

**Konzept zur eigenspannungsgerechten Produkt- und Prozessket-
tengestaltung autofrettierter Bauteile unter Anwendung der Finite-
Elemente-Methode**

Dissertation

zur Erlangung des Grades
des Doktors der Ingenieurwissenschaften
der Naturwissenschaftlich-Technischen Fakultät III
Chemie, Pharmazie, Bio- und Werkstoffwissenschaften
der Universität des Saarlandes

von

Horst Brünnet

Saarbrücken, 2013

Tag des Kolloquiums:	21.03.2014
Dekan:	Prof. Dr. Volkhard Helms
Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. Dirk Bähre Prof. Dr.-Ing. Hans-Georg Herrmann Prof. Dr.-Ing. habil. Dr.-Ing. E.h. Ekkard Brinksmeier
Vorsitz:	Prof. Dr. Guido Kickelbick
Akad. Mitarbeiter:	Dr.-Ing. Joachim Schmitt

Kurzzusammenfassung

Wesentliche Zielgrößen bei der Entwicklung und Konstruktion neuer Produkte und der Auslegung zugehöriger Herstellungsprozessketten sind die Schonung von Ressourcen sowie die effiziente Ausnutzung von Materialien. Dabei spielt das Einbringen sowie die Beherrschung von Eigenspannungen in die Randschicht von Werkstücken zur Erhöhung der Beanspruchbarkeit von Werkstoffen und Bauteilen eine wesentliche Rolle. Der finale Eigenspannungszustand ist das Resultat komplexer Wechselwirkungen entlang der Fertigungsprozesskette. In dieser Arbeit werden aus Ergebnissen empirisch-numerischer Prozesskettenanalysen an zwei repräsentativen Geometrien – einem dickwandigen Hohlzylinder und einem Hochdruck-Verteilerblock mit T-förmiger Bohrungsverschneidung – neue Finite-Elemente-Modelle zur Vorhersage von Verformungen und Formänderungen sowie Eigenspannungseinbringung und –umlagerung entwickelt. Mithilfe der Prozesskettenanalysen und der vorgestellten Fallbeispiele wird ein Konzept zur eigenspannungsgerechten Produkt- und Prozesskettengestaltung autofrettierter Bauteile unter Verwendung der neuen Finite-Elemente-Modelle abgeleitet. Die schrittweise Berücksichtigung der Erkenntnisse in der frühen Musterphase des Produktentstehungsprozesses durch die Anwendung und Weiterentwicklung der vorgestellten Finite-Elemente-Modelle liefert damit einen wichtigen Beitrag zur Entwicklung von Vorgehensleitfäden und Einführungsstrategien für die Anwendung eigenspannungsinduzierender Fertigungsverfahren.

Abstract

The full exploitation of material potentials and the need to save resources gain increasing importance in the design of today's products and manufacturing process chains. Beneficial compressive residual stresses can be used in failure critical areas of highly loaded components in order to increase the fatigue strength. However, the final residual stress state is the result of complex interactions along the manufacturing process chain. This thesis presents results of an empirical-numerical process chain analysis for two representative geometries: A thick-walled cylinder and a high pressure distributor block with a T-shaped bore intersection. As a result, newly developed finite-element-models for the prediction of deformations and shape deviations as well as residual stress generation and redistribution are developed. Together with selected case studies, this leads to the presented concept for a residual stress optimized product and process chain design of Autofrettaged components. When applying the developed finite-element-models in the early sample stage of the product engineering process, this concept provides an important contribution to the development of guidelines and product launch-strategies for the application of residual stress inducing manufacturing processes.

Vorwort

Diese Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Fertigungstechnik der Universität des Saarlandes. Im Laufe der Vorbereitung, Bearbeitung und Fertigstellung dieser Arbeit konnte ich auf die Unterstützung vieler Menschen zählen, bei denen ich mich persönlich bedanken möchte.

Meinen Eltern und meiner Frau danke ich für die Geduld und die seelische Unterstützung aber auch fortwährende Motivation.

Meinem Doktorvater Prof. Dr.-Ing. Dirk Bähre danke ich für die motivierende fachliche und menschliche Führung, die ausführliche und kritische Diskussion der Arbeitsinhalte und den hohen wissenschaftlichen Freiheitsgrad sowie den vielfältigen Möglichkeiten zur Weiterbildung und Präsentation meiner Ergebnisse.

Prof. Dr. Hans-Georg Herrmann und Dr. Iris Altpeter danke ich für die wertvollen Hinweise im Rahmen der Erstellung der Arbeit.

Prof. Dr.-Ing. Frank Mücklich danke ich für den Hinweis zum Stellen eines wissenschaftlichen Proposals zur Durchführung von Neutronenbeugungsexperimenten zur zerstörungsfreien Messung von Eigenspannungen. In diesem Zusammenhang danke ich für die finanzielle Unterstützung durch das Helmholtz-Zentrum Geesthacht Zentrum für Materialforschung und Küstenforschung (HZG), die es ermöglichte, die Neutronenstreuexperimente am Heinz Maier-Leibnitz Zentrum in Garching, Deutschland, durchzuführen. Mein besonderer Dank gilt dem Instrumentenbetreuer, Dr. Michael Hofmann.

Meinen Kolleg(inn)en am Lehrstuhl danke ich für die hilfreichen und kritischen Diskussionen, dem Aufwand zum Gegenlesen mancher Veröffentlichung, das Erstellen von Messprogrammen, das Fertigen meiner Versuchsteile und das sehr positive Arbeitsklima.

Rainer Altmeyer danke ich für die redaktionelle Überarbeitung.

Meinen wissenschaftlichen Hilfskräften, Studien-, Bachelor, Diplom- und Masterarbeitern sowie DAAD-RISE-Studierenden.

Prof. Park von der Korean University of Technology und seinen hervorragenden Studenten: Inyoung Yi und Moonkwang Jeong.

Meine Forschungsergebnisse konnten nur durch die umfangreiche Unterstützung folgender Projekt- und Kooperationspartner erzielt werden:

- Maximator GmbH: Bernd Kampmann, Markus Wedemeyer, Jürgen Rothenberg, Harald Ernst
- Stresstech GmbH: Dominik Dapprich und Dr. Theo Rickert
- Prof. Dr.-Ing. Joachim Hoffmann von der FH Kaiserslautern und Mitarbeiter
- Prof. Dr.-Ing. Walter Calles von der HTW des Saarlandes, Marc Calan und Carsten Kaldenhoff
- Dr.-Ing. Carsten Gachot und Simon Staudacher (Prof. Dr.-Ing. Frank Mücklich)
- Peter Limbach (Prof. Dr. mont. Christan Motz), Hermann Altmeyer (Prof. Dr. rer. nat. Ralf Busch)

Für die interessanten, fachlichen Hinweise und die Beispielrechnungen an meinen Geometrien danke ich Prof. Tony Parker von der Cranfield University, UK.

All models are wrong, but some are useful.

George E. P. Box (*Empirical Model-Building and Response Surfaces*. John Wiley and Sons, New York, 1987)

Lebenslauf

Persönliche Angaben

Name: Horst Brünnet
Geburtsdatum- und Ort: 14. September 1977 in Saarlouis
Familienstand: verheiratet

Beruflicher Werdegang

Seit 01/2009: Wissenschaftlicher Mitarbeiter, Lehrstuhl für Fertigungstechnik der Universität des Saarlandes, Saarbrücken
04/2004 – 12/2008: Fertigungsprozessentwickler, Robert Bosch GmbH, Homburg/Saar
10/2003 – 03/2004: Master Thesis, Robert-Bosch GmbH, Homburg/Saar
10/2001 – 03/2002: Junior Controls Engineer, Valiant Machine & Tool Inc., Windsor, Ontario, Canada
08/1994 – 08/1995: Fachoberschulpraktikant, Dillinger Hüttenwerke AG, Dillingen/Saar

Studium und Schulbildung

10/2002 – 03/2004: Master of Science Sensor Systems Technology, Hochschule für Technik, Karlsruhe
10/1998 – 09/2002: Diplom-Ingenieur (FH) Sensor- und Feinwerktechnik, Hochschule für Technik und Wirtschaft des Saarlandes, Saarbrücken
1994 – 1996: Fachhochschulreife, Fachoberschule Elektrotechnik, Berufsbildungszentrum Merzig/Saar
1988 – 1994: Mittlerer Bildungsabschluss, Kreisrealschule Saarwellingen
1984 – 1988: Grundschule Saarwellingen

Zivildienst:

1997 – 1998: Pflegedienst im Wohnheim der Arbeiterwohlfahrt Dillingen/Saar

INHALTSVERZEICHNIS

ABKÜRZUNGSVERZEICHNIS	IV
SYMBOLVERZEICHNIS	V
ABBILDUNGSVERZEICHNIS	VIII
TABELLENVERZEICHNIS	XIII
1 EINLEITUNG	14
2 UNTERSUCHUNGSKONZEPT	16
2.1 PROZESSKETTENANSATZ	16
2.2 UNTERSUCHUNGSSYSTEMATIK.....	17
3 STAND DER FORSCHUNG UND TECHNIK	19
3.1 MECHANISCHE RANDSCHICHTVERFESTIGUNG.....	19
3.2 EIGENSPANNUNGEN: DEFINITION UND ENTSTEHUNG	20
3.3 EIGENSPANNUNGEN DURCH SPANENDE FERTIGUNGSVERFAHREN	22
3.4 EIGENSPANNUNGEN DURCH GEZIELTE RANDSCHICHTVERFESTIGUNG	26
3.5 EIGENSPANNUNGEN DURCH AUTOFRETTAGE	26
3.5.1 Geschichtliche Entwicklung.....	27
3.5.2 Prozessbeschreibung und Stand der Anlagentechnik	28
3.5.3 Theoretische Beschreibung des Werkstoffverhaltens.....	33
3.5.4 Beschreibung der resultierenden Eigenspannungen	40
3.5.5 Die Bestimmung des Autofrettage-Drucks	42
3.6 FINITE-ELEMENTE-METHODE ZUR VORHERSAGE VON EIGENSPANNUNGEN IN DER RANDSCHICHT	44
3.7 MAKROSKOPISCHE FORMÄNDERUNGEN DURCH DEN ABTRAG EIGENSPANNUNGSBEHAFTETER SCHICHTEN	49
3.8 AUSWIRKUNGEN DER EIGENSPANNUNGEN AUF DIE STATISCHE UND DYNAMISCHE FESTIGKEIT VON BAUTEILEN.....	53
3.9 MESSUNG VON EIGENSPANNUNGEN	58
3.9.1 Vorbemerkungen.....	58
3.9.2 Mechanische Messmethoden.....	58
3.9.3 Röntgenbeugung (XRD).....	61
3.9.4 Neutronenbeugung.....	65
3.9.5 Magnetische Messverfahren	68
3.9.6 Akustische Resonanzmethode.....	69
3.9.7 Ultraschall-Messverfahren.....	69
3.9.8 Einfluss der Präparation auf die gemessenen Eigenspannungen	70
4 WERKSTOFFANALYSE UND BESCHREIBUNG	73
4.1 BETRACHTETE WERKSTOFFE	73
4.2 WERKSTOFFEIGENSCHAFTEN.....	74
4.2.1 Chemische Analyse.....	74
4.2.2 Gefügeuntersuchung.....	74
4.2.3 Phasenanalyse	75

4.3	EINACHSIGE ZUGVERSUCHE NACH DIN EN 10002.....	76
4.3.1	Geometrie und Herstellung der Zugproben.....	76
4.3.2	Versuchsdurchführung	77
4.3.3	Charakterisierung des Werkstoffs	78
4.4	EINACHSIGE ZUG-DRUCKVERSUCHE ZUR ERMITTLUNG DES BAUSCHINGER-EFFEKTS..	79
4.4.1	Geometrie der Zug-Druckproben	79
4.4.2	Versuchsdurchführung	79
4.4.3	Charakterisierung des Werkstoffs	80
5	KONZEPTENTWICKLUNG TEIL 1: PROZESSKETTENANALYSE AN HOHLZYLINDERN.....	82
5.1	VORBEMERKUNGEN	82
5.2	HERSTELLUNG DER VERSUCHSTEILE	82
5.3	VERWENDETE MESSTECHNIK	83
5.4	PROZESSSCHRITT AUTOFRETTAGE.....	85
5.4.1	Experimentelle Eingangsgrößen	85
5.4.2	Finite-Elemente-Modelle	87
5.4.3	Ausgangsgröße Verformungen	88
5.4.4	Ausgangsgröße Eigenspannungen.....	89
5.5	PROZESSSCHRITT NACHBEARBEITUNG	101
5.5.1	Experimentelle Eingangsgrößen	101
5.5.2	Experimentelle Eingangsgrößen für den Analogieversuch Temperaturentstehung beim Reiben	101
5.5.3	Finite-Elemente-Modelle	103
5.5.4	Ausgangsgröße Makroskopische Formänderungen	107
5.5.5	Ausgangsgröße Eigenspannungen.....	108
5.6	PROZESSSCHRITT PRÄPARATION ZUR EIGENSPANNUNGSMESSUNG.....	117
5.6.1	Experimentelle Eingangsgrößen	118
5.6.2	Finite-Elemente-Modelle	118
5.6.3	Ausgangsgröße Eigenspannungen.....	119
5.7	ZERSTÖRUNGSFREIE PRÜFUNG DES EIGENSPANNUNGSZUSTANDS ENTLANG DER PROZESSKETTE MIT HILFE DER NEUTRONENBEUGUNG.....	124
5.7.1	Vorbemerkung.....	124
5.7.2	Herstellung der Versuchsteile	125
5.7.3	Stress-Spec Neutronendiffraktometer	125
5.7.4	Vergleich der Eigenspannungstiefenverläufe.....	126
5.8	ERKENNTNISSE AUS DER PROZESSKETTENANALYSE	130
5.8.1	Verformungen und Formänderungen.....	130
5.8.2	Eigenspannungen	130
6	KONZEPTENTWICKLUNG TEIL 2: PROZESSKETTENANALYSE AN VERTEILERBLÖCKEN.....	133
6.1	VORBEMERKUNGEN	133
6.2	HERSTELLUNG DER VERSUCHSTEILE	133
6.3	VERWENDETE MESSTECHNIK	134
6.4	PROZESSSCHRITT AUTOFRETTAGE.....	136
6.4.1	Experimentelle Eingangsgrößen	136
6.4.2	Finite-Elemente-Modelle	136
6.4.3	Ausgangsgröße Verformungen	138
6.4.4	Ausgangsgröße Eigenspannungen.....	141
6.5	PROZESSSCHRITT NACHBEARBEITUNG	142

6.5.1	Experimentelle Eingangsgrößen	142
6.5.2	Finite-Elemente-Modelle	143
6.5.3	Ausgangsgrößen Makroskopische Formänderungen	144
6.5.4	Ausgangsgröße Eigenspannungen	145
6.6	PROZESSSCHRITT ENTGRATEN / VERRUNDEN.....	147
6.6.1	Vorbemerkungen	147
6.6.2	Finite-Elemente-Modelle	148
6.6.3	Ausgangsgröße Eigenspannungen	148
6.7	PROZESSSCHRITT PRÄPARATION ZUR EIGENSPANNUNGSMESSUNG.....	151
6.7.1	Experimentelle Eingangsgrößen	151
6.7.2	Finite-Elemente-Modelle	151
6.7.3	Ausgangsgröße Eigenspannungen	152
6.8	ERKENNTNISSE AUS DER PROZESSKETTENANALYSE	157
6.8.1	Verformungen und Formänderungen	157
6.8.2	Eigenspannungen	157
7	KONZEPTENTWICKLUNG TEIL 3: AUSGEWÄHLTE FALLBEISPIELE	159
7.1	AUTOFRETTAGE: LEICHTBAUPOTENTIAL.....	159
7.2	AUTOFRETTAGE: MINIMIERUNG VON VERFORMUNGEN	164
7.3	VORBEARBEITUNG: REDUZIERUNG DER OBERFLÄCHENQUALITÄT	167
7.4	VARIATION UND KOMBINATION FESTIGKEITSSTEIGERNDER MAßNAHMEN	168
8	KONZEPT ZUR EIGENSPANNUNGSGERECHTEN PRODUKT- UND PROZESSKETTENGESTALTUNG	172
8.1	VORBEMERKUNGEN	172
8.2	BESTANDSAUFNAHME	173
8.3	NEU ENTWICKELTE FINITE-ELEMENTE-MODELLE.....	174
8.4	KONZEPT.....	174
9	ZUSAMMENFASSUNG	178
	LITERATURVERZEICHNIS	183
ANHANG A	STAND DES WISSENS	197
ANHANG B	WERKSTOFFANALYSE UND BESCHREIBUNG.....	201
ANHANG C	PROZESSKETTENANALYSE HOHLZYLINDER.....	204
ANHANG D	PROZESSKETTENANALYSE VERTEILERBLOCK.....	224

