delta p=6000 \text{ bar}$				Versagen	
Δp_D	3750 bar	5150 bar	5150 bar	5950 bar	

A.5.4 Railstück 9/28

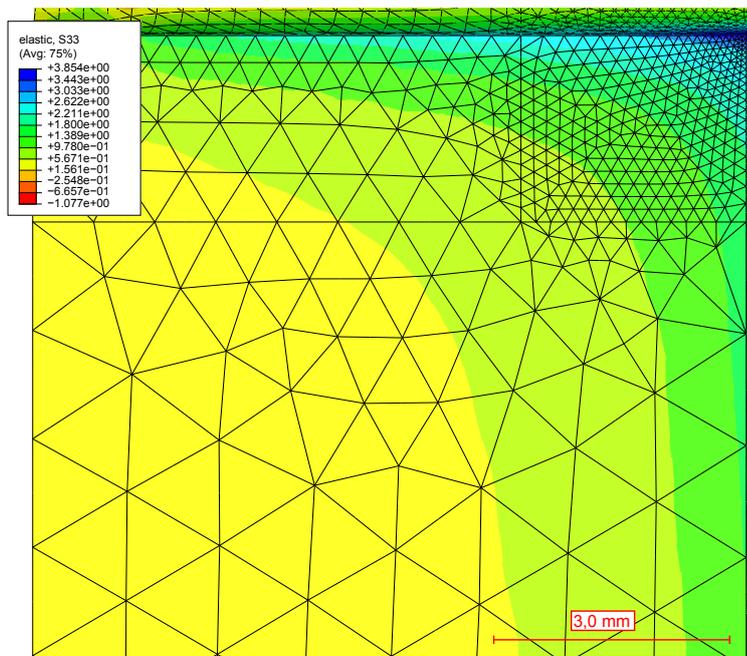


(a) Übersicht

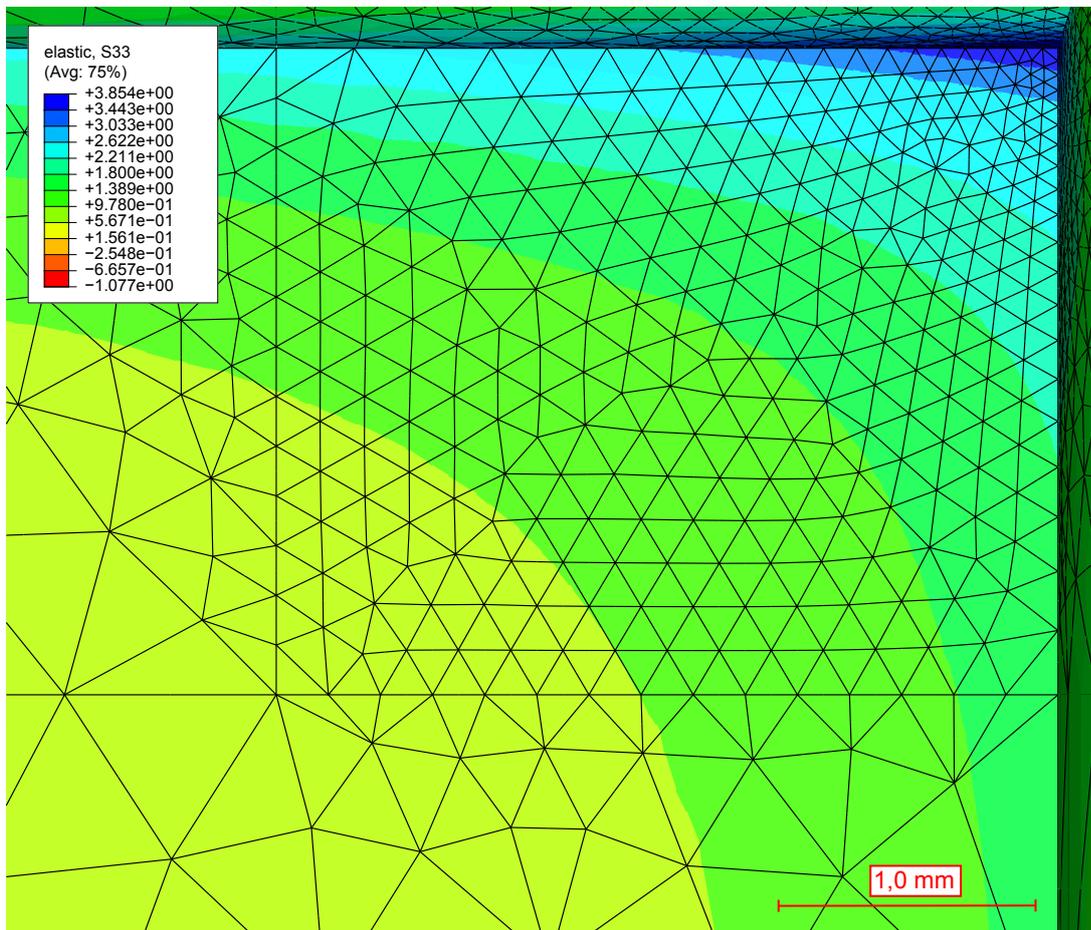


(b) Detail

Bild A.125. Railstück 9/28 - modellierter Bereich mit Berechnungsergebnissen (MPa) bei elastischer Beanspruchung mit $p = 1$ MPa

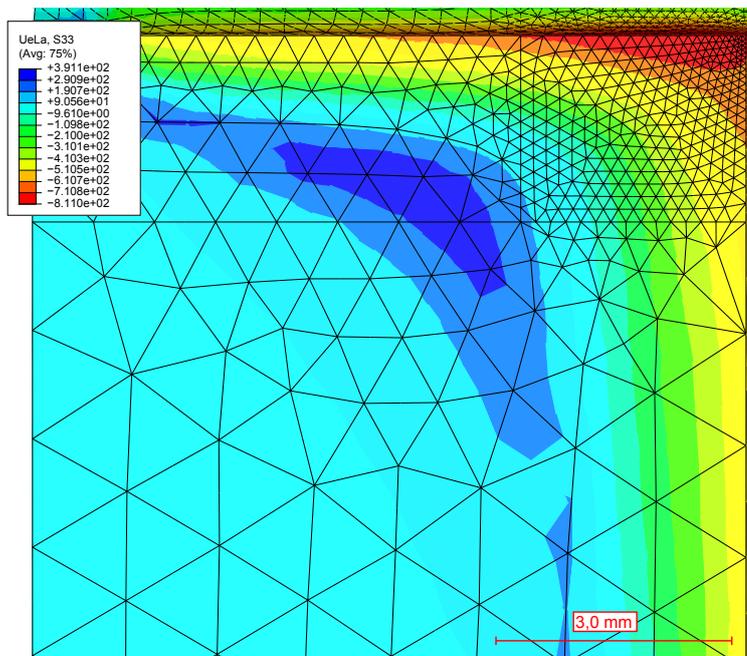


(a) Übersicht

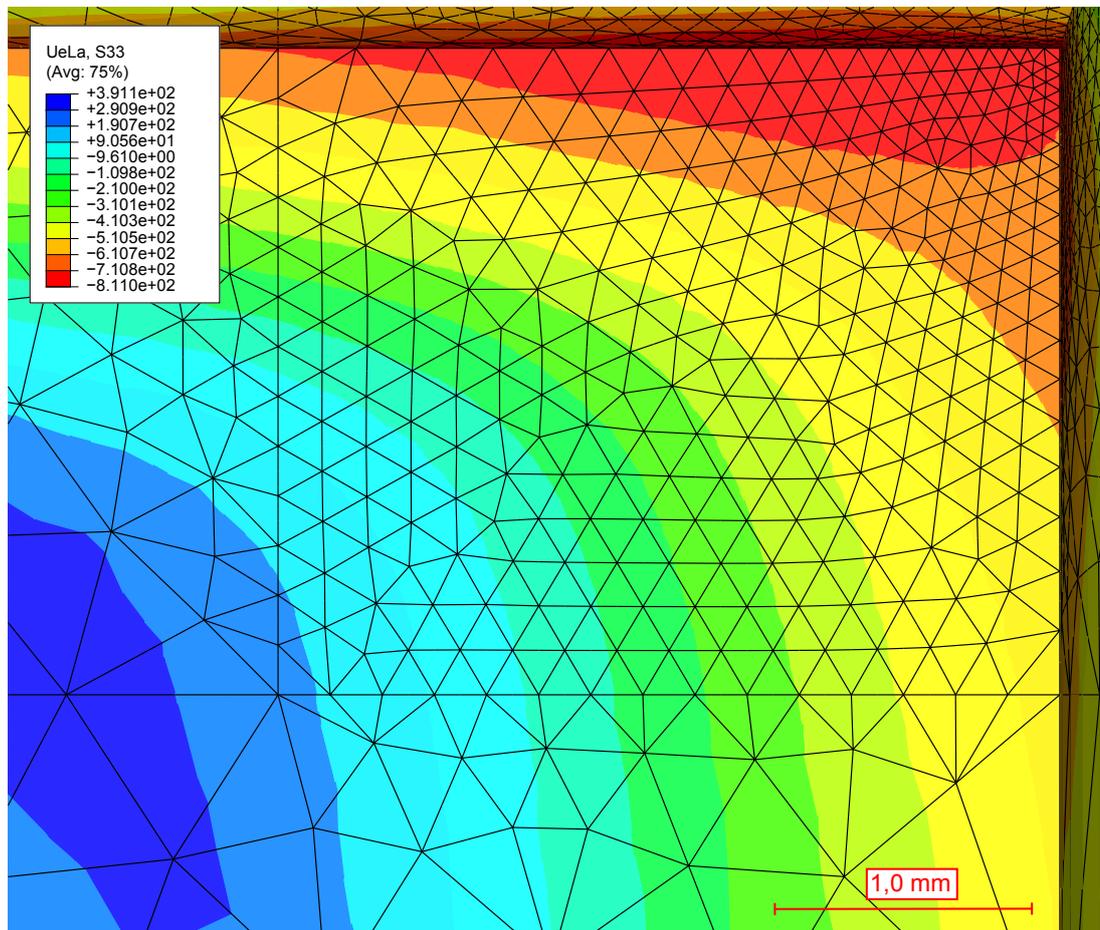


(b) Detail

Bild A.126. Elastische Spannungsverteilung (MPa) Rail, Beispiel für $p = 1$ MPa



(a) Übersicht



(b) Detail

Bild A.127. Eigenspannungsverteilung (MPa) Rail infolge Autofrettage 7000 bar

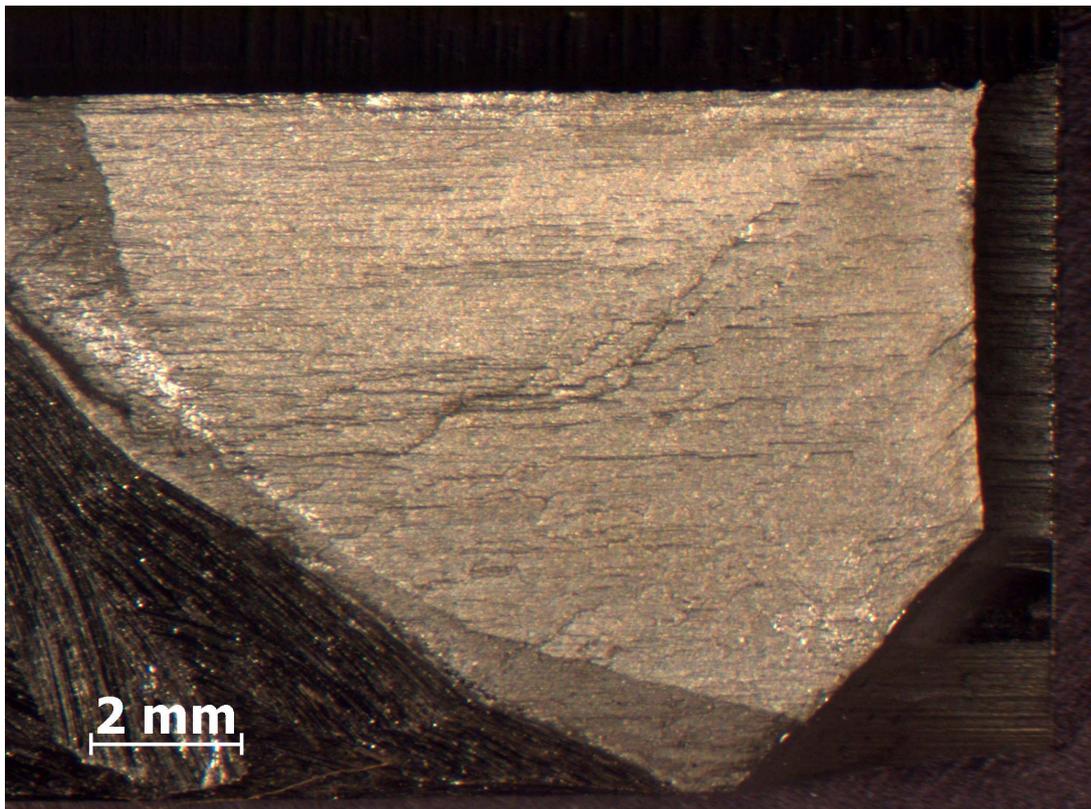


Bild A.128. Bruchflächenaufnahme Railstück 9/28 - Probe R19

Tabelle A.18. IDSV $R = 0$, Railstück 9/28, Autofrettage 7000 bar

Lastspielzahl	p_{max} [bar]	p_{min} [bar]	Δp [bar]	Prüfling	Anmerkung
15.379	4.550	50	4.500	R17	
27.706	4.200	50	4.150	R18	
42.901	3.850	50	3.800	R09	
68.472	3.550	50	3.500	R10	
113.104	3.250	50	3.200	R08	
196.221	3.000	50	2.950	R19	
264.145	2.750	50	2.700	R16	