ABKÜRZUNGSVERZEICHNIS

AF	Autofrettage
BAZ	Bearbeitungszentrum
CIRP	International Academy for Production Engineering
DEGS	Druckeigenspannungen
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft
DMS	Dehnungsmessstreifen
DK	Diffraktometerkreis
ESPI	Electronic Speckle Pattern Interferometry
FEM	Finite-Elemente-Methode
FE	Finite-Elemente
G	Hochspannungsgenerator
GEH	Gestaltänderungsenergiehypothese
HTW	Hochschule für Technik und Wirtschaft
LW	Lastwechsel
P	Probe
P1	Prozessreihenfolge 1
P2	Prozessreihenfolge 2
PRISM	Messgerät für die Bohrlochmethode mit optischer Dehnungsmessung
REK	Röntgenografische Elastizitätskonstanten
REM	Rasterelektronenmikroskop
RSA	Röntgenografische (Eigen-)Spannungsanalyse
SFTC	Scientific Forming Technology Cooperation
X	Röntgenröhre
XRD	X-ray Diffraction (Röntgendiffraktometrie)

SYMBOLVERZEICHNIS

Zeichen	Bedeutung	Einheit
A	Bruchdehnung	%
A_1 - A_4	Parameter des Huang-Modells	-
A_g	Gleichmaßdehnung	%
B_1 - B_2	Exponentielle Parameter des Huang-Modells	-
cps	Counts per second (Zählrate)	-
C	Autofrettage-Grad	%
d_0	Spannungsfreier Gitterebenenabstand	nm
$d_{\varphi\psi}$	Gitterebenenabstand	nm
f	Vorschub	mm
$f(\sigma)$	Fließbedingung	-
F	Kraft	N
FB	Fasensbreite	mm
F_i	Im Druckbehälter wirkende Kraft	N
{hkl}	Miller'sche Indizes	
K	Außen- zu Innendurchmesser Verhältnis	-
K_{tv}	Kerbformzahl	-
L	Länge	mm
L_0	Ausgangsmesslänge beim Zugversuch	mm
ΔL	Verlängerung während des Zugversuchs	mm
n_{AF}	Anzahl der durchgeführten AF-Zyklen	-
p_{AF}	Autofrettage-Druck	bar
p_{AFC}	Kritischer Autofrettage-Druck für Rückplastizierung	bar
p_B	Betriebsdruck	bar

Zeichen	Bedeutung	Einheit
p_{iFB}	Innendruck, bei dem plastisches Fließen einsetzt	bar
p_{iVPL}	Innendruck, bei dem die gesamte Wandstärke plastiziert wird	bar
r_i	Innenradius beim dickwandigen Hohlzylinder	mm
r_a	Außenradius beim dickwandigen Hohlzylinder	mm
R	Verrundungsradius	mm
R_a	Arithmetischer Mittenrauwert	μm
R_z	Mittlere Rautiefe	μm
R_p	Streckgrenze allgemein	MPa
$R_{p0,2\%}$	0,2%-Streckgrenze unter Zugbelastung	MPa
$R_{p0,2\%}'$	0,2%-Streckgrenze unter Druckbelastung	MPa
$R_{p0,2\%}',G$	0,2%-Grenz-Streckgrenze unter Druckbelastung	MPa
R_m	Zugfestigkeit	MPa
R_{max}	Maximale Spannung unter Zugbelastung	MPa
ΔR	Differenz zwischen R_{max} und $R_{p0,2\%}'$	MPa
S	Aktueller Querschnitt beim Zugversuch	mm^2
S_0	Ausgangsquerschnitt beim Zugversuch	mm^2
S_{zul}	Zulässige Werkstoffbeanspruchung	MPa
S_{vorh}	Vorhandene Werkstoffbeanspruchung	MPa
SF	Sicherheitsfaktor	-
$s_1^{(hkl)}$	Röntgenografische Elastizitätskonstante REK	mm^2/N
$s_2^{(hkl)}$	Röntgenografische Elastizitätskonstante REK	mm^2/N
T	Temperatur	$^\circ\text{C}$
T_t	Temperatur zur Tieftemperatur-Autofrettage	$^\circ\text{C}$
t_H	Druckhaltezeit beim Autofrettieren	s

Zeichen	Bedeutung	Einheit
v_f	Vorschubgeschwindigkeit	mm/s
W	Wandstärke	mm
z	Tiefe, ausgehend von der Werkstückoberfläche	mm
Z	Brucheinschnürung	%
β_s	Bauschinger-Spannungsparameter	-
β	Bauschinger-Effekt-Faktor	-
ε	Dehnung	-
$\varepsilon_{\text{wahr}}$	Wahre Dehnung	-
$\varepsilon_{\varphi\psi}^G$	Gitterdehnung	-
Θ_0	Spannungsfreier Bragg-Winkel	°
$\Theta_{\varphi\psi}$	Bragg-Winkel unter elastischer Dehnung	°
λ	Wellenlänge	nm
ν	Querkontraktionszahl	-
π	Kreiszahl Pi	-
ρ	Dichte	kg/dm ³
σ	Spannung	MPa
σ_{wahr}	Wahre Spannung	MPa
σ^{ES}	Eigenspannung	MPa
σ^{LS}	Lastspannung	MPa
σ^{Ges}	Gesamtspannung	MPa
σ_{res}	Resultierender Spannungsvektor	MPa
σ_V	Vergleichsspannung	MPa
σ_{VR}	Resultierende Vergleichsspannung	MPa
φ	Azimutwinkel	°
ψ	Kippwinkel	°

ABBILDUNGSVERZEICHNIS

Abbildung 1-1: Beispiele autofrettierter, hochdruckbeanspruchter Dieseleinspritzkomponenten: a) Common-Rail Verteilerrohr (Bildquelle: www.bosch.de, Bild-ID 1-DS-14185-LWR), b) Dieselleitung (Bildquelle: SMP Tubes GmbH)	14
Abbildung 2-1: Einflüsse auf Geometrie und Eigenspannungen entlang der Prozesskette	16
Abbildung 2-2: Untersuchte Eingangs- und Ausgangsgrößen zur Ableitung einer eigenspannungsgerechten Produkt- und Prozesskettengestaltung.....	17
Abbildung 3-1: Maximale Druckeigenspannungen über den gemessenen Tiefenverlauf, angeordnet nach dem Betrag der Eigenspannungen aus [11].....	24
Abbildung 3-2: Geschichtlicher Überblick über die industrielle Anwendung der Autofrettage	28
Abbildung 3-3: Verfahrensprinzip der Autofrettage am Beispiel eines dickwandigen Hohlzylinders	29
Abbildung 3-4: Druck-Zeitverlauf während des Autofrettage-Prozesses	31
Abbildung 3-5: Autofrettage eines T-Stücks mit zugehörigen Dichtelementen [74].....	32
Abbildung 3-6: „Virtual Autofrettage Lab“: 3D-Visualisierung einer Autofrettage-Anlage nach derzeitigem Stand der Technik; <i>Visualisierung in Zusammenarbeit mit dem DFKI Saarbrücken</i>	33
Abbildung 3-7: Spannungs-Dehnungskurve eines hochfesten Stahls nach einem Zug-Druckversuch und Einteilung in charakteristische Bereiche nach [84].....	35
Abbildung 3-8: Fließfläche für die Fließbedingung nach von Mises [87]	36
Abbildung 3-9: Darstellung der Fließfläche für einen ebenen Spannungszustand nach [87]. a) Bleibt der Spannungszustand innerhalb der Fließfläche, reagiert der Werkstoff elastisch. b) Berührt der Spannungszustand die Fließfläche, plastiziert der Werkstoff.	37
Abbildung 3-10: Veränderung der Fließfläche infolge der Verfestigung [87]: a) ohne Verfestigung, b) Vergrößerung der Fließfläche durch isotrope Verfestigung und c) Verschiebung der Fließfläche durch kinematische Verfestigung.	38
Abbildung 3-11: Lineare Näherungen des Werkstoffverhaltens nach einem einachsigen Zug-Druckversuch mit Berücksichtigung des Bauschinger-Effekts	39
Abbildung 3-12: a) Vergleichsspannung während und nach Autofrettage, b) Resultierende Vergleichsspannung nach Innendruckbelastung mit und ohne Autofrettage; nach [49].....	41
Abbildung 3-13: Unterschiedliche verformte Bereiche nach der Autofrettage [102].	43
Abbildung 3-14: Verzug eines Bauteils durch spanende Fertigung und Abtrag eigenspannungsbehafteter Randschichten [1].....	50
Abbildung 3-15: Wirkung von oberflächennahen und ausgeprägten DEGS nach [98].....	54
Abbildung 3-16: a) Schwingfestigkeitssteigerungspotentials innendruckbelasteter Bauteile in Anlehnung an [45] und b) Lebensdauersteigerungspotential allgemein	57
Abbildung 3-17: a) Beispiel eines errechneten Speckle-Musters und b) Weißlichtaufnahme nach einem inkrementellen Bohrvorgang mit zugehörigen Auswerteradien. Bildquelle: Stresstech GmbH .	60

Abbildung 3-18: XRD: a) Koordinatensystem allgemein [81], b) Schematischer Aufbau eines ψ - Diffraktometers [177]	62
Abbildung 3-19: Grundsätzlich mögliche Verläufe von $\varepsilon_{\varphi,\psi}^G$ über $\sin^2\psi$ [173]	64
Abbildung 4-1: Zugfestigkeit vs. Gleichmaßdehnung, Einordnung der betrachteten Werkstoffe mit Hinblick auf ihre Eignung für die hydraulische Autofrettage.....	73
Abbildung 4-2: Gefüge des Vergütungsstahls 42 CrMoS 4 im Längs- und Querschliff	74
Abbildung 4-3: Gefüge des X2 CrNiMo 17-12-2 im Länge- und Querschliff. Quelle: Steinbeis Forschungszentrum Material Engineering Center Saarland (MECS).	75
Abbildung 4-4: Röntgenografische Phasenanalyse: a) 42 CrMoS 4, Charge 1; b) X2 CrNiMo 17-12-2.	76
Abbildung 4-5: Zugversuchskurven für die drei betrachteten Werkstoffe	77
Abbildung 4-6: Spannungs-Dehnungskurven aus dem einachsigen Zug-Druckversuch für verschiedene Vordehnungen im Zugbereich.....	80
Abbildung 4-7: Simulierte Spannungs-Dehnungskurven für den einachsigen Zug-Druckversuch unter Verwendung bi-linearer kinematischer Verfestigung.....	81
Abbildung 5-1: Prozesskette zur Anfertigung der dickwandigen Hohlzylinder und Erfassung des Ausgangszustands in Bezug auf Oberfläche, Geometrie, Form und Eigenspannungszustand	83
Abbildung 5-2: Messaufbau und Versuchsparameter für die Eigenspannungsmessung mittels optischer Bohrlochmethode mit dem PRISM-Messgerät; Bildquellen: Stresstech GmbH.....	85
Abbildung 5-3: Schematische Darstellung der Dichtpaarung und Bild des Versuchsaufbaus.....	86
Abbildung 5-4: Randbedingungen, Lastaufbringung und Messpositionen des axialsymmetrischen Modells für die Auswertung der Aufweitung beim Autofrettieren	87
Abbildung 5-5: Aufweitung des Innen- und Außendurchmessers nach Autofrettage, Messungen und Finite-Elemente Berechnung gegenübergestellt	88
Abbildung 5-6: : Rundheiten nach DIN EN ISO 1101 vor und nach Autofrettage.....	89
Abbildung 5-7: Tiefenverlauf der Umfangseigenspannungen über die Wandstärke des Hohlzylinders nach Autofrettage mit 8.000 bar	90
Abbildung 5-8: Tiefenverlauf der Umfangseigenspannungen über die Wandstärke des Hohlzylinders nach Autofrettage mit 10.000 und 11.000 bar	91
Abbildung 5-9: Umfangseigenspannungen vor Autofrettage, gemessen mit XRD	92
Abbildung 5-10: Umfangseigenspannungen nach Autofrettage, Vergleich zwischen XRD, Finite- Elemente-Berechnung und angepassten Huang-Modell nach Fall 5.....	93
Abbildung 5-11: Bewertung der Wiederholbarkeit der Eigenspannungsmessung mittels PRISM durch eine Vergleichsmessung bei einem mit 8.000 bar autofrettierten Hohlzylinder	95
Abbildung 5-12: Gegenüberstellung der Eigenspannungsmessergebnisse mit XRD und PRISM für den gleichen Hohlzylinder vor Autofrettage.....	96
Abbildung 5-13: Eigenspannungs-Tiefenverläufe ermittelt mit PRISM und Finite-Elemente-Berechnung für Autofrettage-Drücke zwischen 6.000 und 9.500 bar	97

Abbildung 5-14: Oberflächen-Umfangseigenstressungen nach Autofrettage mit 8.000 bar, 9.000 bar und 9.500 bar, ermittelt mit XRD 99

Abbildung 5-15: Rauigkeitskennwerte über: a) alle gemessenen Hohlzylinder und b) im Vergleich für zwei ausgewählte Bauteile H21 und H26..... 100

Abbildung 5-16: Oberflächenbeschaffenheit der Probe H25 über die Länge des Hohlzylinders; Bilder aufgenommen mit einem Alicona Infinite Focus Oberflächenmessgerät an der FH Kaiserslautern [197] 100

Abbildung 5-17: Finite-Elemente-Modell mit schrittweisem Löschen von Element-Sets über die Wandstärke des Hohlzylinders 104

Abbildung 5-18: Vernetzung des Gesamtmodells zum Bohren und Reiben des Hohlzylinders 105

Abbildung 5-19: Durchmesseränderung des Innen- und Außendurchmessers nach Reiben als Differenz zwischen dem Zieldurchmesser 10H7 und den tatsächlichen Mess- bzw. Simulationswerten 107

Abbildung 5-20: Ergebnisse des Analogieversuchs zur Temperaturentstehung beim Fertigungsprozess Reiben gegenübergestellt mit Ergebnissen der Finite-Elemente-Berechnung mit DEFORM 3D 109

Abbildung 5-21: Entwicklung der von Mises Vergleichseigenstressung sowie Umfangseigenstressung nach Autofrettage mit 11.000 bar und vier aufeinanderfolgenden Materialabträgen..... 110

Abbildung 5-22: Entwicklung der von Mises Vergleichseigenstressung sowie Umfangseigenstressung nach Autofrettage mit 8.000 bar und vier aufeinanderfolgenden Materialabträgen..... 111

Abbildung 5-23: Tiefenverlauf der Umfangseigenstressung aus der XRD-Messung und der Finite-Elemente-Berechnung mit Berücksichtigung der Interaktion zwischen Werkzeug/Werkstück nach Autofrettage mit 8.000 bar, 9.000 bar und 9.500 bar 112

Abbildung 5-24: Tiefenverlauf der Umfangseigenstressung aus der Finite-Elemente-Berechnung nach Aufbohren und Reiben und ohne vorherige Autofrettage..... 113

Abbildung 5-25: Tiefenverläufe der Umfangseigenstressung aus der XRD-Messung, PRISM-Messung und Finite-Elemente-Berechnung für die ersten 0,5 mm der Wandstärke 114