Tabelle A.19. IDSV Betriebslast CORAL, Railstück 9/28, Autofrettage 7000 bar,

SSZ	p_{max} [bar]	p_{min} [bar]	Δp [bar]	Prüfling	Anmerkung
12.070	3.100	100	3.000	R15	
8.121	3.300	100	3.200	R11	
9.021	3.300	100	3.200	R12	
9.894	3.300	100	3.200	R07	

A.5.5 Fertigungszeichnungen

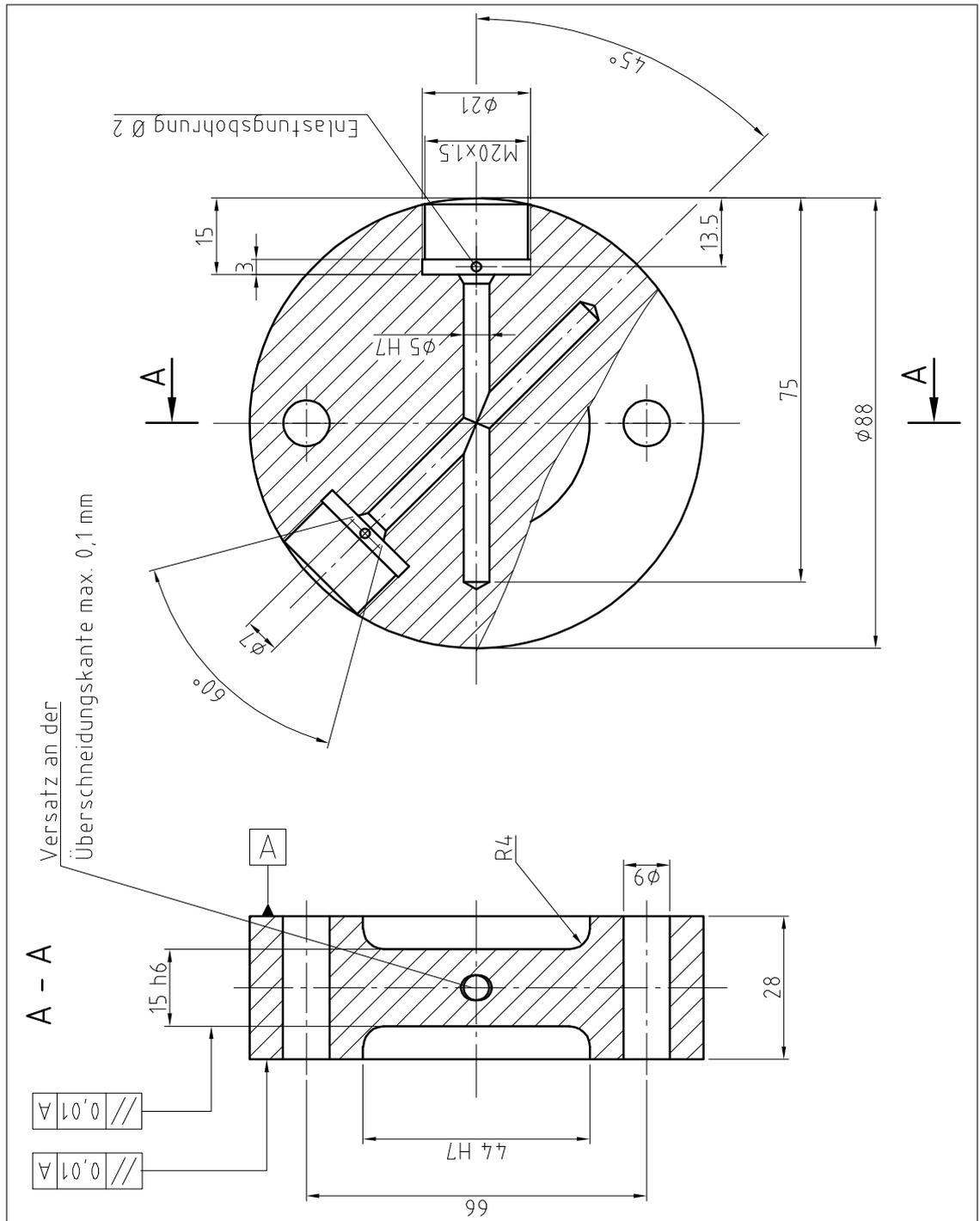


Bild A.129. Fertigungszeichnung 45° Bohrungsverschneidung (42CrMo4), FVV Vorhaben *Autofret-tage II* [251], aus [71]

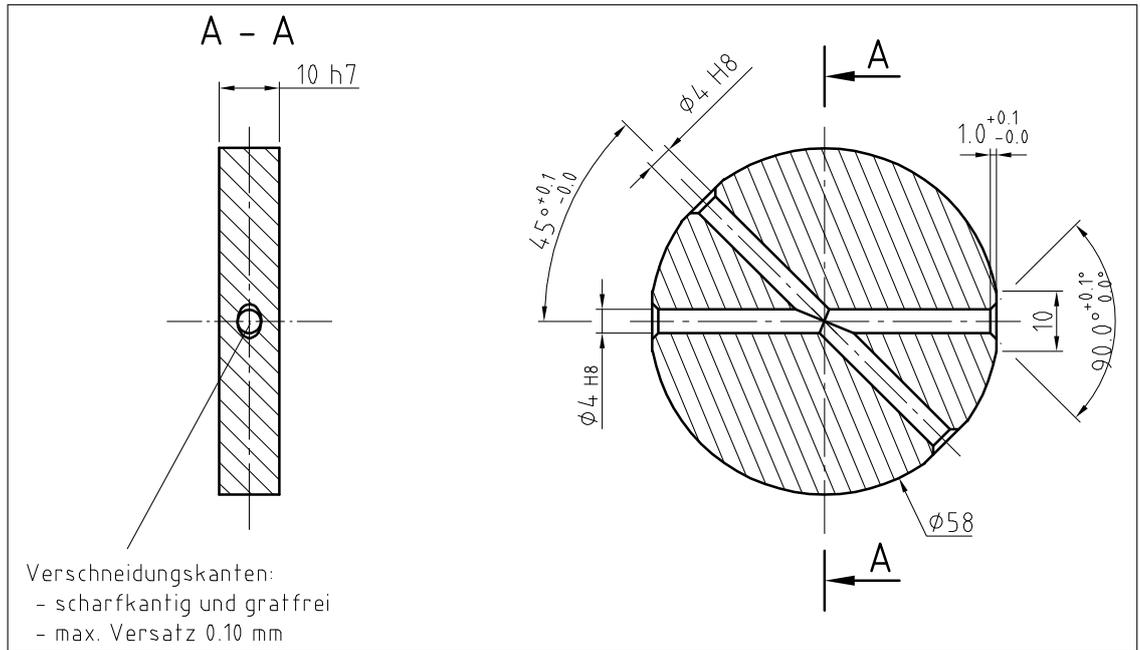


Bild A.131. Fertigungszeichnung 45° Bohrungsverschneidung (18CrNiMo7-6), FVV Vorhaben *Autofrettage III* [71], aus [71]

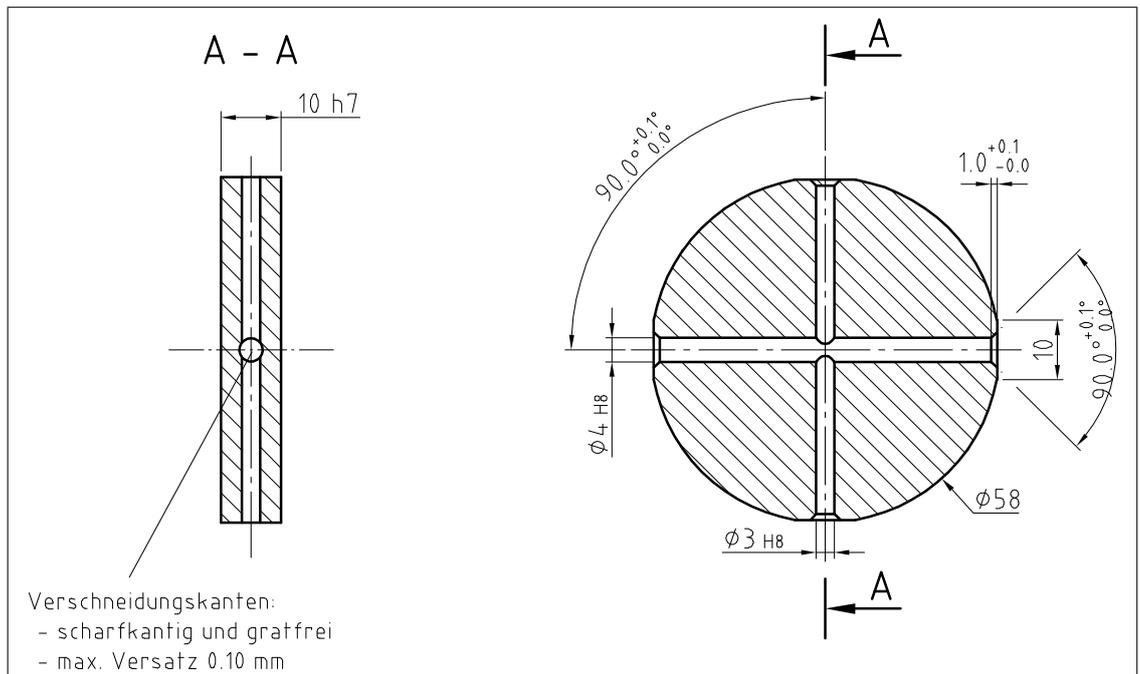


Bild A.132. Fertigungszeichnung 90° Bohrungsverschneidung (18CrNiMo7-6), FVV Vorhaben *Autofrettage III* [71], aus [71]