Abbildung 5-26: Gegenüberstellung des PRISM Tiefenverlaufs und Ergebnisse der Finite-Elemente-Berechnung nach Autofrettage mit 9.500 bar und anschließendem Reiben für die axialen Eigenstressungen sowie Mittelwert der XRD-Oberflächenmesswerte 115

Abbildung 5-27: Oberflächen-Umfangseigenstressungen nach Autofrettage mit 8.000 bar, 9.000 bar und 9.500 bar, ermittelt mit XRD 116

Abbildung 5-28: Rauigkeitskennwerte über: a) alle gemessenen Hohlzylinder und b) im Vergleich für zwei ausgewählte Bauteile H21 und H26..... 117

Abbildung 5-29: Oberflächenbeschaffenheit der Probe H25 über die Länge des Hohlzylinders; aufgenommen mit einem Alicona Infinite Focus Oberflächenmessgerät an der FH Kaiserslautern [197] 117

Abbildung 5-30: Präparationsschritte zur experimentellen Messung der Eigenstressungen mittels Bohrlochmethode und XRD..... 118

Abbildung 5-31: Einfluss des Auftrennens auf die Umfangseigenstressungen über die Wandstärke des Hohlzylinders mit einem Außen- zu Innendurchmesserverhältnis $K = 3$ 120

Abbildung 5-32: Umfangseigenstressspannungen aus XRD-Messung und Finite-Elemente-Berechnung gegenübergestellt sowie Falschfarbenplot der Umfangseigenstressspannungsverteilung nach Autofrettage und Auftrennen aus der Finite-Elemente-Berechnung..... 121

Abbildung 5-33: Tiefenverläufe der Umfangseigenstressspannungen nach Autofrettage und Auftrennen für die Außen- zu Innendurchmesser-Verhältnisse $K = 2$ (oben) und $K = 4$ (unten), berechnet mit der Finite-Elemente-Methode 122

Abbildung 5-34: Tiefenverläufe der Umfangseigenstressspannungen nach Autofrettage und anschließendem Reiben auf 10H7 bzw. Simulation des Materialabtrags von 0,5 mm über die Wandstärke 124

Abbildung 5-35: Gemessene und berechnete Tiefenverläufe der Umfangseigenstressspannungen nach Autofrettage, Nachbearbeitung mit Reiben sowie Autofrettage und Nachbearbeitung mit Reiben 127

Abbildung 5-36: Gemessene und berechnete Tiefenverläufe aller drei Haupteigenstressspannungskomponenten nach Autofrettage mit 8.000 bar 128

Abbildung 5-37: Tiefenverläufe der Umfangseigenstressspannung mit und ohne Autofrettage und anschließender Nachbearbeitung, Finite-Elemente-Berechnung und Stress-Spec Messung gegenübergestellt 129

Abbildung 6-1: Prozesskette zur Anfertigung der Verteilerblöcke und Erfassung des Ausgangszustands in Bezug auf Oberfläche, Geometrie, Form und Eigenstressspannungszustand 134

Abbildung 6-2: XRD-Messpositionen zur Erfassung des Eigenstressspannungstiefenverlaufs entlang der Winkelhalbierenden zwischen Druckkanal A und Druckkanal C..... 136

Abbildung 6-3: Geometrie, Randbedingungen und Finite-Elemente-Vernetzung des Verteilerblocks 137

Abbildung 6-4: Aufweitung der Druckkanäle in Abhängigkeit des Autofrettage-Drucks, Messungen und Finite-Elemente-Berechnungen gegenübergestellt..... 138

Abbildung 6-5: Rundheit der Druckkanäle nach DIN EN ISO 1101 vor und nach Autofrettage für die verschiedenen Messpositionen 139

Abbildung 6-6: Inhomogene Verformung infolge des Autofrettage-Drucks in Richtung der Bohrungsverschneidung..... 139

Abbildung 6-7: Gemessener Durchmesser in Druckkanal C vor und nach Autofrettage für alle berücksichtigten Autofrettage-Drücke 140

Abbildung 6-8: Tiefenverläufe der Umfangseigenstressspannung aus XRD-Messung und Finite-Elemente-Berechnung gegenübergestellt 141

Abbildung 6-9: Durchmesseränderung nach Reiben als Differenz zwischen dem Zieldurchmesser und den tatsächlichen Mess- bzw. Simulationenwerten..... 144

Abbildung 6-10: Tiefenverlauf der Umfangseigenstressspannung aus der Finite-Elemente-Berechnung mit Berücksichtigung der Interaktion zwischen Werkzeug/Werkstück nach Autofrettage mit 5.000 bar, 6.350 bar und ohne vorherige Autofrettage..... 146

Abbildung 6-11: Geometrien der betrachteten Verrundungen und Fasen an der Bohrungsverschneidung des Verteilerblocks 148

Abbildung 6-12: Einfluss der Verschneidungsgeometrie und Position der Entgratungs- bzw. Verrundungsoperation auf die Tiefenverläufe der Umfangseigenstressspannung mit Autofrettage 10.000 bar 149

Abbildung 6-13: Tiefenverläufe der Umfangseigenspannung für die beiden Reihenfolgen P1 und P2 bei der größten Fase mit $FB = 0,5 \text{ mm}$ und größten Verrundung mit $R = 5 \text{ mm}$ sowie steigendem Autofrettage-Druck 150

Abbildung 6-14: Schnittrihenfolge zur Präparation für die XRD-Messungen 151

Abbildung 6-15: Tiefenverläufe der Umfangseigenspannung aus der Finite-Elemente-Berechnung mit Berücksichtigung der einzelnen Auftrennvorgänge im Vergleich mit der XRD-Messung nach Autofrettage mit 10.000 bar 153

Abbildung 6-16: Tiefenverläufe der Umfangseigenspannung aus der Finite-Elemente-Berechnung mit Berücksichtigung der einzelnen Auftrennvorgänge im Vergleich mit der XRD-Messung nach Autofrettage mit 10.000 bar 154

Abbildung 6-17: Tiefenverläufe der Umfangseigenspannung aus der Finite-Elemente-Berechnung mit Berücksichtigung des Auftrennens und dem elektrochemischen Abtrag im Vergleich mit der XRD-Messung nach Autofrettage mit 10.000 bar 155

Abbildung 6-18: Entwicklung der Umfangseigenspannungen in der Messebene entlang der Winkelhalbierenden infolge des zerstörenden Auftrennvorgangs 156

Abbildung 6-19: Entwicklung der Umfangseigenspannungen in der Messebene entlang der Winkelhalbierenden infolge des elektrochemischen Abtrags zur Ermittlung des Tiefenverlaufs 156

Abbildung 7-1: Druck-Zeitverlauf zur Identifikation des optimalen Autofrettage-Drucks im Finite-Elemente-Modell 160

Abbildung 7-2: Flussdiagramm zur Ermittlung des optimalen Außen- zu Innendurchmesser Verhältnis K und optimalen Autofrettage-Druck p_{AF} 161

Abbildung 7-3: Minimum der maximalen resultierenden Vergleichsspannung σ_{VR} über den variierten Autofrettage-Druckbereich 161

Abbildung 7-4: Empfindlichkeit der Lösungsansätze der verschiedenen Berechnungsansätze in Abhängigkeit des Außen- zu Innendurchmesser Verhältnis K 163

Abbildung 7-5: Verformungen der Dichtstellen nach einer Autofrettage mit 8.000 bar für verschiedene Spannkonzeppte und Abdichtgeometrien 165

Abbildung 7-6: Reale Verformungen der Dichtstellen des Verteilerblocks nach der Autofrettage mit 10.000 bar bei statischer Abdichtung 166

Abbildung 7-7: Beispiele zur Optimierung der Geometrien von Abdichtelementen und Dichtflächen durch den Einsatz der Finite-Elemente-Methode 167

Abbildung 7-8: Auswirkungen verschiedener spanender Bearbeitungsverfahren auf die Oberflächenqualität und Herstellkosten 168

Abbildung 8-1: Zusammenfassung der in dieser Arbeit neu entwickelten Finite-Elemente-Modelle .. 174

Abbildung 8-2: Zusammenhang zwischen Festlegungsgrad und Musterstadium und optimaler Einsatzbereich für die Anwendung valider Finite-Elemente-Modelle in Anlehnung an [214] 175

Abbildung 8-3: Vorschlag für ein schrittweises Konzept zur eigenspannungsgerechten Produkt- und Prozesskettengestaltung 176

TABELLENVERZEICHNIS

Tabelle 3-1: Bei mechanischen Randschichtverformungen auftretende Prozesse und deren Auswirkungen sowie Messgrößen zu ihrer quantitativen Erfassung [7].....	19
Tabelle 3-2: Eigenspannungsursachen nach [2, 4, 14, 15].....	22
Tabelle 3-3: Geeignete Verfahren zur tiefenwirksamen Einbringung von DEGS	26
Tabelle 3-4: Zuordnung des Schwingfestigkeits-/Lebensdauersteigerungspotentials zu den einzelnen Fertigungsverfahren	57
Tabelle 3-5: Methoden zur experimentellen Ermittlung von Eigenspannungen nach [49].....	58
Tabelle 4-1: Gemittelte Kennwerte aus dem einachsigen Zugversuch.....	77
Tabelle 4-2: Zur Eigenspannungsberechnung grafisch abgeleitete Variablen des Huang-Modells [94]	80
Tabelle 5-1: Fertigungsparameter und Werkzeugdaten für das Bohren.....	82
Tabelle 5-2: Messbedingungen zur Eigenspannungsmessung mittels XRD [197]	84
Tabelle 5-3: Versuchsparameter für die Durchführung der Autofrettage	86
Tabelle 5-4: Fertigungsparameter für das Aufbohren und Reiben auf 10H7	101
Tabelle 6-1: Messbedingungen zur Eigenspannungsmessung mittels XRD	135
Tabelle 6-2: Fertigungsparameter für das Aufbohren und Reiben bis 6,5H7	142
Tabelle 7-1: Vergleich der Lösungen für den optimalen Autofrettage-Druck für verschiedene Berechnungsmethoden	162

1 Einleitung

Wesentliche Zielgrößen bei der Entwicklung und Konstruktion neuer Produkte und der Auslegung zugehöriger Herstellungsprozessketten sind die Schonung von Ressourcen und effiziente Ausnutzung von Materialien. Einen wesentlichen Beitrag dazu leistet die gezielte Einflussnahme auf Funktionselemente und Funktionsflächen durch Fertigungsverfahren, welche die Beanspruchbarkeit von Werkstoffen und Bauteilen erhöhen. Dabei spielt das Einbringen und die Beherrschung von Eigenspannungen in die Randschicht von Werkstücken eine wesentliche Rolle. So lassen sich Bauteile in hochdruckbeanspruchten Aggregaten durch den Einsatz der sogenannten Autofrettage bei vorgegebener Beanspruchung und erwarteter Lebensdauer wesentlich kleiner dimensionieren oder es lassen sich durch eigenspannungsbedingte Festigkeitssteigerung Produkte mit deutlich gesteigerten Leistungsmerkmalen konzipieren. Dies lässt sich beispielsweise an der Entwicklung von Kraftstoffeinspritzsystemen mit ihren positiven Auswirkungen auf die Effizienz von Verbrennungsmotoren nachvollziehen. In Abbildung 1-1 sind Beispiele für solche hochdruckbeanspruchten Komponenten dargestellt.

a) Common-Rail Verteilerrohr



b) Dieselleitung



Abbildung 1-1: Beispiele autofrettierter, hochdruckbeanspruchter Dieseleinspritzkomponenten: a) Common-Rail Verteilerrohr (Bildquelle: www.bosch.de, Bild-ID 1-DS-14185-LWR), b) Dieselleitung (Bildquelle: SMP Tubes GmbH)

Die Komplexität der Technologie selbst und deren Einfluss auf die gesamte Fertigungsprozesskette erfordern eine systematische, eng vernetzte Vorgehensweise in allen Phasen des Produktentstehungsprozesses. Im Bereich der Anwendung von gezielt eigenspannungsinduzierenden Fertigungsverfahren ist das erforderliche Wissen zur Planung des Technologieeinsatzes bisher nur verteilt vorhanden und noch nicht in breit anwendbare Richtlinien, Vorgehensleitfäden und Einführungsstrategien überführt. Dies liegt unter anderem an den vielseitigen, interdisziplinären technologischen Zusammenhängen. Aus Produktionstechnischer Sicht müssen die Wechselwirkungen entlang der Fertigungsprozesskette und die damit einhergehenden Beeinflussungen der Eigenspannungszustände sowie Maß- und Formgenauigkeiten durch Verformungen und makroskopische Formänderungen erfasst und möglichst genau vorhergesagt werden.

Betrachtet man die gesamte Prozesskette zur Herstellung von hochdruckbeanspruchten Bauteilen, so findet man eine Vielzahl von Prozessschritten, die gewollt oder ungewollt Eigenspannungen induzieren können [1]. Ur- und umformende Verfahren wie beispielsweise Gießen, Biegen oder Schmieden induzieren schon sehr früh Eigenspannungen und können im weiteren Verlauf zu Verzügen führen [2, 3]. Mechanische Bearbeitungen vor der Autofrettage wie Drehen oder Fräsen wirken sich ebenfalls auf die Eigenspannungsverteilung im Bauteil aus [4]. Folgt der gezielten Einbringung ausgeprägter Eigenspannungsfelder durch die Autofrettage eine weitere mechanische Bearbeitung der Hochdruckbohrungen wie Reiben oder Honen, kann durch die Umlagerung des Eigenspannungsgleichgewichts die Bauteilgenauigkeit durch Formänderungen beeinflusst werden [5]. Am Ende der Prozesskette stellt sich ein komplex überlagerter Eigenspannungszustand ein, über dessen Verteilung man meist nur sehr lückenhaft Aussagen treffen kann. Eine Nachweismöglichkeit ist die Messung der Tiefenverteilung der Eigenspannungen in den hochbelasteten Randschichten durch Verfahren wie beispielsweise die Röntgendiffraktometrie. Unabhängig von der Messmethode liegen die Messstellen dabei immer im Inneren der innendruckbelasteten Bauteile, sodass eine zerstörende Präparation – mit Ausnahme begrenzt verfügbarer zerstörungsfreier Messmethoden wie der Neutronenbeugung – unvermeidbar ist. Die Folge ist eine Umlagerung der zu messenden Eigenspannungsverteilung in unbekanntem Ausmaß, die zu Fehlinterpretationen bezüglich des tatsächlich vorhandenen Eigenspannungszustands führen kann und im schlimmsten Fall zu einer negativen Bewertung der eingesetzten Fertigungstechnologien.

Ziel dieser Arbeit ist es daher, ein Konzept zur eigenspannungsgerechten Produkt- und Prozesskettengestaltung autofrettierter Bauteile zu entwickeln. Als Befähiger zur Umsetzung dieses Zieles kommt die Finite-Elemente-Methode zum Einsatz, die eine Bewertung alternativer Prozessparameter und Prozessketten in einer möglichst frühen Phase des Produktentstehungsprozesses ermöglichen soll. Nach einer ausführlichen Aufarbeitung des Stands der Technik und Forschung zum Themenkomplex eigenspannungsinduzierender Fertigungsverfahren und Eigenspannungsmessverfahren sowie möglicher Wechselwirkungen werden zunächst eine empirisch-numerische Prozesskettenanalyse an zwei repräsentativen Geometrien – einem dickwandigen Hohlzylinder und einem Verteilerblock mit T-förmiger Bohrungsver Schneidung – durchgeführt und die Verformungen und Eigenspannungen entlang der Prozesskette analysiert. Die ausgewählten Geometrien decken dabei repräsentativ den Großteil der industriellen Anwendungen wie Dieselleitungen, Hochdruckverrohrungen oder komplexere Bauteile wie das Verteilerrohr des Common-Rail Dieseleinspritzsystems ab. Nach der Betrachtung ausgewählter Fallbeispiele wird im letzten Teil der Arbeit ein Konzept zur eigenspannungsgerechten Produkt- und Prozesskettengestaltung mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode abgeleitet. Das Konzept liefert damit einen Beitrag zur Entwicklung von Vorgehensleitfäden und Einführungsstrategien für die Anwendung eigenspannungsinduzierender Fertigungsverfahren.

2 Untersuchungskonzept

2.1 Prozesskettenansatz

In Abbildung 2-1 sind die vielfältigen Einflüsse entlang der Fertigungsprozesskette auf Geometrie und Eigenspannungen schematisch dargestellt.

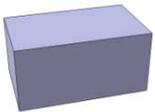
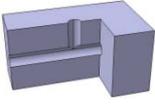
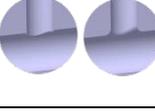
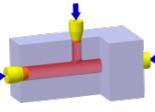
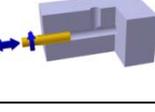
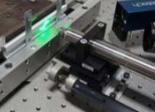
Prozessschritt	Eigenspannungen	Geometrie
 <p>Rohteil nach Ur-/Umformen</p>	ausgeprägt in Betrag und Verteilung, hier nicht betrachtet	gezielte, makroskopische Geometrieerzeugung
 <p>Vorbearbeitung</p>	meist ungezielt eingebracht, Betrag und Verteilung unbekannt	gezielte, makroskopische Geometrieerzeugung
 <p>Verrunden / Entgraten</p>	ungezielt, Betrag und Verteilung unbekannt	gezielte, mikroskopische Geometrieerzeugung
 <p>Autofrettage</p>	gezielt eingebracht, Betrag und Verteilung definierbar	makroskopische Verformungen
 <p>Nachbearbeitung, z.B. Reiben</p>	unbekannte Umlagerung durch Rückstellung	makroskopische Geometrieänderung durch Rückstellung
 <p>Messung der Eigenspannungen</p>	Umlagerung durch Auftrennen / Polieren	makroskopische Geometrieänderung durch Rückstellung

Abbildung 2-1: Einflüsse auf Geometrie und Eigenspannungen entlang der Prozesskette

Um sich einen Überblick zu verschaffen, macht es Sinn, zunächst eine Prozesskettenanalyse durchzuführen und den Ist-Zustand der heutigen Prozesskettenplanung zu dokumentieren. Für jeden Prozessschritt lassen sich die zugehörigen Eigenspannungszustände und Geometrieänderungen feststellen und systematisch Wechselwirkungen in der Prozessreihenfolge extrahieren. Als Ausgangszustand und Systemgrenze der Betrachtung wird der Eigenspannungs- und Geometriezustand nach der Vorbearbeitung definiert.

2.2 Untersuchungssystematik

Die optimale Anordnung eigenspannungsrelevanter Fertigungsprozesse in der Prozesskette bietet großes Potential. Der Schlüssel zum Erfolg kann in einer eigenspannungsgerechten Produkt- und Prozesskettengestaltung gesehen werden. Dieser Aspekt findet in der Literatur bisher keine systematische Berücksichtigung. Die sinnvolle Kombination aus experimentellen Untersuchungen und der eigenen Entwicklung und dem Einsatz von Finite-Elemente-Modellen zur Vorhersage der Verformungen und Eigenspannungen stellen daher den Kern dieser Arbeit dar. Die berücksichtigten Eingangs- und Ausgangsgrößen sind in Abbildung 2-2 veranschaulicht.

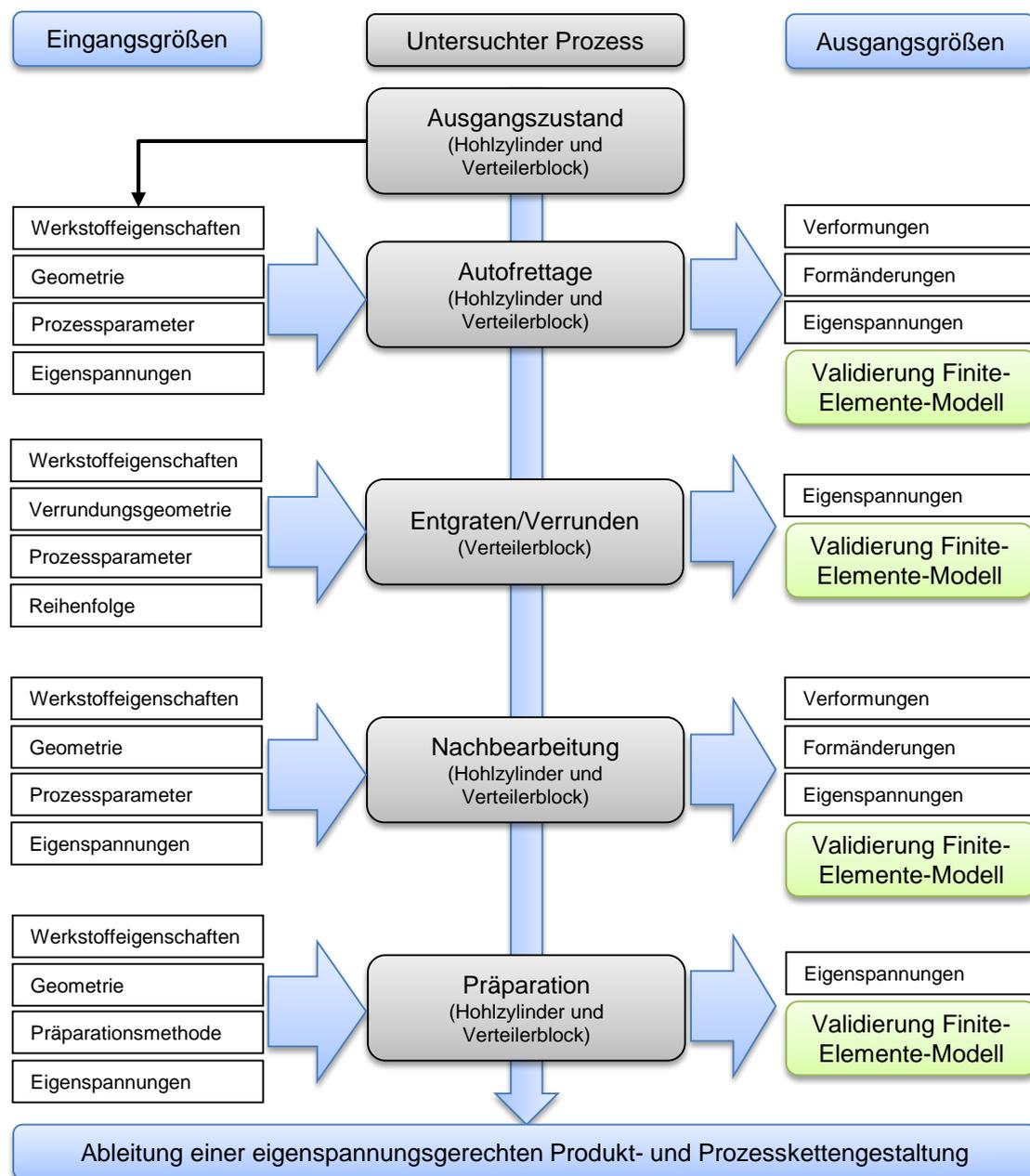


Abbildung 2-2: Untersuchte Eingangs- und Ausgangsgrößen zur Ableitung einer eigenspannungsgerechten Produkt- und Prozesskettengestaltung

Nach der Erfassung des Ausgangszustands werden für jeden betrachteten Prozessschritt die jeweiligen Eingangsgrößen für das Experiment und die Finite-Elemente-Analyse definiert. Als Ausgangsgrößen ergeben sich die Verformungen infolge des hohen Autofrettage-Drucks, die makroskopischen Formänderungen infolge der Störung des Eigenspannungsgleichgewichts sowie die Eigenspannungszustände. Durch den Abgleich mit den experimentellen Ergebnissen lässt sich eine Aussage über die Prognosegenauigkeit der entwickelten Finite-Elemente-Modelle in Abaqus/CAE und SFTC DEFORM 3D treffen.

Kern der eigenen Arbeit ist somit die Neuentwicklung eines Satzes valider Finite-Elemente-Modelle. Im Einzelnen werden für den Hohlzylinder axialsymmetrische und vollständige 3D-Modelle neu entwickelt, mit denen die Prozessschritte Autofrettage, die Nachbearbeitung mit und ohne Berücksichtigung der Interaktion zwischen Werkzeug und Werkstück, die Temperaturentstehung beim Reiben, das Entgraten und Verrunden durch Herstellen einer definierten Fase oder Verrundung sowie die zerstörende Präparation zur Messung an den innenliegenden Messstellen simuliert werden können.

Zur Eingrenzung der zu betrachtenden Einflussgrößen werden die Eigenspannungen aus Formgebung und Vorbearbeitung integral durch Messungen nach der Vorbearbeitung erfasst. Als Fokus werden die Wechselwirkungen zwischen Autofrettage → Verrunden/Entgraten → Fertigbearbeitung → Präparation/Messung betrachtet. In dieser Arbeit wird basierend auf den Prozesskettenanalysen und anhand ausgewählter Fallbeispiele eine eigenspannungsgerechte Produkt- und Prozesskettengestaltung unter Anwendung der neu entwickelten Finite-Elemente-Modelle vorgeschlagen. Ziel ist die Minimierung von Verformungen und Formänderungen sowie eine minimale Beeinflussung des finalen Eigenspannungszustands.

3 Stand der Forschung und Technik

3.1 Mechanische Randschichtverfestigung

Die mechanische Verformung der Oberfläche und oberflächennaher Bereiche eines Werkstückes (im Folgenden Randschicht genannt) führt zu einer Veränderung der Eigenschaften von Werkstoffen und Bauteilen. Von einer gezielten Verformung spricht man, wenn das gewählte Fertigungsverfahren wiederholbare und in Betrag und Tiefe bekannte Verformungen in die Randschicht induziert. Dies kann in der Konstruktion ausgenutzt werden, um beispielsweise die statische und dynamische Lebensdauer von hochbeanspruchten Bauteilen zu erhöhen. Eine mechanische Optimierung von Werkstoffrandschichten wird durch Verfahren erreicht, die die angestrebten Veränderungen des oberflächennahen Werkstoffzustands durch lokale inhomogene plastische Deformationen und / oder Gefügeumwandlungen bewirken [4, 6]. Für die technische Auslegung von Bauteilen ist es wichtig, diese Veränderungen qualitativ und quantitativ beschreiben zu können. Zur Charakterisierung der neu zu erzeugenden Randschichteigenschaften bedarf es neben der Identifikation des Beanspruchungszustands auch an Informationen über die Oberflächengeometrie bzw. -topographie, den Verfestigungszustand, die oberflächennahen Eigenspannungsverteilungen sowie über die randnahen Gefügeverteilungen. In Tabelle 3-1 nach Scholtes und Macherauch [7] sind die bei mechanischer Randschichtverfestigung auftretenden Prozesse und deren Auswirkungen sowie Messgrößen zu ihrer quantitativen Erfassung zusammengefasst.

Tabelle 3-1: Bei mechanischen Randschichtverformungen auftretende Prozesse und deren Auswirkungen sowie Messgrößen zu ihrer quantitativen Erfassung [7]

Prozesse	Auswirkungen	Messgrößen
Elastische Formänderung	Änderung der makroskopischen Bauteilform (Verzug)	Abmessungen
	Änderungen der Bauteiltopographie	Rauigkeitsmaße Ra, Rz
Plastische Formänderung	Änderungen von Gitterstörungen (Versetzungsdichte, Zwillingsdichte, Kohärenzlänge)	Halbwertsbreite (HWB) von Röntgeninterferenzlinien, Vickershärte HV, Versetzungsdichte, Zwillingsdichte
Veränderung von Fehlordnungszuständen	Änderung der Makro- und Mikroeingenspannungen	Röntgeninterferenzlinienverschiebungen, Eigenspannungen
Erzeugung von Wärme	Änderung vorliegender Phasenanteile	Änderung von Röntgeninterferenzintensitäten
Schaffung neuer Oberfläche	Erzeugung von Rissen	Risslänge bzw. Rissdichte
	Änderung der Risskonfiguration bzw. Rissbildung	
Transport von Spänen und Verschleißteilchen	Beseitigung von Deckschichten	Abmessungen
	Änderung von Texturzuständen	{hkl} – Flächenhäufigkeit (Polfigur)

Der englische Begriff der „Surface Integrity“ fasst die zahlreichen Aspekte der Randschichtcharakterisierung anschaulich zusammen. Seit 1980 gab es hierzu eine Reihe wegweisender „Keynote Paper“ der „International Academy for Production Engineering“ (CIRP) [1, 8, 9, 10, 11], wie Brinksmeier [12] in der Einleitung der in 2011 zum ersten Mal durchgeführten „CIRP Conference on Surface Integrity“ herausstellt. Das breite Themenspektrum der Konferenz macht aber auch deutlich, wie vielschichtig der Begriff interpretiert wird. Nachholbedarf besteht nach wie vor in der Betrachtung der Wechselwirkungen über die Fertigungsgeschichte der herzustellenden Bauteile. Die Eigenschaften der Randschicht sind dabei nicht das Resultat einer gezielten oder ungezielten Behandlung, sondern vielmehr das einer Überlagerung verschiedener mechanischer, thermischer, chemothermischer oder chemischer Randschichtbeeinflussungen [4]. In dieser Arbeit wird der Fokus auf die Veränderung der Eigenspannungszustände und die makroskopischen Formänderungen nach Abtrag eigenspannungsbehafteter Randschichten von hochbeanspruchten, innendruckbelasteten Bauteilen entlang der Fertigungsprozesskette gelegt. Der vorliegende Stand der Forschung arbeitet entsprechend die Entstehung, Messung und Bewertung von Eigenspannungen und Formänderungen für ausgewählte Fertigungsverfahren auf. Besonderer Fokus wird dabei im Stand der Technik auf das Fertigungsverfahren Autofrettage gelegt, das zur gezielten Einbringung tiefenwirksamer Druckeigenspannungsfelder angewendet wird.

3.2 Eigenspannungen: Definition und Entstehung

Der Eigenspannungsbegriff kann wie folgt definiert werden:

Eigenspannungen sind mechanische Spannungen, die in temperaturgradientenfreien Bauteilen ohne Einwirkung äußerer Kräfte oder Momente auftreten. Die mit diesen Spannungen verbundenen inneren Kräfte und Momente befinden sich im Gleichgewicht. Eigenspannungen sind immer inhomogen. [4, 5, 13]

Spannungen, die durch nicht-mechanische Einwirkungen von außen hervorgerufen werden, z.B. durch Temperaturgradienten, sind im Sinne dieser Definition als Lastspannungen zu betrachten. In der Realität gibt es keine eigenspannungsfreien Werkstoffe und Werkstoffzustände. Dies gilt es bei der Herstellung bzw. Betrachtung von Referenzzuständen zur Bewertung eigenspannungsinduzierender Verfahren zu beachten. Referenz-Proben können also im besten Fall als *eigenspannungsarm* beschrieben werden.

Eigenspannungen treten in vielfältiger Weise in Erscheinung und sind für die Werkstoffwissenschaft von großer Bedeutung, da sie sich auf die Werkstoffeigenschaften auswirken. In [13] wird anschaulich die Ambivalenz der Eigenspannungen im Kontext der Anwendung beschrieben:

- „Sie werden gefürchtet, weil sie unerwünschte Versagensfälle auslösen können.“

- „Sie werden geliebt, weil sie sich – mangels genauerer Kenntnisse – als scheinbar nicht beherrschbarer Grund für unerwartetes Werkstoffverhalten heranziehen lassen.“
- „Sie werden ausgenutzt, weil sie unter ganz bestimmten Beanspruchungsbedingungen zu erheblichen Verbesserungen des Werkstoffverhaltens führen.“
- „Sie werden benötigt für realistische Versagensbetrachtungen, wenn sichere Konstruktionen bei optimiertem Werkstoffaufwand angestrebt werden.“

Wolfstieg und Macherauch [5] geben einen geschichtlichen Überblick über die Definition und Begriffsbildung. Dabei unterscheiden sie drei Eigenspannungsarten:

- Eigenspannungen I. Art, die über größere Werkstoffbereiche (mehrere Körner) nahezu homogen verteilt sind. Sie werden auch als Makroeigenspannungen oder „ingenieurmäßige Eigenspannungen“ bezeichnet.
- Eigenspannungen II. Art, die über kleine Werkstoffbereiche (ein Korn oder Kornbereiche) nahezu homogen sind.
- Eigenspannungen III. Art, die über kleinste Werkstoffbereiche (mehrere Atomabstände) inhomogen verteilt sind. Eigenspannungen II. und III. Art werden zusammenfassend auch als Mikro eigenspannungen bezeichnet.