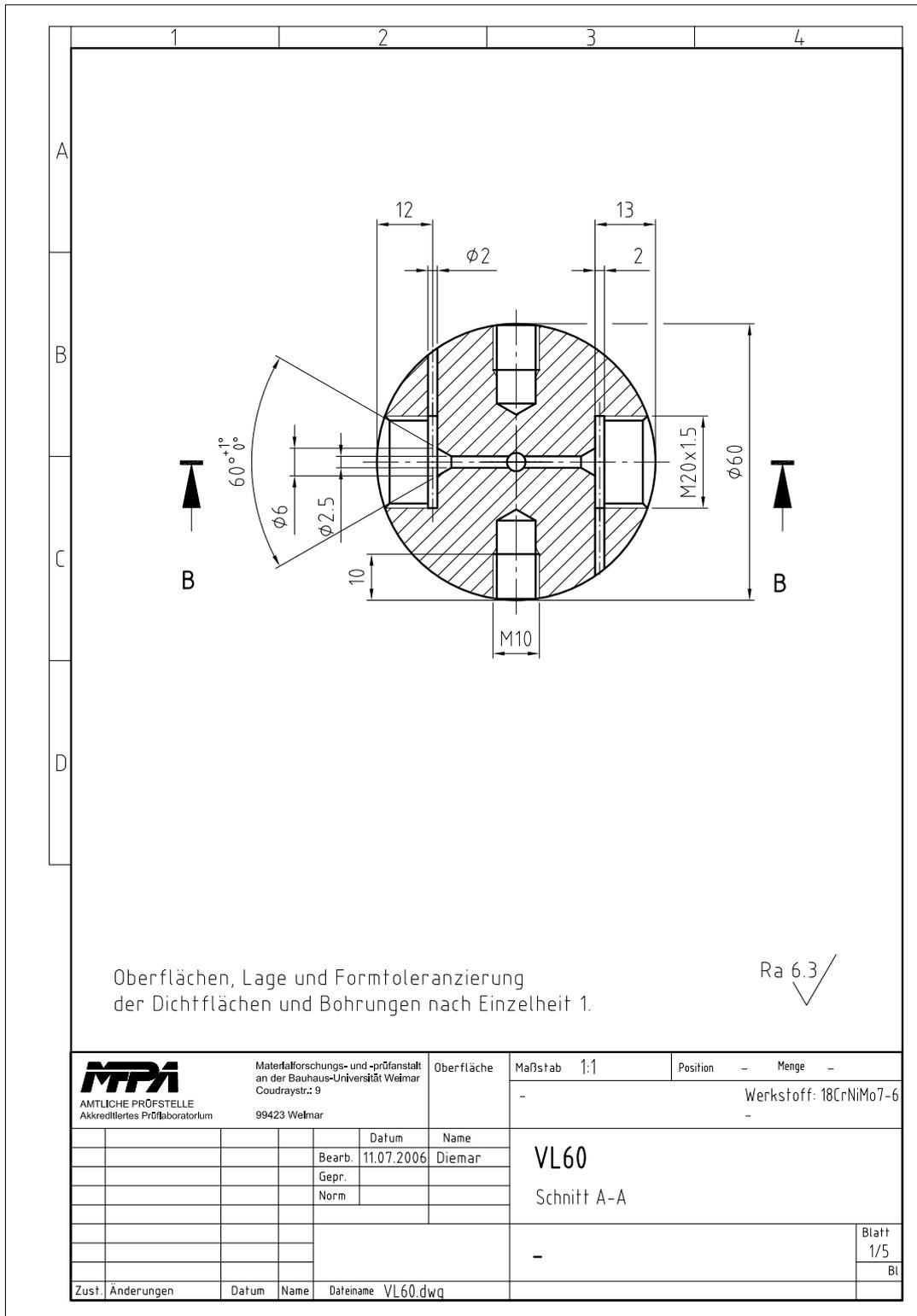


Bild A.133. Fertigungszeichnung 1 - Hochdruckverteilerleiste VL60

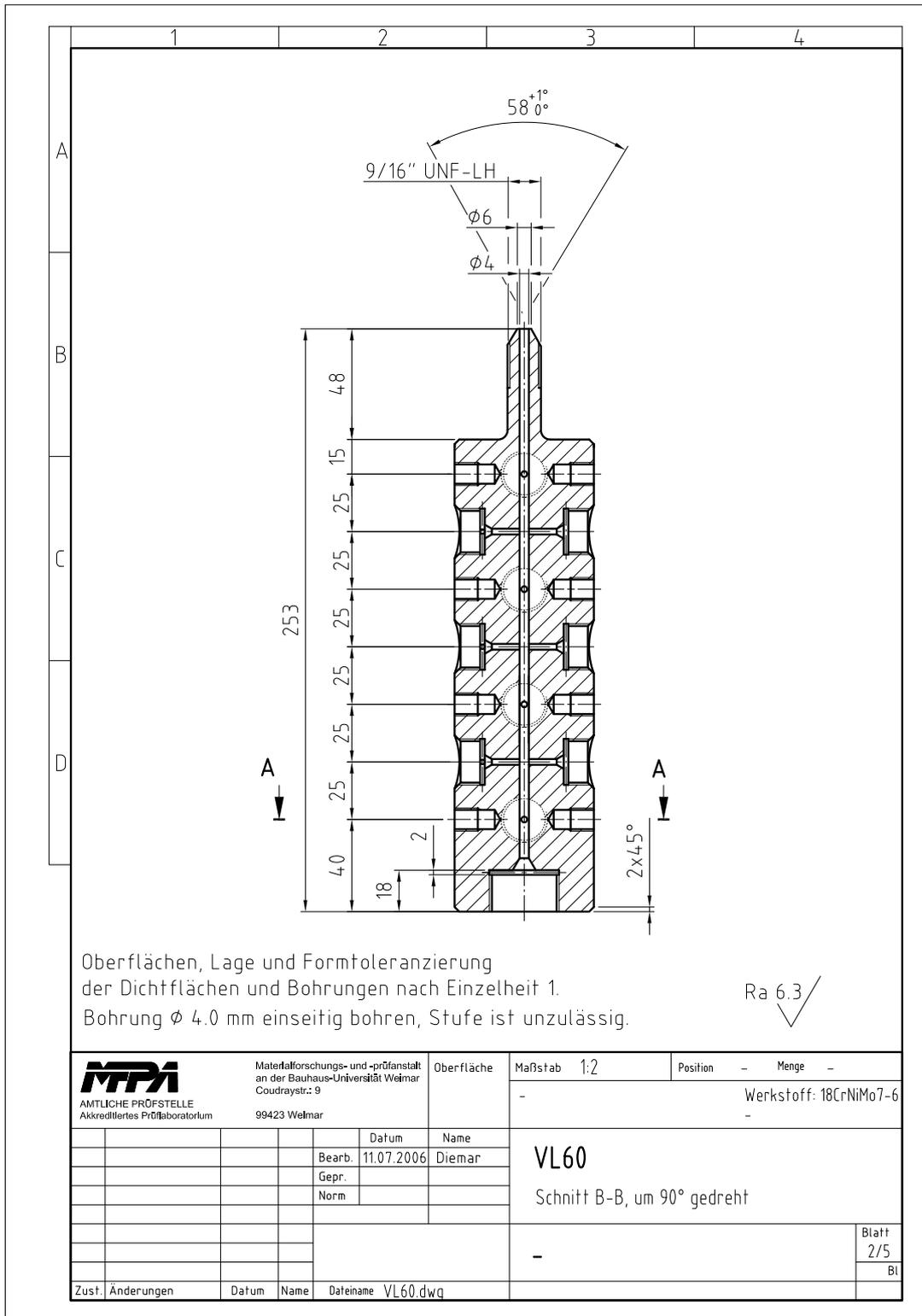


Bild A.134. Fertigungszeichnung 2 - Hochdruckverteilerleiste VL60

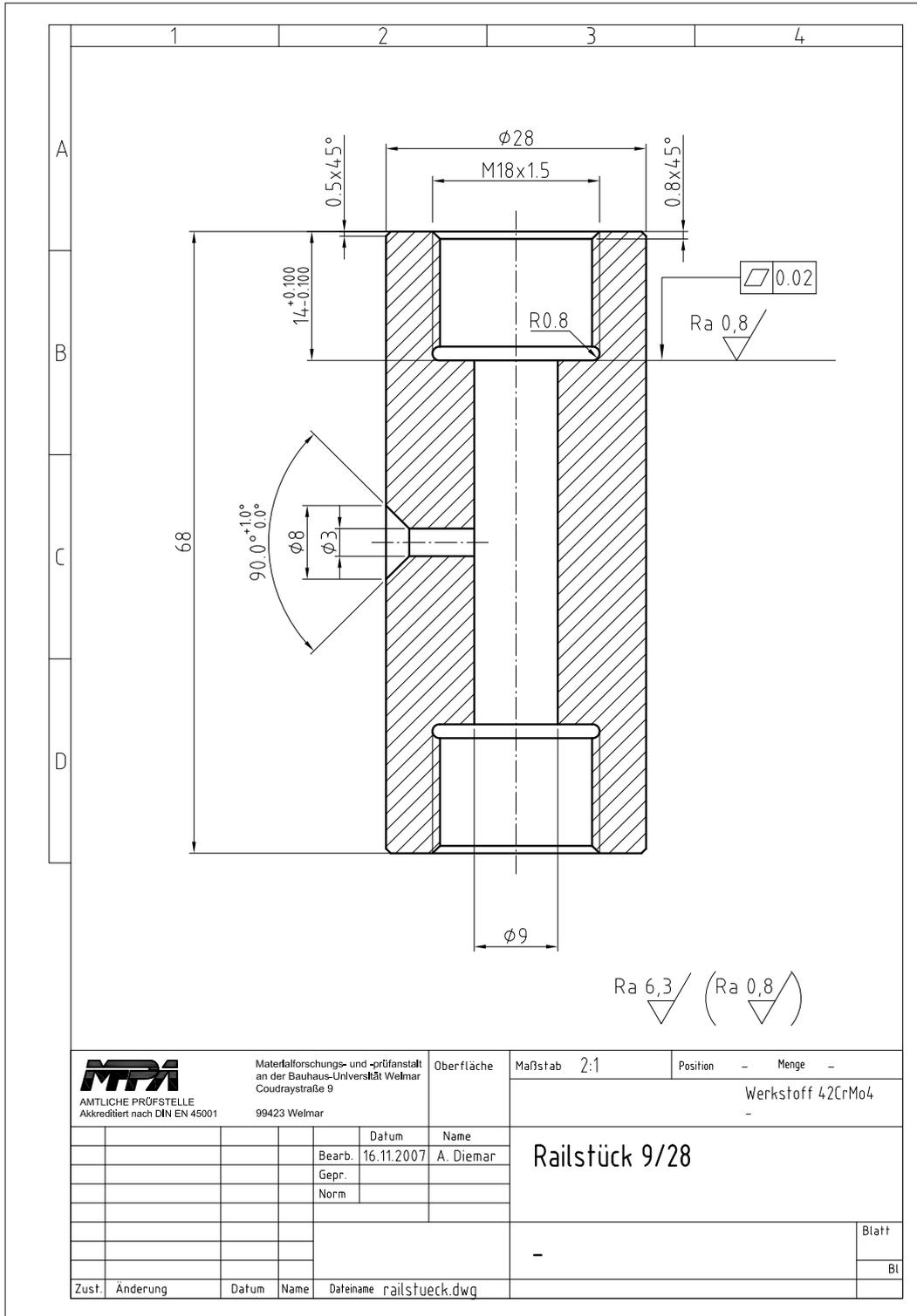


Bild A.135. Fertigungszeichnung Railstück 9/28

A.5.6 Ergebnisse Innendruckschwellversuche an Bohrungsverschneidungen aus FVV Vorhaben Autofrettage I-III

Autofrettage I-III : [254, 251, 71]

Tabelle A.20. 90° Bohrungsverschneidung, $h/d = 18/6$, raue Verschneidungskante, nicht autofrettiert, IDSV $R = 0$, aus [254, Tabelle 6.1]

Lastspielzahl	p_{max} [bar]	p_{min} [bar]	Δp [bar]	Prüfling	Anmerkung
2.000.000	1.216	16	1.200	19	Durchläufer
2.000.000	1.276	16	1.260	18	Durchläufer
849.900	1.336	16	1.320	21	
629.300	1.420	24	1.396	22	
624.300	1.492	24	1.468	23	
485.700	1.568	24	1.544	24	
303.200	1.645	20	1.625	25	
2.133.500	1.750	50	1.700	30	Durchläufer
270.400	1.735	20	1.715	26	
202.400	1.825	20	1.805	27	
213.100	1.950	50	1.900	28	
165.500	2.050	50	2.000	29	

Tabelle A.21. 90° Bohrungsverschneidung, $h/d = 18/6$, feinbearbeitete Verschneidungskante, nicht autofrettiert, IDSV $R = 0$, aus [254, Tabelle 6.2]

Lastspielzahl	p_{max} [bar]	p_{min} [bar]	Δp [bar]	Prüfling	Anmerkung
2.450.400	1.576	24	1.552	33	Durchläufer
2.000.000	1.576	24	1.552	43	Durchläufer
2.000.000	1.656	24	1.632	50	Durchläufer
703.600	1.656	24	1.632	42	
605.400	1.656	24	1.632	39	
464.200	1.739	24	1.715	58	
2.000.000	1.824	24	1.800	47	Durchläufer
2.000.000	1.824	24	1.800	56	Durchläufer
377.900	2.024	24	2.000	31	

Tabelle A.22. 90° Bohrungsverschneidung, $h/d = 18/6$, raue Verschneidungskante, Autofrettage 9550 bar, IDSV $R = 0$, aus [254, Tabelle 6.3]

Lastspielzahl	p_{max}	p_{min}	Δp	Prüfling	Anmerkung	Auto- frettage- druck	Haltezeit bei Autofrettage- druck
	[bar]	[bar]	[bar]			[bar]	[sec]
2.000.000	1.824	24	1.800	4	Durchläufer, ohne Anriss	9.530	15
2.000.000	2.424	24	2.400	3	Durchläufer	9.550	20
2.000.000	2.664	24	2.640	2	Durchläufer	9.650	20
2.000.000	3.024	24	3.000	1	Durchläufer	9.600	50
342.000	3.324	24	3.300	9		9.700	50
143.700	3.324	24	3.300	12		9.680	50

Tabelle A.23. 90° Bohrungsverschneidung, $h/d = 18/6$, feinbearbeitete Verschneidungskante, Autofrettage 9550 bar, IDSV $R = 0$, aus [254, Tabelle 6.4]

Lastspielzahl	p_{max}	p_{min}	Δp	Prüfling	Anmerkung	Auto- frettage- druck	Haltezeit bei Autofrettage- druck
	[bar]	[bar]	[bar]			[bar]	[sec]
2.000.000	2.124	24	2.100	53	Durchläufer, ohne Anriss	9.600	30
2.000.000	2.424	24	2.400	54	Durchläufer	9.580	20
556.000	2.664	24	2.640	55	Durchläufer	9.500	20
535.000	3.024	24	3.000	48	Durchläufer	9.580	30
193.700	3.324	24	3.300	35		9.520	20

Tabelle A.24. 90° Bohrungsverschneidung, $h/d = 18/6$, raue Verschneidungskante, Autofrettage 9550 bar, IDSV $R = 0$, aus [251, Tabelle C.5]

Lastspielzahl	p_{min}	Δp	Prüfling	Anmerkung
	[bar]	[bar]		
10.000.000	nicht bekannt	3.000	1	Durchläufer
10.000.000	nicht bekannt	3.000	2	Durchläufer
10.000.000	nicht bekannt	3.000	3	Durchläufer
10.000.000	nicht bekannt	3.000	4	Durchläufer
10.000.000	nicht bekannt	3.000	5	Durchläufer
10.000.000	nicht bekannt	3.000	6	Durchläufer
10.000.000	nicht bekannt	3.000	7	Durchläufer
10.000.000	nicht bekannt	3.000	8	Durchläufer
10.000.000	nicht bekannt	3.000	9	Durchläufer
10.000.000	nicht bekannt	3.000	10	Durchläufer

Tabelle A.25. 45° Bohrungsverschneidung, $h/d = 15/5$, nicht autofrettiert, IDSV $R = 0$, aus [251, Tabelle C.6 und C.7]

Lastspielzahl	p_{min} [bar]	Δp [bar]	Prüfling	Anmerkung
2.274.000	nicht bekannt	800	90	
2.167.000	nicht bekannt	800	89	
2.154.000	nicht bekannt	800	87	
2.117.000	nicht bekannt	800	88	
2.059.000	nicht bekannt	800	86	
2.049.000	nicht bekannt	800	85	
2.000.000	nicht bekannt	800	84	
1.990.000	nicht bekannt	800	83	
1.980.000	nicht bekannt	800	82	
1.970.000	nicht bekannt	800	81	
1.460.590	nicht bekannt	920	98	
1.436.220	nicht bekannt	920	100	
1.426.150	nicht bekannt	920	92	
1.402.310	nicht bekannt	920	95	
1.397.060	nicht bekannt	920	91	
1.387.460	nicht bekannt	920	93	
1.383.650	nicht bekannt	920	97	
1.379.180	nicht bekannt	920	99	
1.373.580	nicht bekannt	920	96	
1.352.160	nicht bekannt	920	94	
1.180.500	nicht bekannt	1.000	79	
1.102.150	nicht bekannt	1.000	73	
1.087.850	nicht bekannt	1.000	72	
1.083.920	nicht bekannt	1.000	80	
1.075.180	nicht bekannt	1.000	77	
1.064.140	nicht bekannt	1.000	76	
1.057.950	nicht bekannt	1.000	71	
1.053.390	nicht bekannt	1.000	78	
1.042.560	nicht bekannt	1.000	75	
1.031.400	nicht bekannt	1.000	74	
703.160	nicht bekannt	1.200	63	
646.290	nicht bekannt	1.200	62	
640.490	nicht bekannt	1.200	70	
638.170	nicht bekannt	1.200	67	
636.130	nicht bekannt	1.200	65	
630.660	nicht bekannt	1.200	68	
623.220	nicht bekannt	1.200	64	
618.290	nicht bekannt	1.200	61	
617.300	nicht bekannt	1.200	69	
614.210	nicht bekannt	1.200	66	
449.240	nicht bekannt	1.400	58	

Lastspielzahl	p_{min}	Δp	Prüfling	Anmerkung
431.250	nicht bekannt	1.400	57	
427.990	nicht bekannt	1.400	55	
417.970	nicht bekannt	1.400	52	
417.560	nicht bekannt	1.400	53	
412.010	nicht bekannt	1.400	56	
405.820	nicht bekannt	1.400	60	
404.680	nicht bekannt	1.400	51	
401.230	nicht bekannt	1.400	54	
392.850	nicht bekannt	1.400	59	

Tabelle A.26. 45° Bohrungsverschneidung, $h/d = 15/5$, Autofrettage 8500 bar, IDSV $R = 0$, aus [251, Tabelle C.8]

Lastspielzahl	p_{min} [bar]	Δp [bar]	Prüfling	Anmerkung
1.787.830	nicht bekannt	2.300	2	Durchläufer
2.229.280	nicht bekannt	2.400	2	Durchläufer
10.000.000	nicht bekannt	2.500	23	Durchläufer
10.000.000	nicht bekannt	2.500	24	Durchläufer
10.000.000	nicht bekannt	2.500	25	Durchläufer
10.000.000	nicht bekannt	2.500	26	Durchläufer
10.000.000	nicht bekannt	2.500	27	Durchläufer
10.000.000	nicht bekannt	2.500	28	Durchläufer
10.000.000	nicht bekannt	2.500	29	Durchläufer
10.000.000	nicht bekannt	2.500	30	Durchläufer
10.000.000	nicht bekannt	2.500	31	Durchläufer
10.000.000	nicht bekannt	2.500	32	Durchläufer
2.000.000	nicht bekannt	2.500	13	Durchläufer
2.000.000	nicht bekannt	2.500	14	Durchläufer
2.000.000	nicht bekannt	2.500	15	Durchläufer
2.000.000	nicht bekannt	2.500	16	Durchläufer
2.000.000	nicht bekannt	2.500	17	Durchläufer
2.000.000	nicht bekannt	2.500	18	Durchläufer
2.000.000	nicht bekannt	2.500	19	Durchläufer
2.000.000	nicht bekannt	2.500	20	Durchläufer
2.000.000	nicht bekannt	2.500	21	Durchläufer
2.000.000	nicht bekannt	2.500	22	Durchläufer
2.700.000	nicht bekannt	2.800	9	Durchläufer
1.902.000	nicht bekannt	2.800	4	
1.629.920	nicht bekannt	2.800	8	
1.228.000	nicht bekannt	2.800	7	
1.226.000	nicht bekannt	2.800	11	
1.096.000	nicht bekannt	2.800	12	
996.100	nicht bekannt	2.800	5	

Lastspielzahl	p_{min}	Δp	Prüfling	Anmerkung
934.180	nicht bekannt	2.800	10	
908.040	nicht bekannt	2.800	6	
773.280	nicht bekannt	2.800	3	
476.200	nicht bekannt	3.000	1	

Probe	p_{min} [bar]	Δp [bar]	Lastspielzahl N	Anmerkung
391	50	2.950	5.000.000	Durchläufer
392	50	3.200	1.247.389	Bruch
394	50	3.200	773.865	Bruch
395	50	2.700	5.000.000	Durchläufer
400	50	3.200	1.186.000	Bruch
404	50	3.200	1.318.593	Bruch
405	50	2.950	3.631.247	Bruch
406	50	2.950	5.000.000	Durchläufer
409	50	2.950	3.574.488	Bruch
410	50	3.200	512.500	Bruch
413	50	2.950	5.000.000	Durchläufer

Tabelle A.27. Innendruckschwellversuche - 45° Bohrungsverschneidung, Blindhärtung, $p_{aut}=8000$ bar, aus [71, Tabelle A.1]

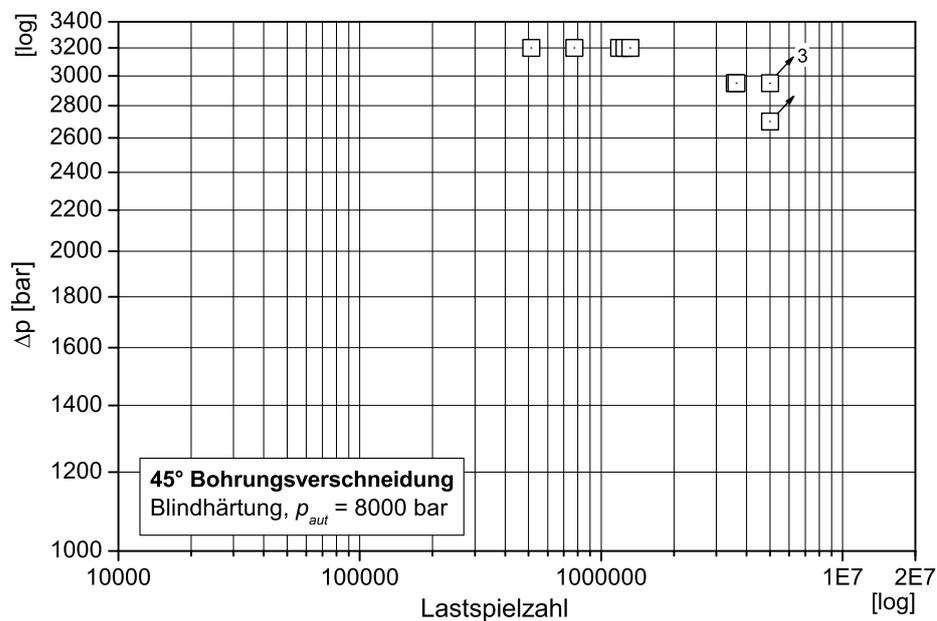


Bild A.136. Wöhlerliniendiagramm, 45° Bohrungsverschneidung, Blindhärtung, $p_{aut}=8000$ bar, aus [71, Bild A.25]

Probe	p_{min} [bar]	Δp [bar]	Lastspielzahl N	Anmerkung
191	50	2.700	5.000.000	Durchläufer
192	50	2.950	5.000.000	Durchläufer
193	50	2.950	5.000.000	Durchläufer
201	50	3.200	3.691.800	Bruch
202	50	3.200	1.751.700	Bruch
204	50	3.200	2.534.600	Bruch
205	50	2.950	5.000.000	Durchläufer
206	50	3.200	3.886.600	Bruch
207	50	2.950	5.000.000	Durchläufer
208	50	3.200	3.438.277	Bruch
209	50	2.950	5.000.000	Durchläufer

Tabelle A.28. Innendruckschwellversuche - 90 ° Bohrungsverschneidung, Blindhärtung, $p_{aut}=8000$ bar, aus [71, Tabelle A.6]

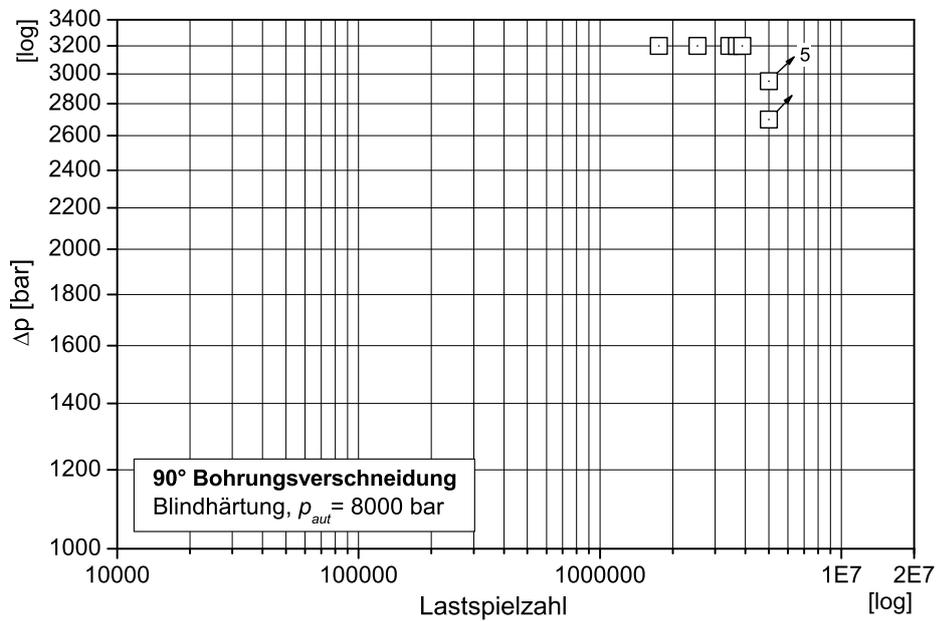


Bild A.137. Wöhlerliniendiagramm, 90 ° Bohrungsverschneidung, Blindhärtung, $p_{aut}=8000$ bar, aus [71, Bild A.30]

B Erstbe- und -entlastungskurven

B.1 Werkstoff 42CrMo4 ($R_m=936$ MPa)

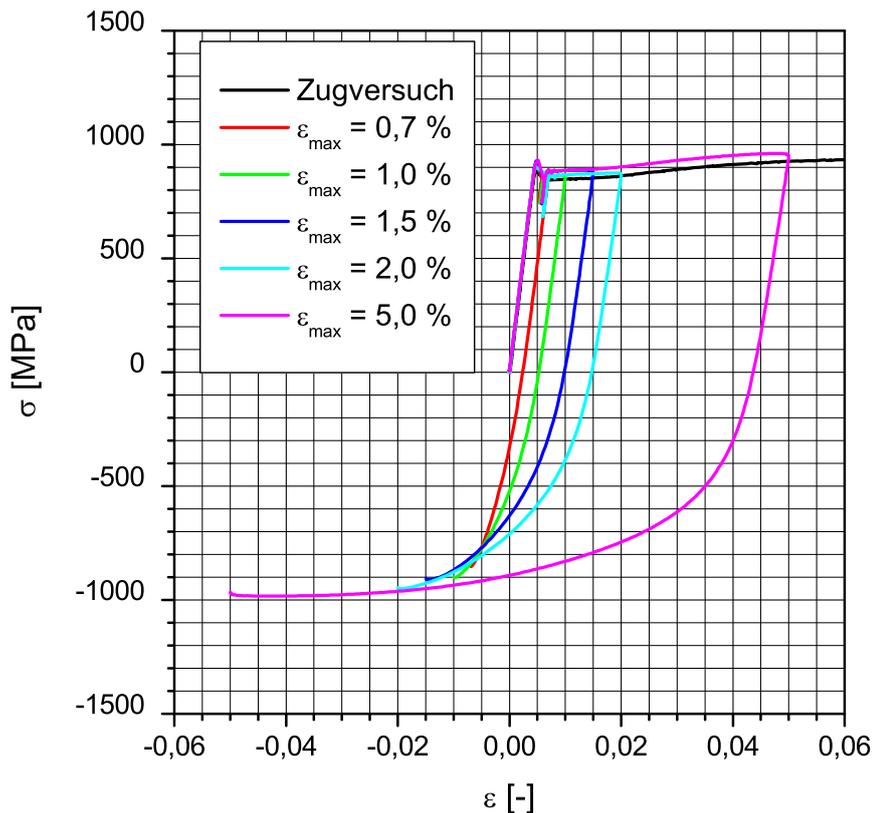


Bild B.1. Erstbe- und -entlastungskurven 42CrMo4 ($R_m=936$ MPa) aus Werkstoffversuchen aus Kapitel 3