Zu beachten ist, dass ein Eingriff in das Kräfte- und Momentengleichgewicht, z.B. durch einen Materialabtrag, bei Eigenspannungen I. und II. Art immer zu makroskopischen Formänderungen führt. Diese Definitionen haben sich als zweckmäßig erwiesen, auch wenn sie von idealisierten Eigenspannungszuständen ausgehen, da in technischen Werkstoffen immer eine Überlagerung der Eigenspannungen I., II. und III. Art vorliegt. Es gilt also:

$$\sigma^{ES} = \sigma^{ES,I} + \sigma^{ES,II} + \sigma^{ES,III} \quad (\text{Gleichung 1-1})$$

Dies gilt es bei der Eigenspannungsanalyse zu berücksichtigen. Eigenspannungen mit positivem Vorzeichen werden allgemein als Zugeigenspannungen bezeichnet, Eigenspannungen mit negativem Vorzeichen als Druckeigenspannungen.

Eigenspannungen sind immer eine Folge inhomogener elastischer oder elastisch-plastischer Deformationen [4]. Teilbereiche eines Werkstoffs werden dabei so verformt, dass kleinst-, klein- oder großvolumige Deformationsinkompatibilitäten auftreten [13]. Bei der Herstellung technischer Produkte können die Ursachen für die Entstehung daher vielfältig sein. In Tabelle 3-2 sind diese Ursachen anhand der Herstellungsprozesse sowie der mechanischen und thermischen Vorgänge gegliedert. Die Tabelle vereint den Stand des Wissens aus den Werken von Hauk [14], Lu [2], Scholtes [4] und Withers et al. [15]. Zusätzlich wird die Bearbeitung in zwei Gruppen unterteilt: mit und ohne thermische Beeinflussung der Randschicht. Dies ist im Nachfolgenden vor allem für das Vorzeichen der eingebrachten Eigenspannungen wichtig.

Tabelle 3-2: Eigenspannungsursachen nach [2, 4, 14, 15]

Hauptursache für die Eigenspannungen I. Art	Zugehöriger Prozess	Mechanisch	Thermisch
Elastisch-plastische Verformung bei Grundbeanspruchung	Biegung, Torsion, Zug, Druck	Plastische Deformation	Nein
Bearbeiten mit signifikanter thermischer Beeinflussung	Schleifen, Drehen, Fräsen, Bohren, Reiben (Parameterabhängig)	Inhomogene plastische Deformation durch Stauch-, Quetsch- und Trennvorgänge	Temperaturgradient durch die Erwärmung während des Bearbeitens
Bearbeiten unter Vernachlässigung thermischer Einflüsse	Honen, Druckfließlappen, Reiben (Parameterabhängig)	Inhomogene plastische Deformation durch Stauch-, Quetsch- und Trennvorgänge	Vernachlässigbar
Fügen	Schweißen	Schrumpfung	Temperaturgradient
Gießen	Gießen	Nein	Temperaturgradient während des Abkühlens
Umformen	Festwalzen, Aufdornen, Autofrettage, Kugelstrahlen	Heterogene plastische Deformationen	Nein
Wärmebehandeln	Abschrecken, Umwandeln, Härten, Einsatzhärten, Nitrieren	Mechanische Inkompatibilität	Thermische Inkompatibilität
Beschichten	Abscheiden, Galvanisieren, Verzinken	Mechanische Inkompatibilität von Gefügebestandteilen	Thermische Inkompatibilität von Gefügebestandteilen

3.3 Eigenspannungen durch spanende Fertigungsverfahren

Spanende Fertigungsverfahren induzieren Eigenspannungen durch inhomogene plastische Deformationen. Dabei kann man mechanisch Stauch-, Quetsch- und Trennvorgänge unterscheiden, die allesamt unterschiedliche Konsequenzen für die Eigenspannungseinbringung und deren Vorzeichen haben. Infolge der Reibung entsteht Wärme, die zum einen in den Span abgeleitet wird, zum anderen aber auch in die Werkstoffrandschicht und das Werkzeug. Die Ausprägung und das Vorzeichen der Eigenspannungen hängen dabei maßgeblich vom Fertigungsverfahren und den gewählten Fertigungsparametern ab. In dieser Arbeit werden im Speziellen das Bohren und Reiben als Fertigungsverfahren betrachtet. Sie bieten sich als Nachbearbeitungsverfahren im Rahmen der Prozesskettenanalyse für innendruckbelastete Bauteile an, da sie sich durch Analogieversuche und Simulationen gut nachbilden lassen und auch im Labormaßstab reproduzierbar nachzubilden sind.

Allgemein sind die spanenden Verfahren in der DIN 8589 [16] eingeordnet und gegliedert. Die Bohrverfahren sind dabei in die Gruppe Spanen mit geometrisch bestimmter Schneide eingegliedert, bei denen die Schneidenanzahl, die Form der Schneidkeile und ihre Lage zum Werkstück bekannt und beschreibbar sind. Sie arbeiten mit einer drehenden Schnittbewegung und werden gemäß [16] in verschiedene Verfahren, wie beispielsweise das Bohren ins Volle, Aufbohren oder auch Reiben eingeteilt.

Während das Bohren zur Herstellung der Grundgeometrie einer Bohrung nötig ist, ist die Qualität der erzeugten Lochkontur meist eher grob. Aus diesem Grund wird in vielen Fällen das Reiben nachgeschaltet, um die Qualitätsparameter der Lochkontur zu verbessern. Nach DIN 4760 [17] werden als qualitätsbestimmend die Parameter Durchmesserabweichung, Rundheitsabweichung und Zylinderformabweichung von der Sollkontur sowie die Wandrauigkeit angesehen. Im Kontext dieser Arbeit ist die Randschichtbeeinflussung durch induzierte Eigenspannungen das wesentliche Merkmal zur Bewertung der Verfahren.

Wegweisende Beiträge zur Erklärung der grundlegenden Entstehungsmechanismen von Eigenspannungen bei der Bearbeitung mit geometrisch bestimmten Schneiden haben Tönshoff [18] und Scholtes [4] geliefert. Scholtes [4] stellt in seiner Arbeit ein Schema zur Vorhersage von Fräseigenspannungen vor, das er wie folgt zusammenfasst: „Die als Folge von Fräsbearbeitungen auftretenden Eigenspannungen sind sowohl eine Konsequenz der mechanischen als auch der thermischen Beanspruchungen der oberflächennahen Bereiche des Werkstücks. Reine Trennvorgänge (nicht unterbrochene Schnittvorgänge) bewirken oberflächennahe Zugeigenspannungen. Ein Quetschen oder Drücken der Werkstückoberfläche führt dagegen zu Druckeigenspannungen. Beide mechanischen Prozesse treten bei Fräsbearbeitungen in unterschiedlichem Ausmaß auf und bestimmen gemeinsam den Eigenspannungszustand in der Werkstückrandzone.“ Das Schema ist im Anhang A als Abbildung A 2 dargestellt und kann aufgrund der Verfahrensanalogie in dieser Form auf andere Fertigungsverfahren mit geometrisch bestimmter Schneide wie das Bohren und Reiben angewandt werden. Auf die Einzeichnung der Fehlerbalken zur Kennzeichnung der möglichen Variation der Spannungsverläufe wurde der Übersichtlichkeit halber verzichtet.

Das gezielte Einbringen von Eigenspannungen durch spanende Verfahren ist aktueller Forschungsgegenstand. Jawahir et al. [11] präsentieren in ihrem Werk Ergebnisse einer „Round Robin“ Studie, bei der jedem teilnehmenden Institut die Aufgabe zukam, auf der Oberfläche gleicher Proben aus AISI 52100 (100 Cr 6) gezielt Druckeigenspannungen mit einem Betrag von 200 MPa einzubringen. Die Wahl des Fertigungsverfahrens war dabei freigestellt. Neben der ernüchternden Feststellung, dass im Prinzip keiner der Studienteilnehmer reproduzierbar die Zielvorgabe erfüllen konnte, stellte sich das Fräsen als dasjenige Fertigungsverfahren heraus, das sowohl an der Oberfläche als auch im oberflächennahen Tiefenbereich deutlich Druckeigenspannungen einbringen konnte. In Abbildung 3-1 sind die gemessenen maximalen Druckeigenspannungen in der Randschicht der Werkstücke nach Betrag der Druckeigenspannungen sortiert gezeigt. Die unterschiedlichen Farben indizieren die unterschiedlichen Fertigungsverfahren.

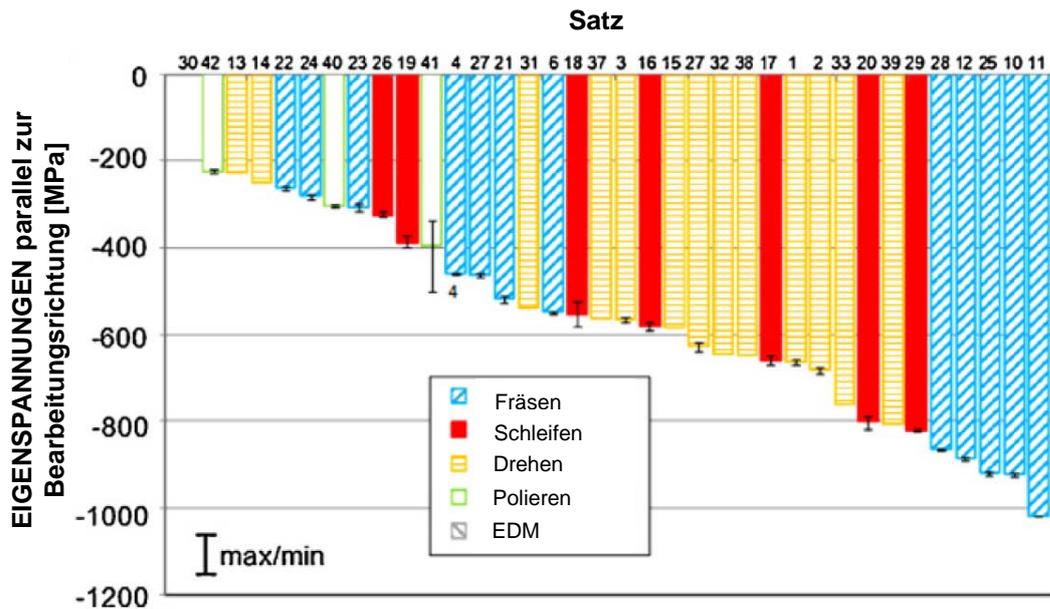


Abbildung 3-1: Maximale Druckeigenspannungen über den gemessenen Tiefenverlauf, angeordnet nach dem Betrag der Eigenspannungen aus [11]

Für das Fertigungsverfahren Reiben sind kaum Untersuchungen zu den resultierenden Bearbeitungseigenspannungen in der Randschicht dokumentiert. Bastek [19] und Garrn et al. [20] präsentieren Untersuchungsergebnisse für den Werkstoff 42 CrMo 4, die auf die Qualitätsparameter Durchmesserabweichung, Rundheitsabweichung und Oberflächenrauigkeit zielen. Sie stellen fest, dass gesteigerte Schnittgeschwindigkeiten und Vorschübe oberhalb einer kritischen Schnittgeschwindigkeit zu verbesserten Oberflächen führen, ohne dass die anderen Qualitätsparameter negativ beeinflusst werden. Grund dafür ist eine Verdrängung von Material infolge der nicht ideal scharfen Schneide. Mathews et al. [21] berichtet über eine Verschlechterung der Oberflächenqualität bei steigender Schnittgeschwindigkeit bzw. steigendem Vorschub bei insgesamt niedrigen Schnittparametern. Sie begründen dies mit Haft-Gleitphänomenen an der Bohrungswand sowie Vibrationen und belegen dies auch mit REM-Aufnahmen, in denen Rattermarken erkennbar sind. In Summe bestätigen diese Ergebnisse die Feststellung aus Abbildung A 2: Die Verdrängungsmechanismen führen zu einer Verschiebung der Eigenspannungen in den Druckbereich, während die Haft-Gleitphänomene durch Verschlechterung der Oberfläche zu einer tendenziellen Verschiebung in den Zugbereich führen. Das Fertigungsverfahren Reiben ist also prinzipiell bei der geschickten Auswahl der Verfahrensparameter dazu geeignet, vorteilhafte Druckeigenspannungen in die Randschicht des Werkstücks einzubringen.

Kennzeichnend für alle spanenden Fertigungsverfahren ist die relativ geringe Eindringtiefe der Eigenspannungen. In der Regel ist die eigenspannungsbehaftete Randschicht nur wenige 100 μm tief und von steilen Gradienten gekennzeichnet, die für alle in Frage kommenden Messverfahren eine Herausforderung darstellen [1]. Wärmeentstehung und Wärmeabfuhr sind für die Ausbildung von Eigenspannungen von entscheidender Bedeutung. Im Falle des Orthogonalschnitts wird beispielsweise

in [22-24] von hohen Zugeigenspannungen an der Oberfläche des Stahls AISI 316 L berichtet, der u.a. auch Untersuchungsgegenstand dieser Arbeit ist. Grund dafür sind hohe Temperaturen in der Schnittzone, die wiederum abhängig von den Schnittparametern sind. Auch dies lässt sich aus Abbildung A 2 anschaulich ableiten. Sofern der Bohr- bzw. Reibprozess untersucht werden soll, müssen die thermischen Phänomene entweder berücksichtigt werden oder die Verfahrensparameter so gewählt werden, dass man im Bereich mäßiger bis geringer Wärmeentwicklung liegt. Das Reiben wurde mit Bezug auf die Wärmeentstehung bisher kaum explizit untersucht. Ein Analogieversuch zu den in dieser Arbeit gewählten Verfahrensparametern beim Reiben findet sich deshalb bei der experimentellen Prozesskettenanalyse des Hohlzylinders.

Um das Thema Eigenspannungen durch spanende Fertigungsverfahren abzuschließen, wird nachstehend auf eine Auswahl relevanter Literatur, zugeordnet zu den jeweiligen Fertigungsverfahren, verwiesen.

Tönshoff [18], Scholtes [4], Brinksmeier [25] und Brinksmeier et al. [1] präsentieren eine Vielzahl von Ergebnissen für den Fertigungsprozess Schleifen, bei dem die große Anzahl an Einflussparametern eine Ausbildung komplexer Eigenspannungszustände von hohen Druck- bis hohen Zugeigenspannungen erwarten lässt.

Das Fertigungsverfahren Honen eignet sich z.B. bei kleinen Bohrungen in hochbelasteten Dieseleinspritzkomponenten hervorragend, um sehr präzise Geometriemerkmale und hohe Oberflächengüten herzustellen [26]. Die Schub- und Druckbeanspruchung infolge der Flächenberührung begünstigt in Verbindung mit dem sehr geringen Spanabtrag und der geringen Temperaturentwicklung eine Ausprägung sehr hoher Druckeigenspannungen in der Randschicht [27]. Klink et al. [28] präsentieren Eigenspannungsmessergebnisse nach der Honbearbeitung des Werkstoffs 16 MnCr 5, bei denen ausgehend von Zugeigenspannungen in Höhe von 250 MPa vor dem Honen bis zu 1.200 MPa Druckeigenspannungen an der Oberfläche nach dem Honen nachgewiesen werden konnten. Über die Eindringtiefe der Druckeigenspannungen findet sich hingegen kein dokumentiertes Wissen.