Programmcode B.1 Eingabeparameter ABAQUS für bilineares Werkstoffgesetz mit kinematischer Verfestigung

```
1  **
2  ** MATERIALS
3  **
4  *Material, name=Material-1
5  *Elastic
6  200000., 0.3
7  *Plastic, hardening=KINEMATIC
8  842., 0.
9  936., 0.0708
10 **
```

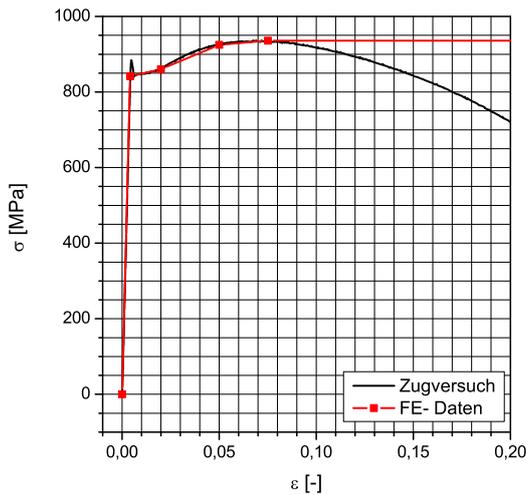


Bild B.2. Zugversuch für Werkstoff 42CrMo4 ($R_m=936$ MPa) mit Materialdatensatz für FE

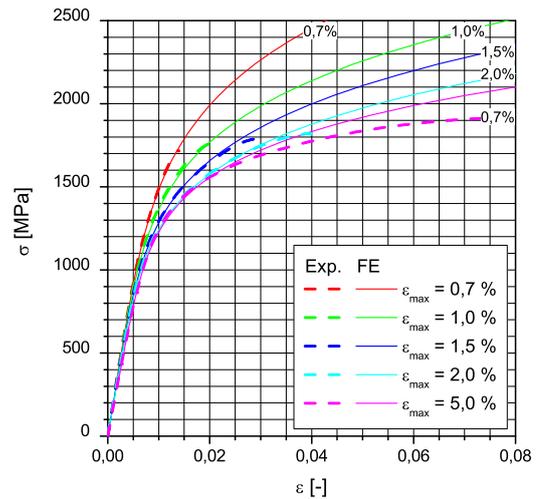


Bild B.3. Erstentlastungskurven für Werkstoff 42CrMo4 ($R_m=936$ MPa) mit Materialdatensatz für FE

Programmcode B.2 Eingabeparameter ABAQUS für Erstbelastung Werkstoff 42CrMo4 ($R_m=936$ MPa)

```

1  **
2  ** MATERIALS
3  **
4  *Material, name=Material-1
5  *Elastic
6  200000., 0.3
7  *Plastic
8  842., 0.
9  860., 0.0158
10 925., 0.0458
11 936., 0.0708
12 **

```

Programmcode B.3 Eingabeparameter ABAQUS für Erstentlastung Werkstoff 42CrMo4 ($R_m=936$ MPa)

```

1  **
2  ** MATERIALS
3  **
4  *Material, name=Material-1
5  *Deformation Plasticity
6  189388., 0.3, 5054., 5., 37.47, 0.003
7  185837., 0.3, 4205., 5.26, 44.19, 0.006
8  178566., 0.3, 3922., 5.26, 45.53, 0.011
9  176084., 0.3, 3543., 5.56, 49.7, 0.016
10 159998., 0.3, 3238., 6.25, 49.4, 0.046
11 **

```

B.2 Werkstoff 42CrMo4 ($R_m=1030$ MPa)

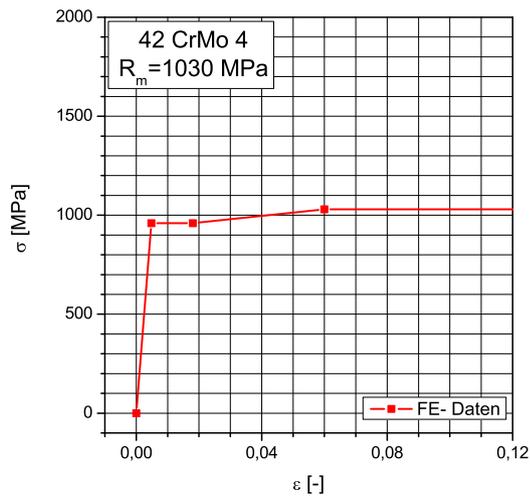


Bild B.4. Zugversuch, Materialdatensatz für FE Werkstoff 42CrMo4 ($R_m=1030$ MPa), aus [254]

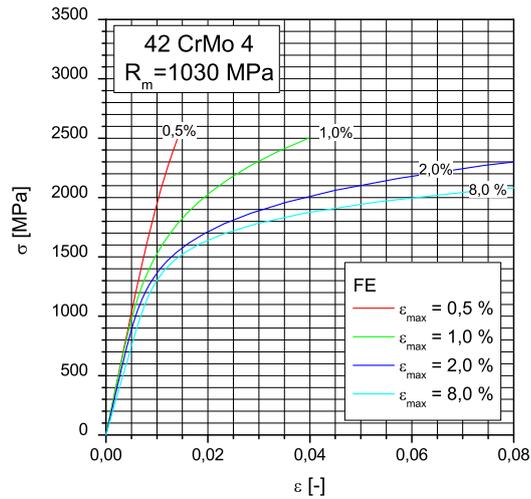


Bild B.5. Erstentlastungskurven, Materialdatensatz für FE Werkstoff 42CrMo4 ($R_m=1030$ MPa), aus [254]

Programmcode B.4 Eingabeparameter ABAQUS für Erstbelastung Werkstoff 42CrMo4 ($R_m=1030$ MPa)

```

1      **
2      ** MATERIALS
3      **
4      *Material, name=Material-1
5      *Elastic
6      200000., 0.3
7      *Plastic
8      960,0.0000
9      960,0.0132
10     1030,0.0552
11     **

```

Programmcode B.5 Eingabeparameter ABAQUS für Erstentlastung Werkstoff 42CrMo4 ($R_m=1030$ MPa)

```

1      **
2      ** MATERIALS
3      **
4      *Material, name=Material-1
5      *Deformation Plasticity
6      207500., 0.3, 9220., 4.76, 22.51, 0.00015
7      207500., 0.3, 5311., 4.76, 39.07, 0.00515
8      183400., 0.3, 3544., 6.25, 51.76, 0.01515
9      150000., 0.3, 2888., 8.33, 51.94, 0.07515
10     **

```

B.3 Werkstoff 18CrNiMo7-6

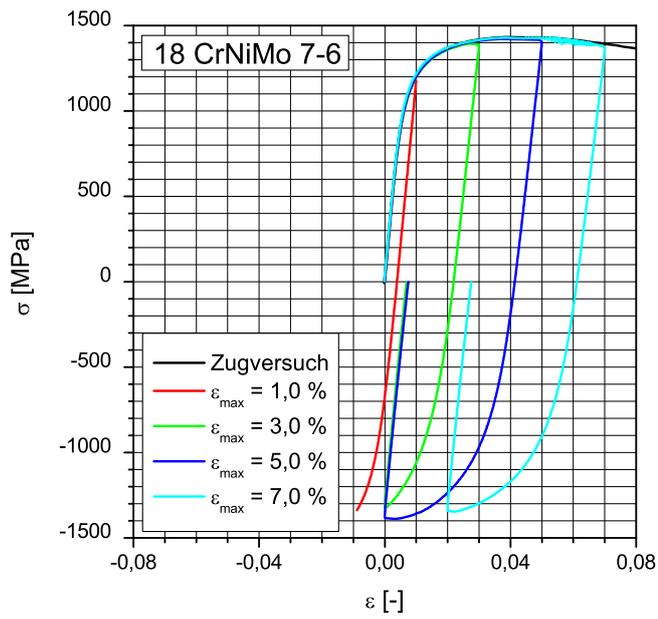


Bild B.6. Erstbe- und -entlastungskurven 18CrNiMo7-6, aus [71]

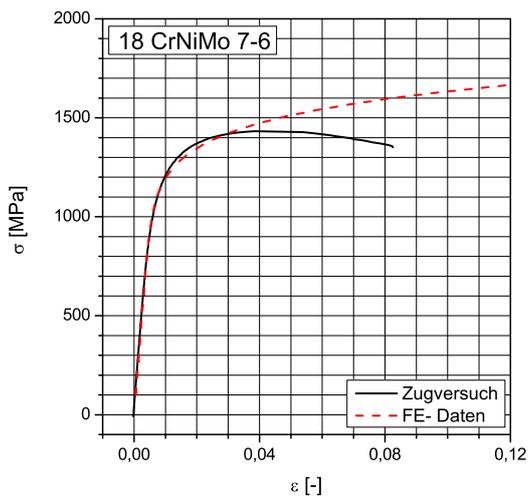


Bild B.7. Zugversuch für Werkstoff 18CrNiMo7-6 mit Materialdatensatz für FE

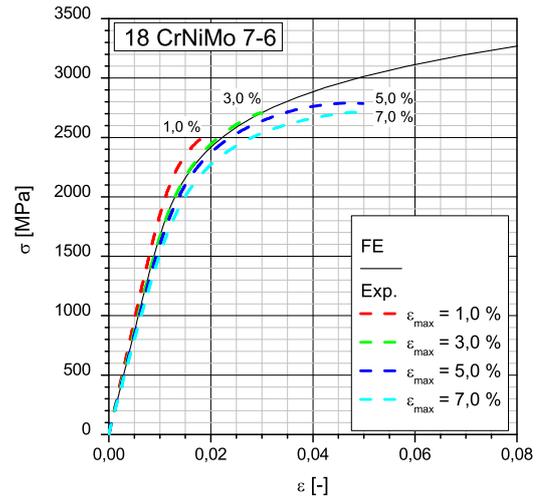


Bild B.8. Erstentlastungskurven für Werkstoff 18CrNiMo7-6 mit Materialdatensatz für FE

Programmcode B.6 Eingabeparameter ABAQUS für Erstbelastung Werkstoff 18CrNiMo7-6

```
1      **
2      ** MATERIALS
3      **
4      *Material, name=Material-1
5      *Deformation Plasticity
6      197617,0.3,2075,10.00,95.24
7      **
```

Programmcode B.7 Eingabeparameter ABAQUS für Erstentlastung Werkstoff 18CrNiMo7-6

```
6
1      **
2      ** MATERIALS
3      **
4      *Material, name=Material-1
5      *Deformation Plasticity
6      173139,0.3,4702,7.69,36.82
7      **
```