Ein weiterer industriell weit verbreiteter, aber in Bezug auf die Randschichtbeeinflussung wissenschaftlich noch wenig untersuchter Prozess zur Verbesserung der Oberflächengüte und Verrunden von Bohrungsverschneidungen ist das Druckfließlappen oder Abrasive Flow Machining [29]. Bähre et al. [30] weisen die positive Beeinflussung der Oberflächengüte infolge der Bearbeitung für den Werkstoff 42 CrMoS 4 nach. Raju et al. [31] berichten von induzierten Druckeigenspannungen an der Oberfläche eines Grauguss-Werkstoffs infolge der Bearbeitung mit dem Fertigungsverfahren Druckfließlappen. Der Entstehungsmechanismus kann hier dem des Honens gleichgesetzt werden. Weiterführende Untersuchungen und Informationen über Tiefenverläufe und Einflüsse der Verfahrensparameter fehlen bis dato allerdings.

Insgesamt muss festgestellt werden, dass spanende Fertigungsverfahren eine signifikante Beeinflussung der Randschicht mit sich bringen. Von einer gezielten Einbringung von Eigenspannungszuständen kann kaum die Rede sein, wie [11] aufzeigt.

3.4 Eigenspannungen durch gezielte Randschichtverfestigung

Zur vollständigen Ausnutzung des festigkeitssteigernden Potentials eigenspannungsbehafteter Werkstoffrandschichten bedarf es einer gezielten tiefenwirksamen Einbringung von Druckeigenspannungen. In Tabelle 3-3 ist eine Übersicht über ausgewählte, für hochbeanspruchte Komponenten relevante Fertigungsverfahren und die Eindringtiefe der damit erzeugbaren Eigenspannungen in die Randschicht verschiedener Stähle dargestellt. Dabei werden zum Vergleich auch Ergebnisse für spanende Verfahren gegenübergestellt. Die zugrundeliegenden Quellen sind in der rechten Spalte aufgeführt.

Tabelle 3-3: Geeignete Verfahren zur tiefenwirksamen Einbringung von DEGS

Verfahren	Ausprägung DEGS	Eindringtiefe DEGS	Referenz
Hydraulische AF	Gezielt, geringe Gradienten	Mehrere Millimeter	[32-50]
Mechanische AF (Swage), Aufdornen, Kugeldrücken	Gezielt, geringe Gradienten	Mehrere Millimeter	[37, 38, 51, 52]
Kugelstrahlen, Spannungsstrahlen, Warmstrahlen	Gezielt, steile Gradienten	Millimeter	[4, 53]
Festwalzen, Rollieren	Gezielt, geringe Gradienten	Millimeter	[4, 53-56]
Laser Shock Peening	Gezielt, geringe Gradienten	Millimeter	[53, 57, 58]
Water Jet Peening (Kavitationseffekt)	Gezielt, steile Gradienten	< 1 mm	[59, 60, 61]
Piezostrahlen, Mikrostrahlen, Ultraschallnassstrahlen	Gezielt, steile Gradienten	< 300 µm	[62-64]
Fräsen	Ungezielt, steile Gradienten	< 300 µm	[4, 11]
Schleifen	Ungezielt, steile Gradienten	< 200 µm	[4]
Drehen	Ungezielt, steile Gradienten	< 200 µm	[1]

3.5 Eigenspannungen durch Autofrettage

Die hydraulische Autofrettage ist ein Verfahren zur Steigerung der Druckschwellfestigkeit von innendruckbeanspruchten metallischen Bauteilen. Die oftmals komplexen innenliegenden Geometrien stellen den Produktionstechniker vor die Herausforderung, die gezielte Randschichtverfestigung bzw. vorteilhafte Druckeigenspannungen an die versagenskritischen Orte zu bringen. Fertigungsverfahren wie das Festwalzen

oder Kugelstrahlen sind zwar prinzipiell geeignet, der technische Aufwand zur Bearbeitung beispielsweise einer Bohrungsverschneidung ist aber entweder unverhältnismäßig hoch oder wegen der Unzugänglichkeit der Bearbeitungsstellen technisch nicht realisierbar. Hier hat die Anwendung eines flüssigen Arbeitsmediums klare Vorteile. Diese Tatsache wurde in der Militärtechnik zuerst erkannt und in einen technisch realisierbaren Prozess umgesetzt.

3.5.1 Geschichtliche Entwicklung

Das Verfahren wurde erstmals Anfang des 20. Jahrhunderts von der französischen Armee zur Festigkeitssteigerung von Kanonenrohren benutzt, die erste Veröffentlichung dazu stammt von dem französischen Offizier Jacob [32]. Das französische Wort „*frettage*“ für Beringen bzw. Umschnüren dient hierbei als Quelle für die Namensgebung. Auto-„*frettage*“ beschreibt folgerichtig eine Selbstberingung bzw. Selbstumschnürung. Wenngleich die Mechanismen der Festigkeitssteigerung und deren Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit zu Beginn nicht vollständig verstanden waren, zeigte die Praxisanwendung schnell das Potential des Verfahrens für die sogenannte „*firing strength*“, also die Erhöhung der möglichen Abschüsse. Dank der Autofrettage konnten niedrig-feste Stähle verwendet werden, ohne dass der Abschussvorgang eine plastische Deformation der Kanonenrohrinnenwand zur Folge hatte [33]. Zwischen bzw. während der beiden Weltkriege war dies ein enormer Vorteil, da hochfeste Stähle kaum zur Verfügung standen.

Kendall [33] fasst in seinem Werk die Geschichte der Hochdrucktechnologie anschaulich zusammen und gibt dabei auch einen Abriss über die wichtigsten Meilensteine in der frühen Anwendung der Autofrettage. Zusammen mit den aktuellen Dissertationen von Gibson [65] und Thumser [44], die in ihrem Stand der Technik die Geschichte der Autofrettage detailliert aufarbeiten, ergibt sich ein umfassender Überblick, weshalb in dieser Arbeit nur einige Meilensteine aufgeführt werden, siehe Abbildung 3-2. Der geschichtliche Abriss ist chronologisch sortiert nach Anwendungsbereichen und mit relevanten Literaturstellen belegt.

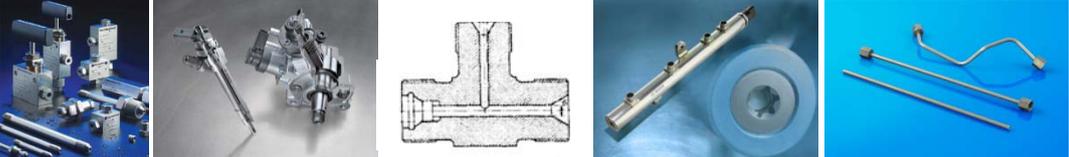
Militärtechnik				
~1850	Vorläufer des „Cold Working“ Prozesses für Kanonenrohre wird erstmals am Springfield Arsenal eingesetzt	[66]		
1913	Erster Bericht über ein hydraulisch autofrettiertes Kanonenrohr in Frankreich	[32]		
1959	Swage-AF Entwicklung, Umfangreiche Aufarbeitung der Autofrettage allgemein am Watervliet Arsenal der U.S. Army	[37-40]		
				
Fotos aufgenommen @Gun Tubes Conference 2011, Defence Academy of the UK, Shrivenham, Wiltshire				
Zivile Anwendung				
~1942	Beginn der Berücksichtigung für die Konstruktion von Hochdruckgefäßen in der Chemietechnik (Behälter, Reaktoren, Rohrleitungen, Armaturen, Pumpen)	[67-69]		
1968	Explizite Betrachtung von quergebohrten, dickwandigen Hohlzylindern und T-Stücken	[50, 69]		
1993	Beginn systematischer Untersuchungen zur Dauerfestigkeitssteigerung durch Autofrettage	[34-36]		
~2000	Einsatz für Dieseleinspritzkomponenten (Injektor, Rail, Leitungen, Düsen, Pumpen), Hochdruck-Hydraulik	[42-44, 46, 70, 71]		
				
Maximator GmbH	Robert Bosch GmbH, ID: 1-DS-16016	[50]	Robert Bosch GmbH, ID: 1-DS-14185	SMP Tubes GmbH

Abbildung 3-2: Geschichtlicher Überblick über die industrielle Anwendung der Autofrettage

3.5.2 Prozessbeschreibung und Stand der Anlagentechnik

Bei der Autofrettage wird mithilfe eines niedrig-viskosen Mediums im Inneren der vorbereiteten Bauteile ein einmaliger hoher Überdruck erzeugt. Die resultierende Spannung aus dem Überdruck, der in der Größenordnung von 6.000 bis 15.000 bar liegt, übersteigt die Fließgrenze des Werkstoffs und führt zu einer plastischen Verformung. Hauptstellgröße des Prozesses ist der gewählte Druck, mit dem die Größe des plastisch verformten Bereichs bestimmt werden kann. Nach der Entlastung strebt der äußere, elastisch verformte Bereich des Bauteils wieder seinem Grundzustand entgegen, wird aber daran vom inneren, plastisch verformten Bereich gehindert. Das Resultat sind Druckeigenstressungen im inneren, plastisch deformierten Bereich und Zugeigenstressungen im äußeren, elastisch verformten Bereich, da sich die Eigenstressungen aus Gleichgewichtsgründen ausgleichen müssen. In Abbildung 3-3 ist

das Verfahrensprinzip schematisch am Beispiel eines dickwandigen Hohlzylinders mit Bezug auf die einbringbaren Umfangseigenstressungen veranschaulicht.

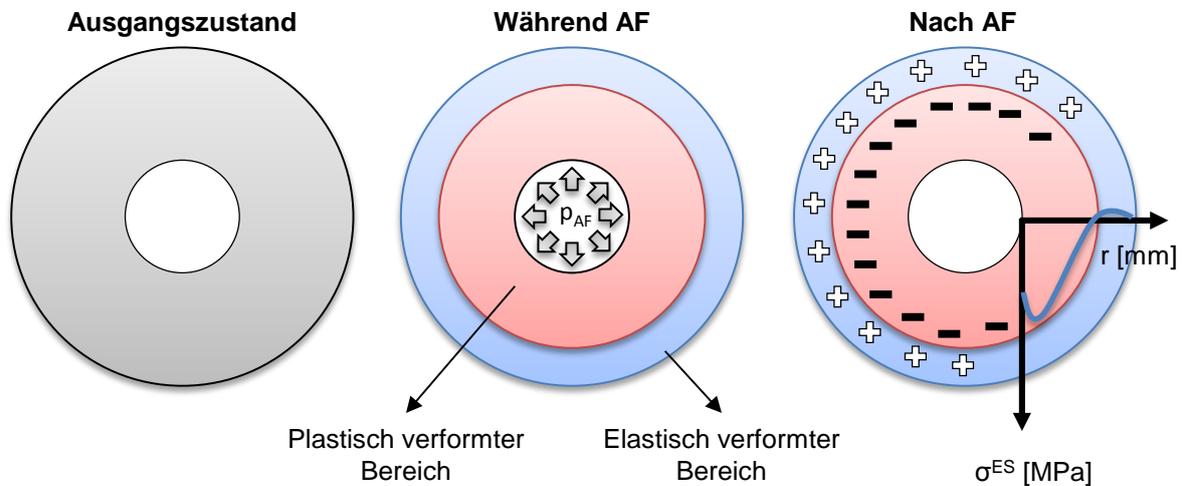


Abbildung 3-3: Verfahrensprinzip der Autofrettage am Beispiel eines dickwandigen Hohlzylinders

Im Falle von innendruckbelasteten Bauteilen überlagern sich diese Druckeigenstressungen mit den später im Betrieb auftretenden, schwelenden Belastungen und führen zu einer Erhöhung der Druckschwellfestigkeit [45]. Das Verfahren ist besonders effektiv an Stellen erhöhter Spannungskonzentration, wie beispielsweise Bohrungsverschneidungen, da hier die größte plastische Deformation auftritt und als Folge die höchsten Druckeigenstressungen. Bei günstiger Auslegung kann die Beanspruchungserhöhung gekerbter Geometrien sogar gänzlich kompensiert werden, wie u.a. Vetter von quergebohrten Rohren berichtet [69]. Dies geschieht durch die Verschiebung der Mittelspannung aus dem Zug- in den Druckbereich [45].

Wie schon beschrieben, war der Effekt der Autofrettage zuerst nicht verstanden, Experimente zeigten aber das Potential bei der Herstellung von Kanonenrohren. Schon Mitte des 19. Jahrhunderts wurden am Springfield Arsenal der U.S. Army spezielle Patronen vor dem ersten Feuervorgang durch die Kanonenrohre getrieben. Hielten diese stand, wurden sie für die Anwendung freigegeben. Diese „Kalibrierung“ führte zu einer Aufweitung des Kanonenrohrs innen wie außen, die zwar erkannt wurde, die aber zu diesem Zeitpunkt nicht mit einer Erhöhung der elastischen Beanspruchbarkeit in Verbindung gebracht wurde [66]. Nachdem der Wirkmechanismus verstanden war, prüfte das Watertown Arsenal der U.S. Army nach Ende des ersten Weltkriegs die Umsetzbarkeit für die Herstellung ihrer Kanonenrohre. Man kam zu der Erkenntnis, dass, sofern der benötigte Hochdruck erzeugt werden konnte, das Verfahren deutliche Vorteile gegenüber den konventionellen Mehrlagenschrumpfkonstruktionen sowie gewickelten Konstruktionen hatte, und führte in den frühen 1920er Jahren entsprechende Experimente durch [66]. Das Verfahren wurde „Cold Working“ getauft und in der Folge erfolgreich zur Aufweitung der bearbeiteten Kanonenrohre eingesetzt. Dabei wurde das grob vorbearbeitete und kegelförmige Kanonenrohr in einen Stapel sehr dickwandiger Hohlzylinder (Container) platziert, die

an der Innenseite auf ein bestimmtes Maß fertig bearbeitet waren. Das Kanonenrohr wurde dann unter Innendruck gesetzt, bis der Außendurchmesser vollständig in Kontakt mit der Innenwand der Container war. Das Bearbeitungsmaß wurde dabei so gewählt, dass ca. 6 % permanente Aufweitung resultierten. Dieses Vorgehen hatte zwei Vorteile: Man konnte die Kaltverfestigung ausnutzen und zugleich vorteilhafte Druckeigenstressungen einbringen, wie sie aus der Autofrettage heute bekannt sind [66].

Im Anschluss an den zweiten Weltkrieg konzentrierte man sich auf den Einsatz der hydraulischen Autofrettage. Dabei kam ein zweistufiges System zur Druckerzeugung zum Einsatz. Die erste Stufe erzeugte einen vergleichsweise niedrigen Vordruck von umgerechnet ca. 700 bar, die zweite Stufe erzeugte unter Verwendung eines Druckübersetzers dann den maximalen Hochdruck von knapp über 10.000 bar. Als Prozessmedium kam eine niedrigviskose Emulsion zum Einsatz unter Zusatz von Natriumphosphat als Rostschutz [66]. Selbst für die vergleichsweise niedrigen Stückzahlen im Kanonenrohrbau stellten die verwendeten Druckübersetzer und zugehörigen Dichtungspakete die Anwender vor große Probleme, da die Hochdruckerzeugung und die damit verbundenen Beanspruchungen einen hohen Instandsetzungs- und Kostenaufwand generierten [33]. Nicht zuletzt diese Tatsache beschränkte die Anwendung der Autofrettage neben der Militärtechnik lange auf Forschungs-, Prototypen- und Kleinserienanwendungen zumeist in der Chemietechnik [50, 67, 69].