B.4 Werkstoff 1.4534.4

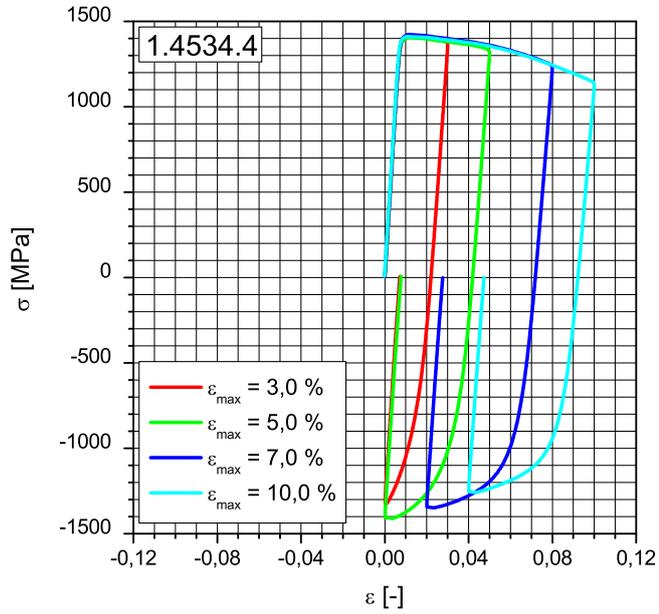


Bild B.9. Erstbe- und -entlastungskurven 1.4534.4 aus Werkstoffversuchen

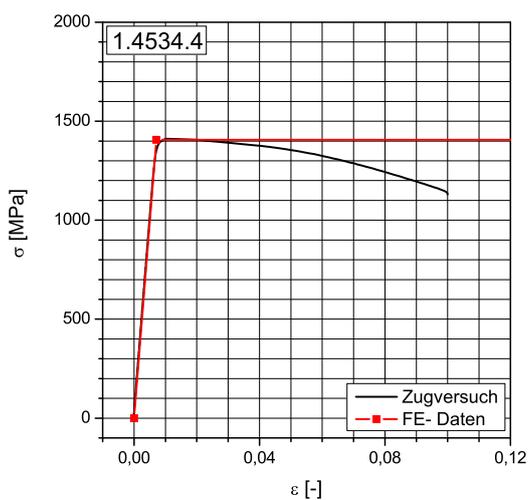


Bild B.10. Zugversuch für Werkstoff 1.4534.4 mit Materialdatensatz für FE

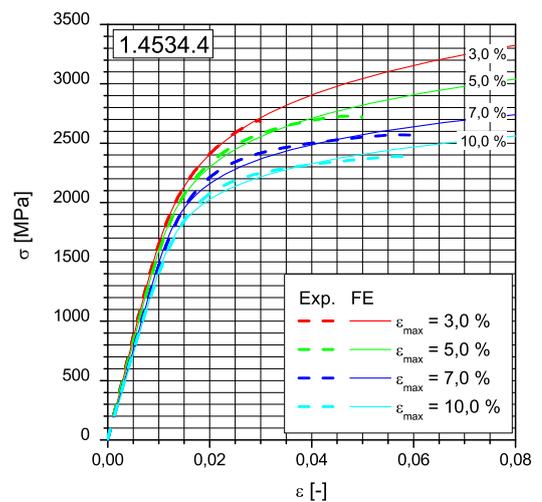


Bild B.11. Erstentlastungskurven für Werkstoff 1.4534.4 mit Materialdatensatz für FE

Programmcode B.8 Eingabeparameter ABAQUS für Erstbelastung Werkstoff 1.4534.4

```
1      **
2      ** MATERIALS
3      **
4      *Material, name=Material-1
5      *Elastic
6      200000., 0.3
7      *Plastic
8      1406.,0.
9      **
10
```

Programmcode B.9 Eingabeparameter ABAQUS für Erstentlastung Werkstoff 1.4534.4

```
1      **
2      ** MATERIALS
3      **
4      *Material, name=Material-1
5      *Deformation Plasticity
6      171746.,      0.3,      4925.,      7.14,      34.87, 0.0228785
7      163616.,      0.3,      4251.,      8.33,      38.48, 0.0428785
8      151100.,      0.3,      3620.,      10.,      41.74, 0.0728785
9      144465.,      0.3,      3383.,      10.,      42.7, 0.0928785
10     **
11
```

C Linear elastische Bruchmechanik

C.1 Vorbemerkungen

Die Beanspruchungen an einem Riss werden in drei Modi eingeteilt, Bild C.1.

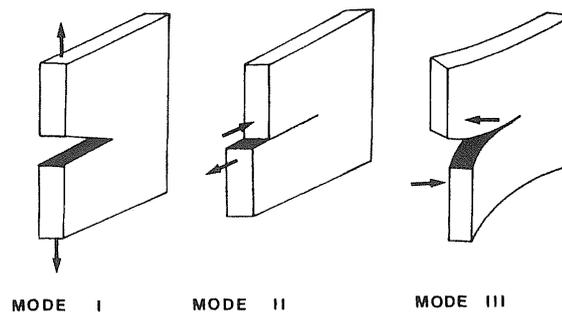


Bild C.1. Rissmodi, aus [49]

C.2 Lösungen Spannungsintensitätsfaktoren (Mode I)

C.2.1 Kreisförmiger Innenriss unter konstanter Spannung im unendlichen Raum

nach [271]:

$$K = \frac{2}{\pi} \sigma \sqrt{\pi a} \quad (\text{C.1})$$

(Genauigkeit: Analytische Lösung)

C.2.2 Halbkreisförmiger Oberflächenriss unter konstanter Spannung im halbusendlichen Raum

nach [271]:

$$K = \frac{2}{\pi} \sigma \sqrt{\pi a} \cdot F(\phi) \quad (\text{C.2})$$

$$F(\phi) = 1.211 - 0.186 \sqrt{\sin \phi} \quad (10^\circ < \phi < 170^\circ) \quad (\text{C.3})$$

(Genauigkeit: 2%)

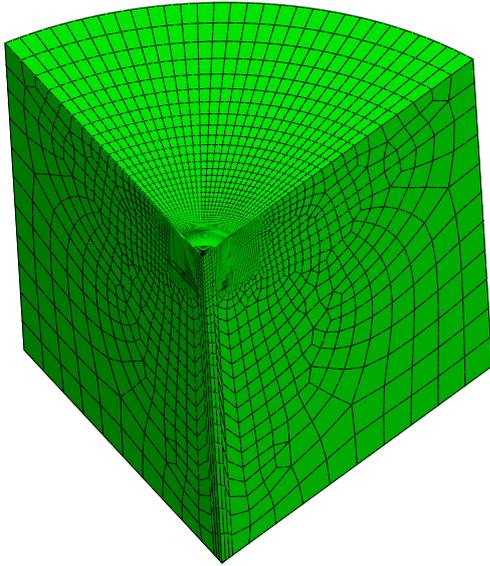


Bild C.2. FE-Netz kreissegmentförmige Oberflächenriss mit $\phi_{max} = 72^\circ$

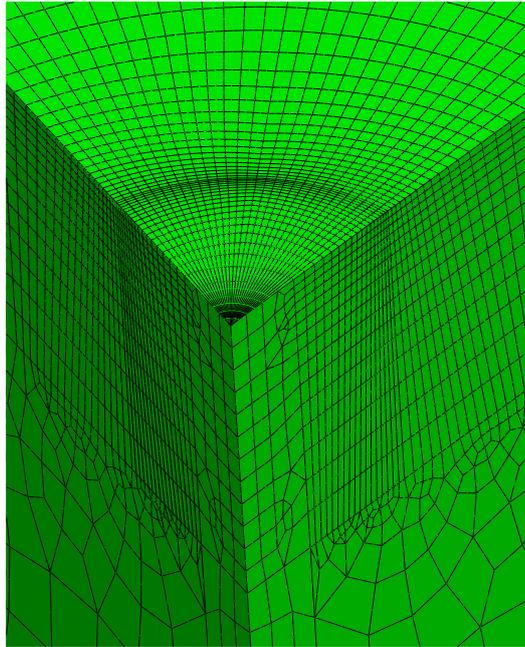


Bild C.3. Ausschnitt Bild C.2

C.2.3 Viertelkreisförmiger Oberflächenriss unter konstanter Spannung im viertelunendlichen Raum

nach [271]:

$$K = \frac{2}{\pi} \sigma \sqrt{\pi a} \cdot F_Q(\phi) \quad (\text{C.4})$$

F_Q ist näherungsweise das Produkt der Oberflächenkorrekturfunktion (Gl. C.3) für die Winkel ϕ und $\frac{\pi}{2} - \phi$.

$$F_Q(\phi) = F(\phi) \cdot F\left(\frac{\pi}{2} - \phi\right)$$

$$F_Q(\phi) = \left(1.211 - 0.186\sqrt{\sin\phi}\right) \left(1.211 - 0.186\sqrt{\cos\phi}\right) \quad (10^\circ < \phi < 80^\circ) \quad (\text{C.5})$$

(Genauigkeit: 3%)

C.2.4 Kreissegmentförmige Oberflächenrisse unter konstanter Spannung im segmentunendlichen Raum

Es sind keine Lösungen für kreissegmentförmige Oberflächenrisse bekannt. In *Abaqus* wurden Risse mit Öffnungswinkeln ϕ_{max} , die ganzzahlige Teiler (2 .. 8) des Vollkreises sind, modelliert. Es wurden Zylinder mit $r/a = 10$ und $h/a = 10$ unter Ausnutzung der Symmetriebedingung modelliert. Das FE-Modell bestand aus $30 \times 30 \times 15$ Elementen in der Nähe der Rissspitze. Es wurden ausschließlich die Hexaeder- (C3D20) und Wedge- (C3D15) Elemente mit quadratischer Ansatzfunktion verwendet. Das Gesamtmodell bestand aus rund 34000 Elementen, 137000 Knoten und 420000 Freiheitsgraden. Die Bilder C.2 und C.3 zeigen beispielhaft ein FE-Netz für $\phi_{max} = 72^\circ$. Die Abweichung der mittels finiter Elemente ermittelten Spannungsintensitäten

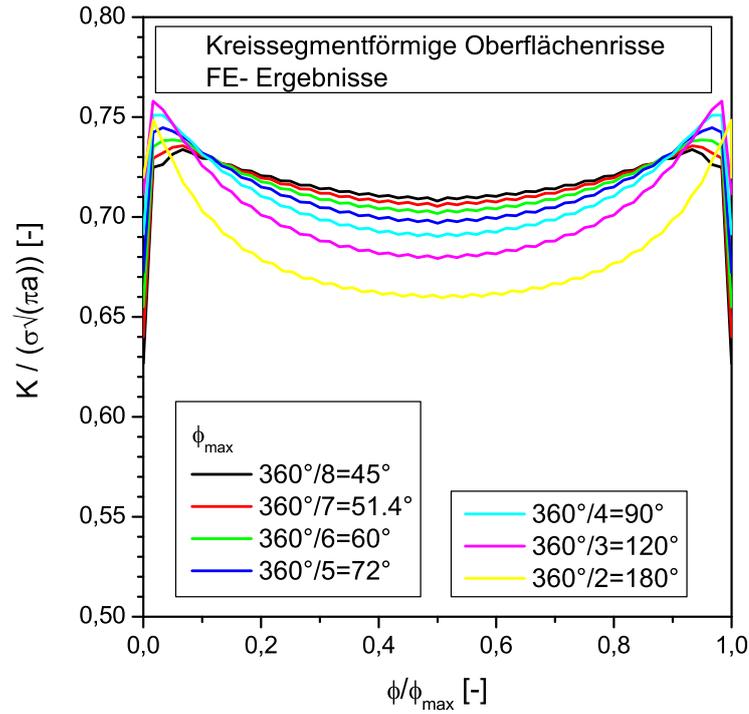


Bild C.4. Spannungsintensitätsfaktoren für kreissegmentförmige Oberflächenrisse mit FE ermittelt

gegenüber den Gleichungen C.4 und C.2 für den viertelkreisförmigen ($\phi_{max} = 90^\circ$) und den halbkreisförmigen ($\phi_{max} = 180^\circ$) Oberflächenriss beträgt maximal 2,5%⁹⁰. In Bild C.4 sind die Ergebnisse der FE-Analyse dargestellt.

Ausgehend von Gl. C.3 für den halbkreisförmigen Oberflächenriss wurden die enthaltenen Konstanten in Variablen umgewandelt (abhängig von ϕ_{max} - Gl.'en C.6, C.7 und C.8). Für die untersuchten Winkel ϕ_{max} sind in Bild C.5 die Ergebnisse dargestellt. Die Abweichungen zu den mittels finiter Elemente ermittelten Spannungsintensitäten betragen maximal 1,5%.

$$K = \frac{2}{\pi} \sigma \sqrt{\pi a} \cdot F_{\phi_{max}}(\phi) \quad (C.6)$$

$$F_{\phi_{max}}(\phi) = f_1 - f_2 \sqrt{\sin \frac{\phi \cdot \pi}{\phi_{max}}} \quad (C.7)$$

$$f_1 = \begin{cases} 1,13 + 0,05 \cdot \phi_{max} & \text{für } \phi_{max} \leq \frac{\pi}{2} \\ 1,209 & \text{für } \phi_{max} > \frac{\pi}{2} \end{cases} \quad (C.8)$$

$$f_2 = \begin{cases} 0,08 \cdot \phi_{max} & \text{für } \phi_{max} \leq \frac{\pi}{2} \\ 0,08 + 0,03 \cdot \phi_{max} & \text{für } \phi_{max} > \frac{\pi}{2} \end{cases}$$

⁹⁰Zur Kontrolle der Genauigkeit der FE-Modellierung ist ein kreisförmiger Innenriss (90° Teilmodell) mit derselben Vernetzung berechnet worden. Es ergeben sich Abweichungen von maximal 0,25% von der analytischen Lösung nach Gleichung C.1.