Spätestens seit die Automobilindustrie und im Speziellen die Dieseleinspritztechnik das Fertigungsverfahren Autofrettage für sich entdeckt hat [34-36, 42-44, 46, 52, 70, 72], ist die Weiterentwicklung der Anlagentechnik schnell vorangekommen. Soll das Verfahren für die Großserienproduktion von Dieseleinspritzkomponenten eingesetzt werden, müssen die zuvor beschriebenen Nachteile der hohen Kosten und Instandhaltungskosten minimiert werden. Der Markt für den Sondermaschinenbau in diesem Hochdrucksegment ist dabei recht überschaubar. Findet man bei einem schnellen Suchlauf im Internet eine Vielzahl von Unternehmen, die angeblich in diesem Drucksegmenten Anlagentechnik anbieten, so stellt sich bei näherer Betrachtung schnell heraus, dass nur wenige den geforderten Hochdruck auch in Verbindung mit akzeptablen Standzeiten umsetzen können. Hier sind die Firmen Maximator GmbH, Felss Burger GmbH, Aquarèse Industries SA, Poppe+Potthoff Maschinenbau GmbH und Dunze GmbH zu nennen, die Anlagentechnik bei namhaften Automobilzulieferern europaweit in Verwendung haben, sowie die Interlaken Technology Corporation, die vornehmlich in Nordamerika vertreten ist. Die aktuellen Entwicklungsaktivitäten haben ihre Schwerpunkte im Bereich der Standzeitoptimierung der hochdruckführenden Komponenten wie dem Druckübersetzer und den Dichtelementen, aber auch der Drucküberwachung direkt im Hochdruckkreislauf oder dem Nachweis der Autofrettage-Wirkung ohne aufwändige, zerstörende Eigenspannungsmessverfahren [73].

Der Prozessablauf beim Autofrettieren gestaltet sich wie folgt: Das Bauteil wird in die Spannvorrichtung gespannt, abgedichtet und mit dem Hochdruckmedium, zumeist eine Wasser-in-Öl Emulsion, befüllt. Anschließend wird der Innendruck über das

zweistufige System in einer Rampe mit ca. 1000 bar/s aufgebaut, wenige Sekunden gehalten und wieder in einer Rampe abgebaut. Die Steilheit der Rampen hat dabei einen entscheidenden Einfluss auf die Standzeit insbesondere des Druckübersetzers. Ein zu schneller Druckabbau beispielsweise kann dazu führen, dass der Kolben im Druckübersetzer Vakuum zieht und abgerissen wird. Beim Druckaufbau geht man in erster Näherung davon aus, dass das flüssige Medium inkompressibel ist. In diesen hohen Druckbereichen muss das verwendete Medium aber sorgfältig ausgewählt werden, denn Ölgemische können bei genügend hohem Druck auch kompressibel werden, da ihr Volumen verringert und gleichzeitig die Dichte erhöht wird. Man spricht auch von einem „Verharzen“. Nach dem Druckabbau wird das Bauteil schließlich belüftet und entnommen. In Abbildung 3-4 ist der Druck-Zeitverlauf des Fertigungsprozesses veranschaulicht.

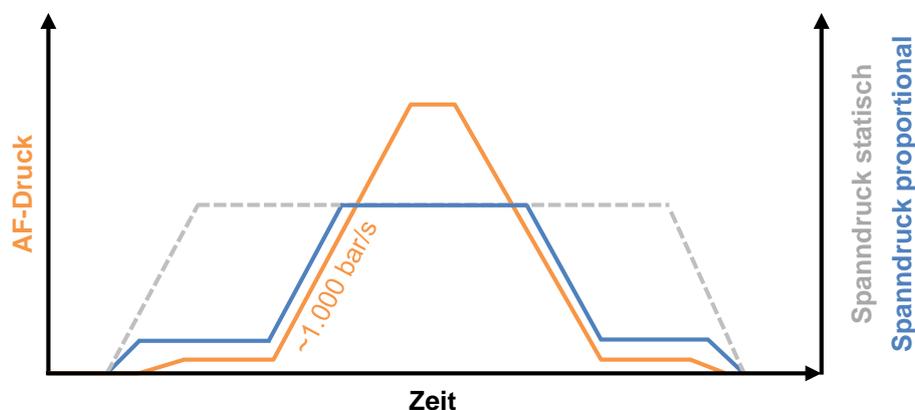


Abbildung 3-4: Druck-Zeitverlauf während des Autofrettage-Prozesses

Die zur Durchführung des vergleichsweise einfachen Fertigungsprozesses benötigten Kernkomponenten sind:

- a) eine Druckerzeugungseinheit,
- b) eine Spanntechnik mit geeigneten Dichtelementen, um den innen anliegenden Hochdruck abzudichten und Leckage zu vermeiden, und
- c) eine geeignete Messung zur Überwachung und Dokumentation des Fertigungsprozesses.

Ein Hauptfaktor für die Großserientauglichkeit der Autofrettage-Anlagentechnik ist die proportionale Spanntechnik zur Minimierung der Verformungen beim Abdichten. Dies kann man sich für den einfachen Fall eines dickwandigen Hohlzylinders, der zwischen zwei Dichtelementen gespannt wird, veranschaulichen. Eines der beiden Dichtelemente verfügt über eine hochdruckführende Bohrung, über die das Medium vom Druckübersetzer über möglichst kurze Wege in das Bauteil gelangt. Im Falle einer statischen Abdichtung bedeutet dies, dass die aufzuwendende Dichtkraft zum Dichthalten mindestens so groß sein muss wie die Kraft, die bei maximalem Autofrettage-Druck durch das Medium innen auf die Dichtelemente wirkt. Dies lässt sich einfach über die Kenntnis des anliegenden Innendrucks und die Geometrieverhältnisse an der Abdichtung berechnen, wie in Gleichung 3-1 gezeigt wird:

$$F_i = p_{AF} \times \pi \times r_i^2 \quad (\text{Gleichung 3-1})$$

Die statische metallische Abdichtung generiert ein Maximum an Verformungen an der Dichtstelle des Bauteils, zumal zur Vermeidung von Leckagen die Dichtkraft immer um ca. 10 % über der minimal erforderlichen liegen sollte. Dies ist auch an den Spanndruck-Verläufen in Abbildung 3-4 zu erkennen. Im Vergleich dazu bringt die Proportionalspanntechnik immer nur so viel Kraft auf, dass der gerade anliegende Innendruck plus Sicherheitszuschlag von 10 % abgedichtet wird. Es muss hier betont werden, dass ein Autofrettage-Zyklus ohne Verformung der Dichtstelle per se nicht möglich ist. Stellt man sich komplexere Bauteile mit Querbohrungen vor, wie beispielsweise ein Druckverteilerrohr des Common-Rail Dieselsystems [42], so benötigt man zu deren Abdichtung mindestens einen weiteren proportionalen Spannkreis. Dies erklärt, warum die Proportionalspanntechnik zusammen mit standzeitoptimierten, druckführenden Anlagenkomponenten das Kern-Know-How des Autofrettage-Anlagenherstellers bildet. Zur Veranschaulichung wird in Abbildung 3-5 die Autofrettage eines T-Stücks schematisch mit den zugehörigen Abdichtelementen gezeigt.

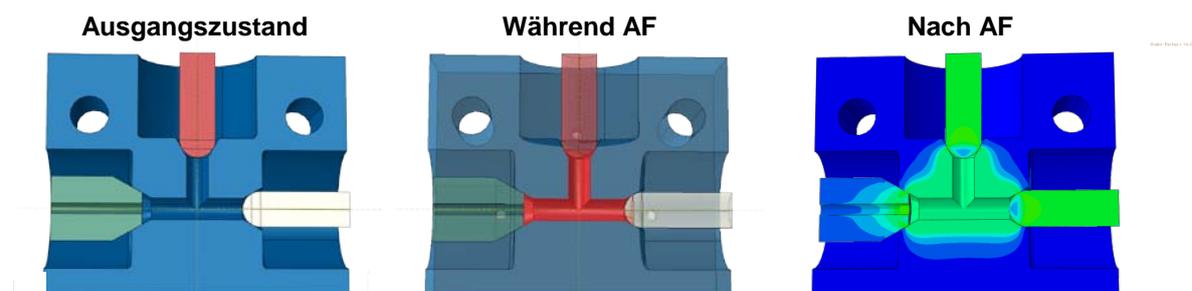


Abbildung 3-5: Autofrettage eines T-Stücks mit zugehörigen Dichtelementen [74]

Aus sicherheitstechnischer Sicht stellt die Autofrettage trotz der extrem hohen Drücke bei kleinvolumigen Bauteilen kein Risiko dar, da das Medium bei Leckage sofort vernebelt wird und der Druckübersetzer nur ein begrenztes Volumen nachführen kann. In Serienanlagen liegt dies unter 100 cm³. In der Militärtechnik musste man sich hingegen schon früh Gedanken über die Autofrettage der großvolumigen Kanonenrohre machen. Hier wurden meistens Füllelemente in die Bohrungen eingesetzt, um das Volumen zu reduzieren [65].

In Abbildung 3-6 ist eine virtualisierte Darstellung einer Großserien-Aufrettage-Anlage nach derzeitigem Stand der Technik ohne automatisiertes Teile-Handling gezeigt. Die Visualisierung wurde im Rahmen eines Gemeinschaftsprojekts mit dem DFKI Saarbrücken unter Anwendung der Software Cinema4D® aufgebaut. Das 3D-Modell „Virtual Autofrettage Lab“ auf Basis des XML3D-Standards kann dabei in gängigen Webbrowsern interaktiv erkundet und zwei Bauteile beispielhaft autofrettet werden.

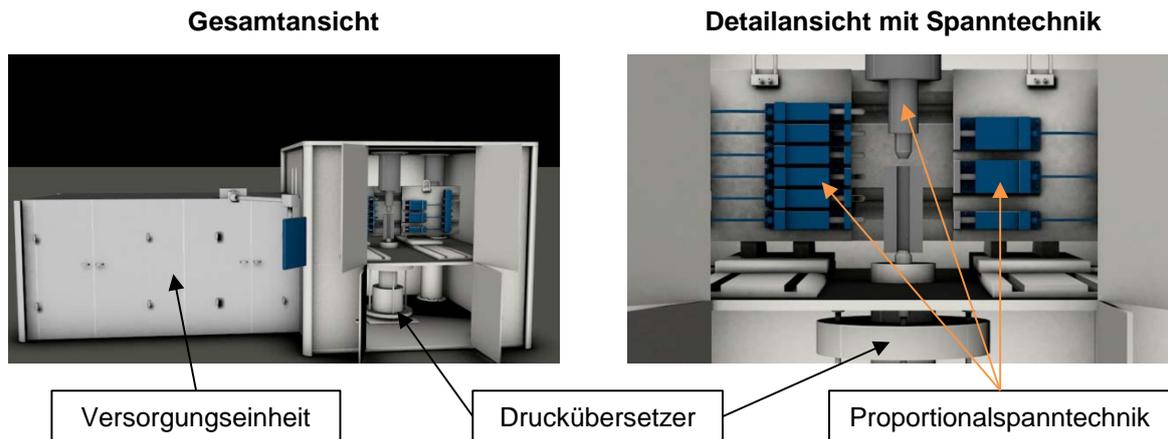


Abbildung 3-6: „Virtual Autofrettage Lab“: 3D-Visualisierung einer Autofrettage-Anlage nach derzeitigem Stand der Technik; *Visualisierung in Zusammenarbeit mit dem DFKI Saarbrücken*

Die Militärtechnik entschied sich aufgrund der damals schwierig zu beherrschenden Anlagentechnik der hydraulischen Autofrettage früh zur Entwicklung einer mechanischen Variante, der sogenannten Swage-Aufrettage [37] oder dem Aufdornen. Bei einfachen Zylindergeometrien bietet dieses Verfahren eine gute Alternative zur hydraulischen Variante. Die resultierenden mehrachsigen Eigenspannungszustände sind dabei prinzipiell vergleichbar für beide Varianten, wenngleich hierüber gelegentlich verschiedene Meinungen vorherrschen [75]. Bei diesem Verfahren wird ein übergroßer Dorn durch die Bohrung geschoben, der zu einer permanenten Aufweitung führt und folgerichtig zu einer mechanischen Autofrettage. Vergleichbar dazu wurde vor kurzem ein europäisches Patent für eine sogenannte „Kugelaufrettage“ angemeldet, bei der statt eines konusförmigen Dorns eine Kugelgeometrie verwendet wird [52]. Sowohl die hydraulische als auch mechanische Autofrettage sind heute noch bei der Produktion von Kanonenrohren im Einsatz [33]. Ein populäres Beispiel ist die 120 mm-Glattrrohrkanone L/44 von Rheinmetall Waffe und Munition (Rheinmetall Defence), die in Zusammenarbeit mit der Bundeswehr speziell für den Leopard 2 Panzer entwickelt wurde, heute aber auch für den M1 Abrams Panzer der U.S. Army verwendet wird oder als Nachrüstung für den Leopard 1. Die aus einem hochfesten, vakuum-umgeschmolzenen und innen hartverchromten Stahl hergestellte Glattrrohrkanone ist für einen Gasdruck von 7.100 bar ausgelegt und hydraulisch autofrettet [76].

3.5.3 Theoretische Beschreibung des Werkstoffverhaltens

Metalle werden in der Regel anhand ihres Verhaltens unter einachsiger Zugbeanspruchung charakterisiert. Der in der DIN EN 10002 [77] genormte einachsige Zugversuch wird mit Hilfe einer in DIN 50125 [78] genormten Zugprobe in der Regel auf einer servohydraulischen Prüfmaschine durchgeführt. Die Probe wird dabei bis zum Bruch verformt und gleichzeitig sowohl Kraft als auch Probenverlängerung ΔL gemessen. Es ergibt sich das Kraft-Verlängerungs-Diagramm. Diesem Kraft-Verlängerungs-Diagramm können aufgrund seiner Abhängigkeit von der Probengeometrie keine Werkstoffkennwerte direkt entnommen werden, weshalb die gemessene

ne Kraft auf den als konstant angenommenen Anfangsquerschnitt S_0 bezogen wird. Damit ergibt sich die technische Spannung bei reiner Zugbeanspruchung zu [79]:

$$\sigma = \frac{F}{S_0} \quad (\text{Gleichung 3-2})$$

Die Dehnungen werden analog aus der Differenz zwischen ΔL und der Ausgangsmesslänge L_0 ermittelt. Daraus wird das Spannungs-Dehnungsdiagramm berechnet. Die wichtigsten direkt ableitbaren Kenngrößen sind der E-Modul, die Streck- bzw. Fließgrenze $R_{p0,2\%}$, die Zugspannung R_m und die zugehörige Gleichmaßdehnung A_g sowie die Bruchdehnung A . Bezieht man die Kraft nicht auf S_0 , sondern auf den momentanen Querschnitt S , so erhält man die wahren Spannungen und Dehnungen. Diese werden zur Eingabe in kommerzielle FE-Programme benötigt. Zudem können die wahren Spannungen und Dehnungen bei großen plastischen Deformationen signifikant abweichen von den technischen Größen [80]. Die technischen Werte lassen sich in die wahren Werte unter Annahme einer Volumenkonstanz ($L / L_0 = S / S_0$) umrechnen:

$$\sigma_{wahr} = \sigma(1 + \varepsilon) \quad (\text{Gleichung 3-3})$$

$$\varepsilon_{wahr} = \ln(1 + \varepsilon) \quad (\text{Gleichung 3-4})$$

Diese Umrechnung gilt bis R_m . In der Regel geht man davon aus, dass sich die Werkstoffe isotrop verhalten, sodass es keine Rolle spielt, ob man einen einachsigen Zug- oder Druckversuch durchführt. Dies gilt jedoch nicht, wenn beide Belastungsarten in einem Versuch kombiniert werden, also einer einachsigen Zugbelastung eine weitere Druckbelastung folgt. In diesem einachsigen Zug-Druckversuch [81] tritt bei Metallen eine Anisotropie auf, der sogenannte Bauschinger-Effekt. Wie Scholtes und Vöhringer zusammenfassen [82], stellt Bauschinger [83] dabei fest, dass „Belasten auf Zug oder Druck über die Elastizitätsgrenze hinaus...die Elastizitätsgrenze für Druck oder...Zug bedeutend erniedrigt.“ Im Zug-Druckversuch manifestiert sich dies durch eine signifikante Reduzierung des Betrags der Druckfließgrenze $R_{p0,2\%}$ nach einer vorherigen Zugbelastung im Vergleich zum Betrag der Zugfließgrenze $R_{p0,2\%}$. In Abbildung 3-7 ist eine aus dem Zug-Druckversuch ermittelte Spannungs-Dehnungskurve schematisch gezeigt, die in vier Bereiche unterteilt werden kann [84]. Es ist deutlich erkennbar, dass der Werkstoff nach Überschreiten der Fließgrenze am Punkt A einem nicht linearen Verfestigungsverlauf bis zum Punkt B folgt. Ginge man von einem isotropen Werkstoffverhalten aus, so müsste die Entlastung im Bereich B - C rein elastisch weiterverlaufen und die Beträge der Fließgrenzen $R_{p0,2\%}$ und $R_{p0,2\%}$ identisch sein. Das Abknicken an Punkt C erfolgt jedoch aufgrund des Bauschinger-Effekts viel früher. Der frühere Fließbeginn im Druckbereich ist darüber hinaus noch abhängig von der vorherigen plastischen Dehnung unter Zugbelastung, weshalb der Werkstoff üblicherweise für verschiedene plastische Vordehnungen untersucht wird.