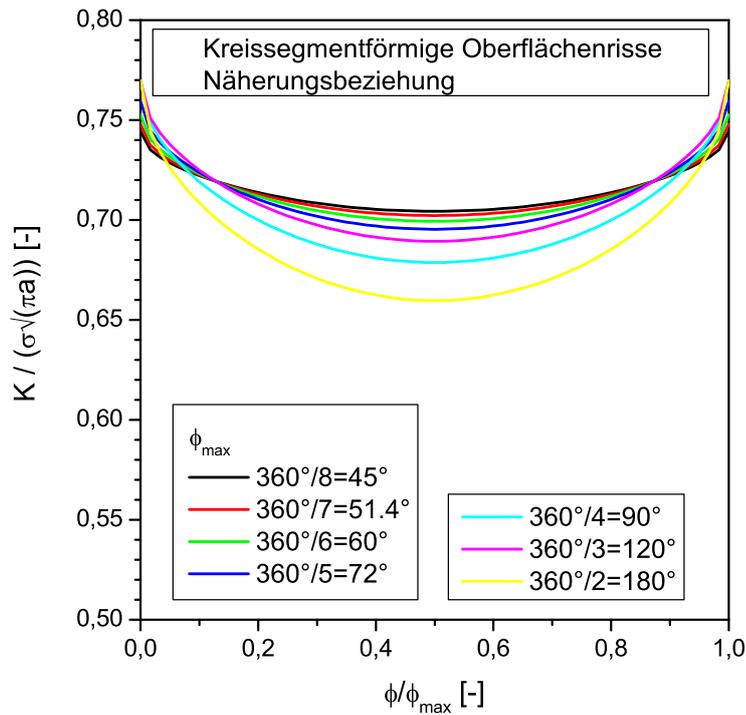


Bild C.5. Spannungsintensitätsfaktoren für kreissegmentförmige Oberflächenrisse, nach Gleichung C.7

C.2.5 Elliptischer Innenriss unter konstanter Spannung

Die Ortskurve einer Ellipse ist gegeben durch:

$$\begin{aligned} x &= a \cdot \cos \theta \\ y &= b \cdot \sin \theta \end{aligned} \quad (\text{C.9})$$

Die Spannungsintensität wird nach IRWIN [134] ermittelt zu:

$$K = \frac{\sigma\sqrt{\pi b}}{E(k)} \left[\sin^2 \theta + \frac{b^2}{a^2} \cos^2 \theta \right]^{1/4} \quad (\text{C.10})$$

mit $k = \sqrt{1 - b^2/a^2}$ und dem elliptischen Integral

$$E(k) = \int_0^{\pi/2} \sqrt{1 - k^2 \sin^2 \varphi} \, d\varphi \quad (\text{C.11})$$

Eine Näherungslösung (Genauigkeit 0,05%) für das elliptische Integral wird von TADA [271] angegeben:

$$\begin{aligned} E(k) &= \frac{\pi}{2} \cdot \frac{1}{1 + \lambda} \cdot \frac{4 - 0.18\lambda^4}{4 - \lambda^2} \\ k &= \sin \alpha, \quad \lambda = \tan^2(\alpha/2) \end{aligned} \quad (\text{C.12})$$

C.3 Anwendung von Gewichtsfunktionen zur Ermittlung von Spannungsintensitätsfaktoren

Gewichtsfunktionen sind Lösungen für die Ermittlung von Spannungsintensitäten. Die Gewichtsfunktion gibt an, wie groß der Spannungsintensitätsfaktor unter einem Einzellastpaar auf den Rissflanken (Stelle x) mit der Risslänge a ist.

$$K_x(F = 1) = m(x, a) \quad (\text{C.13})$$

Druck auf den Rissuferen erzeugt positive Spannungsintensitäten.

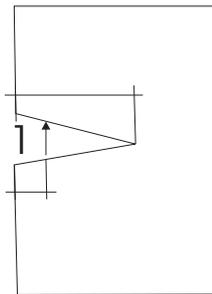


Bild C.6. Gewichtsfunktion als Spannungsintensität (nur obere Rissuferbelastung dargestellt)

Gewichtsfunktionen bieten die Möglichkeit, mit Spannungen aus dem ungerissenen Zustand Spannungsintensitätsfaktoren durch Integration zu ermitteln. In Abbildung C.7 ist das Superpositionsprinzip für die Anwendung der Gewichtsfunktion dargestellt. Gesucht ist die Spannungsintensität für den gerissenen Zustand unter äußerer Belastung. Dieser Zustand kann als Summation der beiden nachfolgenden Zustände betrachtet werden.

- Auf die Rissufer wird diejenige Spannungsverteilung aufgebracht, die den Riss wieder schließt (Spannungsintensität 0). Diese Spannungsverteilung ist die Spannungsverteilung des ungerissenen Zustandes.
- Auf das System wird der o. g. Spannungsverlauf des ungerissenen Zustandes mit entgegengesetzter Wirkrichtung ohne äußere Belastung aufgebracht.

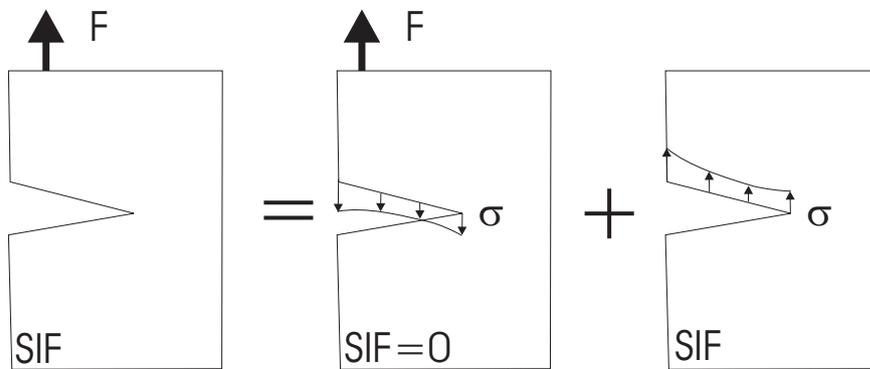


Bild C.7. Superpositionsprinzip zur Ermittlung der Spannungsintensität, schematisch (nur obere Rissuferbelastung dargestellt)

Zur Ermittlung der Spannungsintensität muss das Produkt aus Gewichtsfunktion und Spannung entlang des Rissufers integriert werden.

$$K = \int_0^a m(x, a) \cdot \sigma(x) dx \quad (\text{C.14})$$

C.3.1 2D-Gewichtsfunktion nach MA

MA et. al. [174] haben für ein dickwandiges Rohr eine Gewichtsfunktion für einen axialen Innen- bzw. Außenriss nach Gleichung C.15 angegeben.

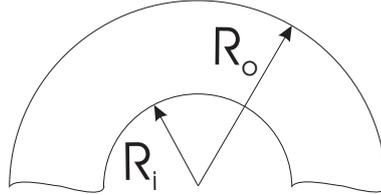


Bild C.8. Geometrie für Gewichtsfunktion nach MA [174] und SHEN und GLINKA [256]

$$m(x, a) \cdot \sqrt{a} = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{\pi} \sqrt{1 - \frac{x}{a}}} + A_1 \left(\frac{a}{R_o - R_i}, \frac{R_i}{R_o} \right) \cdot \sqrt{1 - \frac{x}{a}} + A_2 \left(\frac{a}{R_o - R_i}, \frac{R_i}{R_o} \right) \cdot \left(1 - \frac{x}{a}\right)^{3/2} \quad (\text{C.15})$$

Die Koeffizienten A_i berechnen sich dabei zu:

$$A_i(a(R_o/R_i)) = \sum_{m=1}^{6,5} \sum_{n=1}^6 C_{mn} \left(\frac{a}{R_o - R_i} \right)^{n-1} \left(\frac{R_i}{R_o} \right)^{(m-1)} \quad (\text{C.16})$$

Der Gültigkeitsbereich beträgt dabei $0 < a/(R_o - R_i) < 0,8$ und $0,3 \leq R_i/R_o \leq 0,8$ (bzw. $1,25 \leq R_o/R_i \leq 3,33$). Diese Gewichtsfunktion wurde mit anderen aus der Literatur bekannten Lösungen und mit FEM Ergebnissen verglichen. Dieser Vergleich zeigte nur Unterschiede im Bereich von maximal 1%.

C.3.2 2D-Gewichtsfunktion nach SHEN und GLINKA

Neben einer Gewichtsfunktion für einen inneren Umfangsriss ist auch eine Gewichtsfunktion für axiale Doppelrisse in dickwandigen Zylindern [256]⁹¹ angegeben.

$$m(x, a) = \frac{2}{\sqrt{2\pi(a-x)}} \left[1 + M_{1,A} \left(1 - \frac{x}{a}\right)^{1/2} + M_{2,A} \left(1 - \frac{x}{a}\right) + M_{3,A} \left(1 - \frac{x}{a}\right)^{3/2} \right] \quad (\text{C.17})$$

mit

$$M_{1,A} = \frac{x}{\sqrt{2}} \left(-\frac{78Y_1}{r} + \frac{84Y_2}{r^2} + 12Y_0 \right) - \frac{48}{5} \quad (\text{C.18})$$

$$M_{2,A} = \frac{x}{\sqrt{2}} \left(\frac{315Y_1}{r} - \frac{315Y_2}{r^2} - \frac{105Y_0}{2} \right) + 21 \quad (\text{C.19})$$

$$M_{3,A} = \frac{x}{\sqrt{2}} \left(-\frac{264Y_1}{r} + \frac{252Y_2}{r^2} + 48Y_0 \right) - \frac{64}{5} \quad (\text{C.20})$$

⁹¹Anwendung von KICIAK et. al. [148, 149]

wobei r die auf die Wanddicke bezogene Risstiefe nach Gl. C.21 ist.

$$r = \frac{a}{R_o - R_i} \quad (\text{C.21})$$

Die Parameter Y_0 , Y_1 und Y_2 in [256] sind ausschließlich für das Radienverhältnis $R_o/R_i = 2,0$ gültig. Die Gültigkeit ist weiterhin auf die den Bereich von $0 \leq r \leq 0,8$ begrenzt.

C.3.3 2D-Gewichtsfunktion nach PARKER

Die Gewichtsfunktion einer Seitenrisscheibe wurde von PARKER [207]⁹² vorgestellt.

$$m(x, a) = \frac{1}{\sqrt{2\pi(a-x)}} \left[1 + m_1 \left(1 - \frac{x}{a}\right) + m_2 \left(1 - \frac{x}{a}\right)^2 \right] \quad (\text{C.22})$$

mit

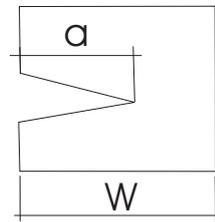


Bild C.9. Geometrie für Gewichtsfunktion nach PARKER [207]

$$m_1 = A_1 + B_1(a/W)^2 + C_1(a/W)^6 \quad (\text{C.23})$$

$$m_2 = A_2 + B_2(a/W)^2 + C_2(a/W)^6 \quad (\text{C.24})$$

$$(\text{C.25})$$

($A_1 = 0.6147$ $A_2 = 0.2502$ $B_1 = 17.1844$ $B_2 = 3.2899$ $C_1 = 8.7822$ $C_2 = 70.0444$)

Diese Gewichtsfunktion ist gültig bis zu $a/W \leq 0.5$. Diese Gewichtsfunktion wurde in [63] angewendet.

⁹²Anwendung z.B. von DANIEWICZ et. al. [63]

D Anrisslebensdauerberechnung

Die Anrisslebensdauern werden mit dem Örtlichen Konzept (Anrisskonzepte) berechnet, siehe [39, 250, 228, 74]. Für die Berechnung der Anrisslebensdauer müssen bekannt sein:

- das zyklisch stabilisierte Werkstoffverhalten,
- die Dehungs-Wöhlerlinie für Anriss,
- die elastische Übertragungsfaktor K_t ,
- die Bauteilfließkurve oder die vollplastische Formzahl K_p und
- der Größeneinfluss.

D.1 Anrisslebensdauern für 90° Bohrungsverschneidungen aus 42CrMo4 ($R_m=936$ MPa)

Die Anrisslebensdauern wurden aus dem Vorhaben *Betriebsfestigkeit Hochdruckbauteile* [278] übernommen:

Die Berechnungen wurden hier mit dem Programm FLEP [123] durchgeführt.

Die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve ergab sich aus den durchgeführten Versuchen an Werkstoffproben. Sie lautet:

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma_a}{198000 \text{ MPa}} + \left(\frac{\sigma_a}{1102 \text{ MPa}} \right)^{0.694} \quad (\text{D.1})$$

Die Werkstoffwöhlerlinie wurde mit den Formeln des „Uniform Material Law“ (UML) [51] für $R_m = 940 \text{ MPa}$ bestimmt. Die Mittelspannungsbewertung erfolgte durch Verwenden des Schädigungsparameters nach Smith, Watson und Topper [262],

$$P_{\text{SWT}} = \sqrt{\sigma_{\text{max}} \cdot \varepsilon_a \cdot 198000 \text{ MPa}}. \quad (\text{D.2})$$

Die P_{SWT} -Wöhlerlinie des UML wurde abschnittsweise durch einfache Potenzgesetze approximiert. Sie wurde anschließend noch in Beanspruchungsrichtung um einen Faktor verschoben, um die Oberflächenrauigkeit und den Größeneinfluss zu erfassen. Der Oberflächeneinflussfaktor konnte der FKM-Richtlinie [125] entnommen werden. Er nimmt im vorliegenden Fall mit gemessener Rautiefe $R_z = 3.5 \mu\text{m}$ den Wert $K_R = 0.92$ an. Die Stützziffer zur Erfassung des Größeneinflusses beträgt $n_{\text{st}} = 1.2$. Dies ergab sich zum einen ebenfalls aus der FKM-Richtlinie [125] für den mit der Methode der Finiten Elemente ermittelten bezogenen Spannungsgradienten $\bar{G}_\sigma = 8 \frac{1}{\text{mm}}$. Andererseits erhält man denselben Zahlenwert, wenn man die Stützziffer nach dem Konzept des statistischen Größeneinflusses berechnet. Dazu wurde hier das oberflächenbezogene Spannungsintegral nach der Methode SPIEL [72] unter Verwendung eines Weibullexponenten $\kappa = 25$ berechnet. Es ergab sich eine äquivalente Oberfläche von $A = 0.86 \text{ mm}^2$. Für die äquivalente Oberfläche der Werkstoffproben, die dem UML zugrunde liegen, wurde $A_{\text{ref}} = 63 \text{ mm}^2$ angesetzt. Die

Stützziffer folgt aus $n_{St} = (\frac{A_{ref}}{A})^{\frac{1}{\kappa}} \approx 1.2$. Natürlich darf nur eine Stützziffer, entweder nach der FKM-Richtlinie oder gemäß dem statistischen Größeneinfluss angewendet werden. Da hier gleich große Werte erschienen, musste keine Entscheidung getroffen werden. Die beiden Einflussfaktoren K_R und n_{St} wurden gemäß der Formel

$$f = \sqrt{(K_R)^2 + (n_{St})^2} - 1 \approx 1.13 \quad (D.3)$$

überlagert. Die um den Faktor f verschobene P_{SWT} -Wöhlerlinie lautet:

$$\begin{aligned} \left(\frac{P_{SWT}}{825 \text{ MPa}}\right)^{-4.43} &= \frac{N}{9756}; & P_{SWT} \geq 825 \text{ MPa} \\ \left(\frac{P_{SWT}}{825 \text{ MPa}}\right)^{-7.74} &= \frac{N}{9756} & P_{SWT} < 825 \text{ MPa} \end{aligned} \quad (D.4)$$

$$P_{SWT,D} = 496 \text{ MPa}$$

In der Anrisslebensdauerberechnung bei Betriebsbelastung wurde die Dauerfestigkeit $P_{SWT,D}$ nicht zum Ansatz gebracht, d.h. obige Wöhlerlinie wurde elementar aus dem Zeitfestigkeitsgebiet in den Bereich unter die Dauerfestigkeit verlängert.

In [248] wurde die Werkstoffdauerfestigkeit noch um einen Faktor 0.9 abgemindert, um den Einfluss einer Vorverformung abzubilden. In Analogie dazu läge es nahe, auch die Werkstoffwöhlerlinie bei der Anrisslebensdauerberechnung autofrettierter Bauteile um diesen Faktor abzumindern. Dies erfolgte hier allerdings deshalb nicht, weil hier die bei der Autofrettage aufgetragenen Kerbdehnungen an der Verschneidungskante der Bohrungen um ein Vielfaches höher sind als in der seinerzeitigen Untersuchung. Der in Rede stehende Abminderungsfaktor ist nämlich abhängig von dem Grad der Vorverformung und steigt nach Durchlaufen eines Minimums in der Größenordnung von 0.9 bei Vorverformungen um 0.1 mit zunehmender Vorverformung wieder an und kann Werte über 1 annehmen. Da hier Vorverformungen um 0.35 vorliegen, wurde der Vorverformungsfaktor auf den Wert 1 gesetzt.

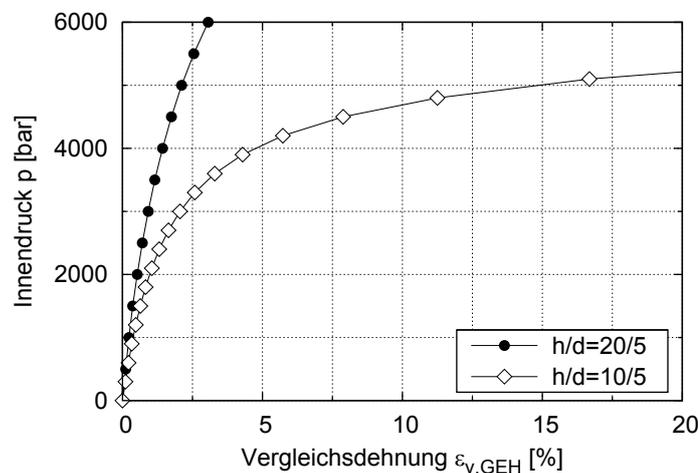


Bild D.1. Bauteilfließkurven

Die zyklische Bauteilfließkurve, d.h. der Zusammenhang zwischen Innendruck und der örtlichen Vergleichsdehnung an der Verschneidungskante, wurde mit der Methode der Finiten Elemente für beide Probengeometrien berechnet. Diese Bauteilfließkurven wurden bei der Anrisslebensdauerberechnung anstelle einer ansonsten üblichen Näherungsformel verwendet. Die Kurven sind in Bild D.1 dargestellt. Es ist anzumerken, dass in dieser Berechnung im Gegensatz zur Berechnung des Autofrettagevorgangs hier die zyklische

Spannungs-Dehnungs-Kurve, Gl. (D.1), als Werkstoffgesetz verwendet wurde. Durch alleinige Verwendung dieser Bauteilfließkurve werden transiente Vorgänge der zyklischen Werkstoffentfestigung und der zyklischen Relaxation nicht erfasst.

Die am Anrissort durch Autofrettage eingebrachte Eigenspannung in Höhe von $\sigma_{\text{eig}} = -698\text{MPa}$ wurde mit der Methode der „dünnen Randschicht“ [253] erfasst.

Die Verwendung des Parameters P_{SWT} [263] als Schädigungsparameter führt zu einer Überschätzung der Schwingfestigkeit bei negativen Mittelspannungen für den Werkstoff 42CrMo4, siehe Autofrettage I [254]. Die Verwendung des modifizierten $P_{\text{SWT},\text{mod.}}$ nach BESTE [41] führt zu einer besseren Abbildung des Mittelspannungseinflusses, Gleichung D.5.

$$P_{\text{SWT},\text{mod.}} = \begin{cases} \sqrt{\sigma_{\text{max}} \cdot \varepsilon_a \cdot E} = P_{\text{SWT}} & \text{für } \sigma_m \geq 0 \\ \sqrt{\sigma_a \cdot \varepsilon_a \cdot E} & \text{für } \sigma_m < 0 \end{cases} \quad (\text{D.5})$$

Für die hier untersuchten Bohrungsverschneidungen ist der Unterschied zwischen P_{SWT} und $P_{\text{SWT},\text{mod.}}$ sehr gering. Die nicht autofrettierten Varianten unterscheiden sich nicht, weil das lokale R_σ -Verhältnis immer größer als -1 ist. Für die autofrettierten Varianten gibt es nur für wenige Fälle geringe Druckmittelspannung, so dass die Unterschiede in den Lebensdauervorhersagen marginal sind.

D.2 Anrisslebensdauern für 45° und 90° Bohrungsverschneidungen aus 42CrMo4 ($R_m = 1030\text{ MPa}$) aus Autofrettage I und II

Die Berechnungen der Anrisslebensdauern wurden in Anlehnung an Kapitel D.3 durchgeführt. Das Programm FLEP kam dabei ebenso zum Einsatz.

Das zyklische Spannungs-Dehnungsverhalten wurde aus [254] übernommen.

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma_a}{210000\text{MPa}} + \left(\frac{\sigma_a}{1190\text{MPa}} \right)^{\frac{1}{0.088}} \quad (\text{D.6})$$

Die Mittelspannungsbewertung erfolgte den Schädigungsparameters nach Smith, Watson und Topper [262].

$$P_{\text{SWT}} = \sqrt{\sigma_{\text{max}} \cdot \varepsilon_a \cdot 210000\text{MPa}} \quad (\text{D.7})$$

Die P_{SWT} Wöhlerlinie wurde aus den Werkstoffversuchen [254] abgeleitet zu:

$$\left(\frac{P_{\text{SWT}}}{468\text{ MPa}} \right)^{-5,08} = \frac{N}{100.000} \quad (\text{D.8})$$

$$P_{\text{SWT},\text{D}} = 468\text{ MPa}$$

Für die Berücksichtigung des Größeneinflusses wurde auf die Synthetischen Wöhlerlinien [40] zurückgegriffen. In Tabelle D.1 sind die Eingangsparameter angegeben.

Tabelle D.1. Kerbfaktoren und Größeneinfluss

Variante	K_t	K_p	R_z [μm]	F_O	χ^* [mm^{-1}]	n	$f_{\text{Größe}}$
90° BV, nicht autofrettiert, fein bearbeitet	5,48	6,21	20	0,80	4,90	1,20	1,03
90° BV, nicht autofrettiert, ge- bürstet	5,48	6,21	100	0,69	4,90	1,20	0,95
45° BV, nicht autofrettiert	10,6	11,50	100	0,69	17,13	1,27	1,03

Die um die Größeneinflussfaktoren $f_{\text{Größe}}$ verschobenen P_{SWT} Wöhlerlinien ergeben sich zu

$$\left(\frac{P_{\text{SWT}}}{482\text{MPa}}\right)^{-5,08} = \frac{N}{100.000} \quad (\text{D.9})$$

$$P_{\text{SWT,D}} = 482 \text{ MPa}$$

und

$$\left(\frac{P_{\text{SWT}}}{444\text{MPa}}\right)^{-5,08} = \frac{N}{100.000} \quad (\text{D.10})$$

$$P_{\text{SWT,D}} = 444 \text{ MPa.}$$

D.3 Anrisslebensdauern für Railstück 9/28 aus 42CrMo4 ($R_m=936 \text{ MPa}$)

Die Berechnung des Größereinflusses nach den Synthetischen Wöhlerlinien ergibt einen Gesamtgrößeneinflussfaktor $f = 1,00$ ($R_z = 100 \mu\text{m}$)

Die um den Faktor f verschobene P_{SWT} -Wöhlerlinie lautet:

$$\begin{aligned} \left(\frac{P_{\text{SWT}}}{730\text{MPa}}\right)^{-4,43} &= \frac{N}{9756}; & P_{\text{SWT}} \geq 790 \text{ MPa} \\ \left(\frac{P_{\text{SWT}}}{730\text{MPa}}\right)^{-7,74} &= \frac{N}{9756} & P_{\text{SWT}} < 790 \text{ MPa} \end{aligned} \quad (\text{D.11})$$

$$P_{\text{SWT,D}} = 438 \text{ MPa}$$

E Elastische und plastische Formzahlen für Bohrungsverschneidungen

Tabelle E.1. Elastische und plastische Formzahlen von Bohrungsverschneidungen in Abhängigkeit des Verschneidungswinkels ϕ_{max} und des Wandstärkenverhältnisses h/d

ϕ_{max} [°]	h/d	$K_{t,v}$	$K_{t,I}$	K_p^*	K_p
90	2,0	7,44	6,42	0,733	5,45
90	2,5	6,12	5,14	0,945	5,82
90	3,0	5,48	4,46	1,13	6,21
90	4,0	4,80	3,79	1,43	6,84
90	6,0	4,31	3,30	1,79	7,72
90	10,0	4,07	3,06	1,81	7,34
60	2,0	11,0	9,97	0,710	7,78
60	2,5	8,90	7,92	0,930	8,28
60	3,0	7,87	6,89	1,11	8,76
60	4,0	6,90	5,91	1,40	9,65
60	6,0	6,19	5,20	1,77	10,9
60	10,0	5,86	4,87	1,95	11,4
45	2,0	15,3	14,4	0,685	10,5
45	2,5	12,1	11,2	0,907	11,0
45	3,0	10,6	9,62	1,08	11,5
45	4,0	9,22	8,23	1,34	12,4
45	6,0	8,29	7,30	1,74	14,4
45	10,0	7,85	6,86	2,01	15,8

Tabelle E.2. Elastische und plastische Formzahldefinition

	Bezeichnung	Anmerkung
$K_{t,v} = \frac{\sigma_v}{p}$	elastische Kerbformwahl auf VON MISES-Vergleichsspannung bezogen	mit σ_v als elastisch ermittelter VON MISES-Vergleichsspannung im Kerb.
$K_{t,I} = \frac{\sigma_I}{p}$	elastische Kerbformwahl auf erster Hauptspannung bezogen	mit σ_I als elastisch ermittelter erster Hauptspannung im Kerb
$K_p = \frac{p_p}{p_f}$	plastische Kerbformwahl	mit p_p als vollplastischer Grenzdruck für elastisch-idealplastisches Werkstoffverhalten und mit p_f als elastischer Grenzdruck
$K_p^* = \frac{K_p}{K_{t,v}} = \frac{p_p}{R_{p0,2}}$	auf Nennspannung bezogene Kerbformwahl	