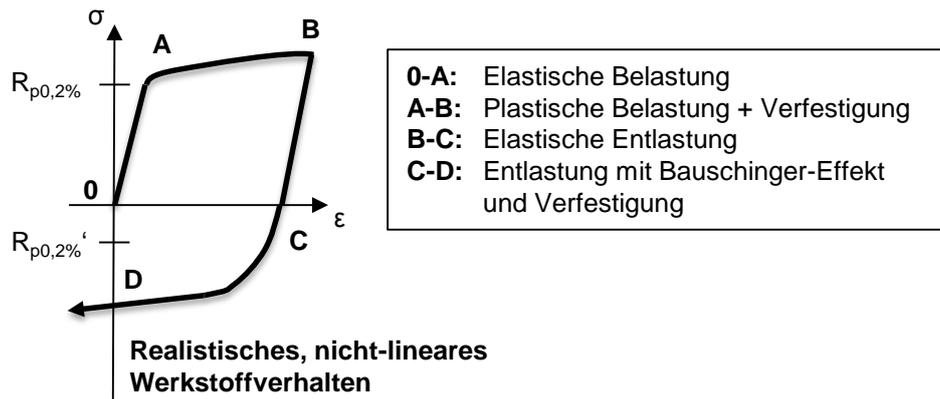


Abbildung 3-7: Spannungs-Dehnungskurve eines hochfesten Stahls nach einem Zug-Druckversuch und Einteilung in charakteristische Bereiche nach [84]

Lechmann [42] zeigt beispielsweise eine so ermittelte Kurvenschar für den Werkstoff 38 MnVS 6, bei der die betrachteten plastischen Vordehnungen in äquidistante Stützstellen zwischen Fließbeginn und Gleichmaßdehnung eingeteilt wurden. Die Ausprägung des Bauschinger-Effekts hängt mitunter von der Vorbehandlung ab, wie beispielsweise dem Wärmebehandlungszustand [82]. Die Ursachen des Bauschinger-Effekts sind noch nicht vollständig geklärt, im Nachruf von Piersig [85] auf Bauschinger sind aber u.a. die wichtigsten Erklärungsversuche relevanter Wissenschaftler auf dem Gebiet ausgeführt. Hier sei nur die Zusammenfassung der Ursachenerklärung nach Hahn [86] wiedergegeben: „Zusammenfassend kann man den Bauschingereffekt auf Eigenspannungen erster und zweiter Art zurückführen. Dabei werden die Eigenspannungen durch Wechselwirkungen von Versetzungen mit anderen Gitterdefekten wie Korngrenzen, Phasengrenzen und anderen Versetzungen/Versetzungsanordnungen während des plastischen Fließens bei Erstbelastung erzeugt.“

Ein weiterer Aspekt des Spannungs-Dehnungsverlaufs unter Zug-Druckbelastung ist die erkennbare Verfestigung. Die folgenden Ausführungen sind aus Rösler et al. [87] entnommen. Die Verfestigung entsteht durch eine Veränderung der Fließfläche während der plastischen Verformung. Unter Fließfläche versteht man die geometrische Deutung einer Fließbedingung, die wiederum ein mathematisches Instrument darstellt, um zu entscheiden, ob ein im Werkstoff wirkender Spannungszustand zu plastischen Verformungen führt oder nicht. Bei Metallen wäre der einfachste Fall die Annahme eines isotropen Werkstoffverhaltens unter einachsiger Belastung, wodurch die Fließbedingung nichts anderes wäre als $\sigma = R_{p0,2\%}$. Bei mehrachsigen Spannungszuständen ist das etwas schwieriger zu formulieren. Bei einem isotropen Werkstoff kann die Fließbedingung mithilfe der drei Hauptspannungszustände wie folgt beschrieben werden:

$$f(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3) = 0 \quad (\text{Gleichung 3-5})$$

Die Funktion lässt sich dann geometrisch deuten, wenn man ein Koordinatensystem mit den drei Achsen aufspannt. Der damit aufgespannte Raum wird dann Hauptspannungsraum bezeichnet. Dies ist in Abbildung 3-8 dargestellt.

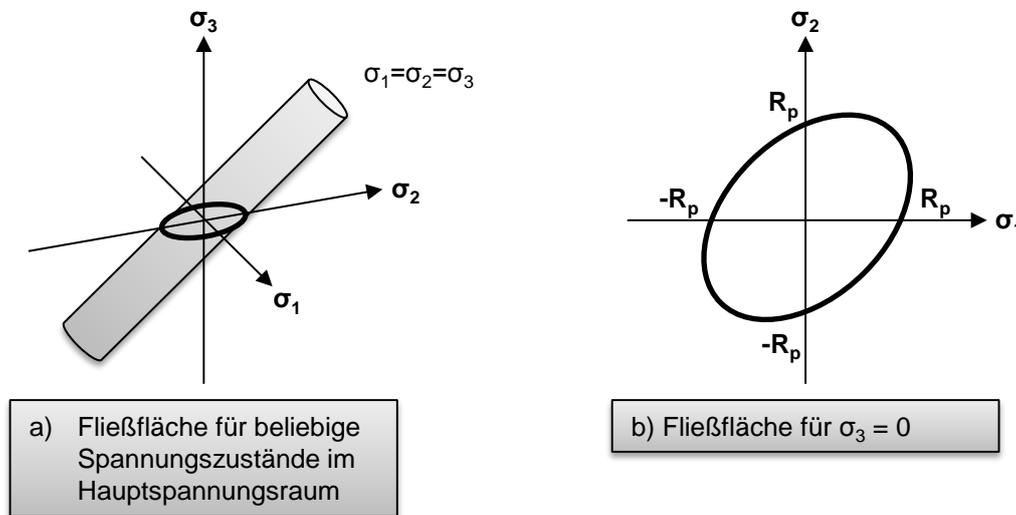


Abbildung 3-8: Fließfläche für die Fließbedingung nach von Mises [87]

Die Funktion f gibt für jeden Punkt in diesem Hauptspannungsraum an, ob der Werkstoff fließt oder nicht. Die Grenze, bei der $f = 0$ gilt, spannt im Hauptspannungsraum die sogenannte Fließfläche auf. Innerhalb der Fließfläche reagiert der Werkstoff elastisch, beim Erreichen plastiziert er. Betrachtet man die Fließbedingung nach von Mises oder auch Gestaltänderungsenergiehypothese (GEH), stellt diese im Hauptspannungsraum einen Zylinder um die Achse $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$ dar. Für einen einachsigen Zugversuch ergibt sich die Fließbedingung nach von Mises (ohne Herleitung) dann zu:

$$R_p = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (\text{Gleichung 3-6})$$

Für einen ebenen Spannungszustand lässt sich die Fließfläche wie in Abbildung 3-9 gezeigt zeichnen. Der Spannungsvektor σ_{res} beschreibt dabei die möglichen Spannungszustände für den betrachteten Fall des ebenen Spannungszustands. Die Fließfläche bleibt bis zum Erreichen der Fließgrenze konstant, danach wächst sie entsprechend der momentanen Fließspannung durch die aufgebrachte plastische Verformung und der damit verbundenen Verfestigung mit. Die Fließfläche kann dabei Form, Größe und Position im Spannungsraum verändern.

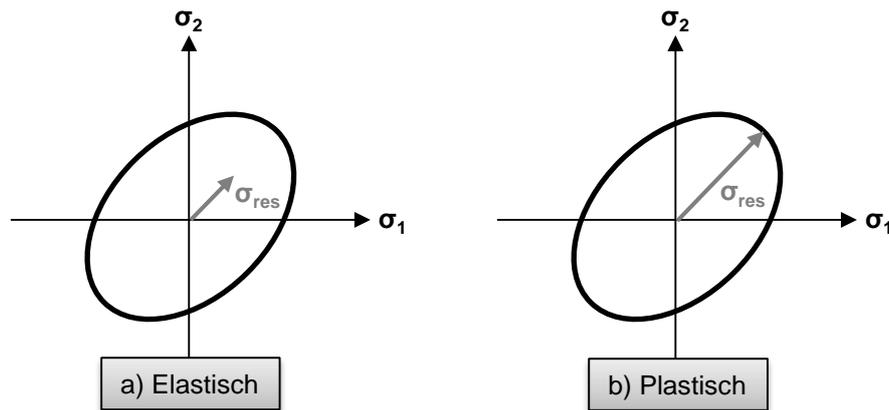


Abbildung 3-9: Darstellung der Fließfläche für einen ebenen Spannungszustand nach [87]. a) Bleibt der Spannungszustand innerhalb der Fließfläche, reagiert der Werkstoff elastisch. b) Berührt der Spannungszustand die Fließfläche, plastiziert der Werkstoff.

Der einfachste Fall ist die fehlende Verfestigung bei plastischer Verformung. Dies charakterisiert einen elastisch, idealplastischen Werkstoff. Die Fließfläche bleibt konstant. Ein Extremfall der Verfestigung ist die sogenannte isotrope Verfestigung. In diesem Fall wächst die Fließfläche symmetrisch um den Ursprung. Die Veränderung der Fließfläche infolge der zunehmenden plastischen Verformung wird durch ein entsprechendes Verfestigungsgesetz beschrieben. Bei der linearen Verfestigung steigt die Streckgrenze linear mit der plastischen Verformung an. In der Realität ergeben sich meist nicht-lineare Verfestigungszustände, die beispielsweise über Exponentialfunktionen beschrieben werden können. Bei der kinematischen Verfestigung, dem zweiten Extremfall der Verfestigung, verändert die Fließfläche weder Form noch Größe, sondern bewegt sich im Spannungsraum. Dies wird durch einen Verschiebungsvektor definiert, der Rückspannung. Durch die Verschiebung im Spannungsraum wird der Werkstoff während der Verformung anisotrop, da sich die Größe der Fließspannung je nach Raumrichtung unterscheidet. Die Fließbedingung lässt sich dann nicht mehr nur durch die Hauptspannungen formulieren, und die Rückspannung ist zudem abhängig von der Verformungsgeschichte. Um die Verfestigungsgesetze zu veranschaulichen, ist in Abbildung 3-10 das Verhalten der Fließfläche für die drei betrachteten Zustände ohne Verfestigung, mit isotroper Verfestigung und mit kinematischer Verfestigung veranschaulicht. In der Realität verfestigen die meisten Werkstoffe mit isotropen und kinematischen Anteilen.

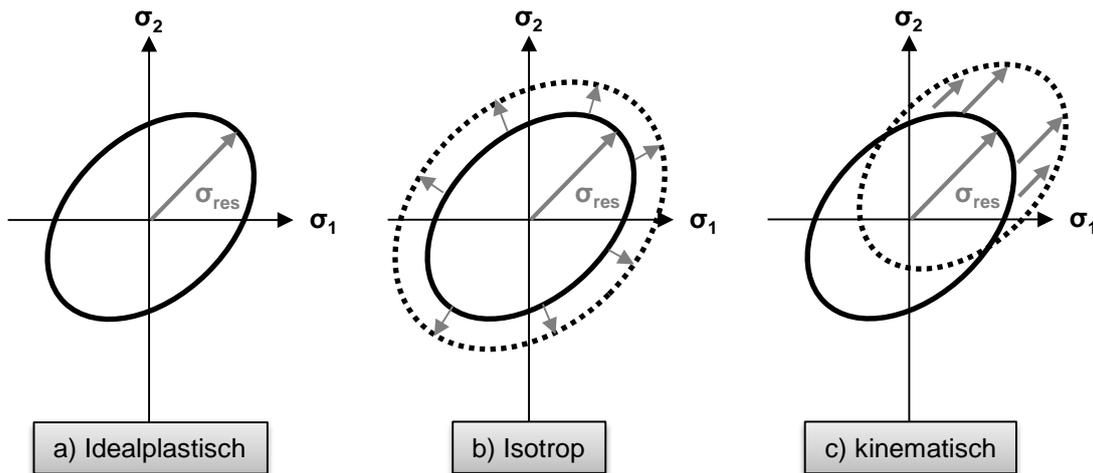


Abbildung 3-10: Veränderung der Fließfläche infolge der Verfestigung [87]: a) ohne Verfestigung, b) Vergrößerung der Fließfläche durch isotrope Verfestigung und c) Verschiebung der Fließfläche durch kinematische Verfestigung.

Der Bauschinger-Effekt stellt ein anisotropes Werkstoffverhalten dar, weshalb aus der vorherigen Betrachtung der Verfestigungsgesetze nur die kinematische Verfestigung in der Lage ist, den Bauschinger-Effekt zu beschreiben. Bevor der Einfluss des gewählten Verfestigungsgesetzes auf die Darstellung der Zug-Druckkurve diskutiert wird, wird vorher der Bauschinger-Effekt etwas genauer betrachtet.

Zur quantitativen Erfassung des Bauschinger-Effekts sind verschiedene Arbeiten erschienen. Hahn [86] führt einige Beispiele aus, von denen hier allerdings nur eines erwähnt werden soll, der sogenannte Bauschinger-Spannungsparameter β_S . Er spiegelt den Anteil der kinematischen Verfestigung wider. Im Falle der rein isotropen Verfestigung nimmt dieser den Extremwert $\beta_S = 1$ an, für die kinematische Verfestigung den Extremwert $\beta_S = 0$. Für eine elastisch-plastische Verformung mit Richtungswechsel liegt β_S zwischen 0 und 1.

$$\beta_S = \frac{R_{max} + |R_{p0,2\%}'| - 2 \cdot R_{p0,2\%}}{2 \cdot (R_{max} - R_{p0,2\%})} \quad (\text{Gleichung 3-7})$$

Die rein kinematische Beschreibung berücksichtigt den Bauschinger-Effekt jedoch nur in erster Näherung. Damit $\beta_S = 0$ gilt, muss der Term im Zähler von Gleichung 3-7 gleich null gesetzt werden. Dadurch ergibt sich eine Grenz-Druckfließgrenze von:

$$R_{p0,2\%}',G = \frac{2 \cdot R_{p0,2\%}}{R_{max}} \quad (\text{Gleichung 3-8})$$

In diesem Fall müsste R_{max} sehr große Werte aufweisen oder anders ausgedrückt, die plastische Dehnung bei gleichzeitig großer Verfestigung sehr groß werden, um kleine Grenz-Druckfließgrenzen zu erreichen. Dies tritt bei Metallen meist nicht auf. Stattdessen werden vergleichsweise kleine R_{max} beobachtet, dafür aber Druckfließgrenzen, die sogar im positiven Spannungsbereich liegen können. Dies lässt sich mit der von Milligan et al. [88] und Parker et al. [89] verwendeten einfachen Variante des Bauschinger-Effekt-Faktors β gut erfassen:

$$\beta = \frac{|R_{p0,2\%r}|}{|R_{p0,2\%l}|} \quad (\text{Gleichung 3-9})$$

Vereinfacht man das meist nicht-lineare Werkstoffverhalten durch lineare Näherungen, lässt sich zusammenfassend das elastisch-plastische Werkstoffverhalten mit den verschiedenen Verfestigungsgesetzen sowie dem Bauschinger-Effekt-Faktor anhand des Spannungs-Dehnungs-Diagramms darstellen, siehe Abbildung 3-11.

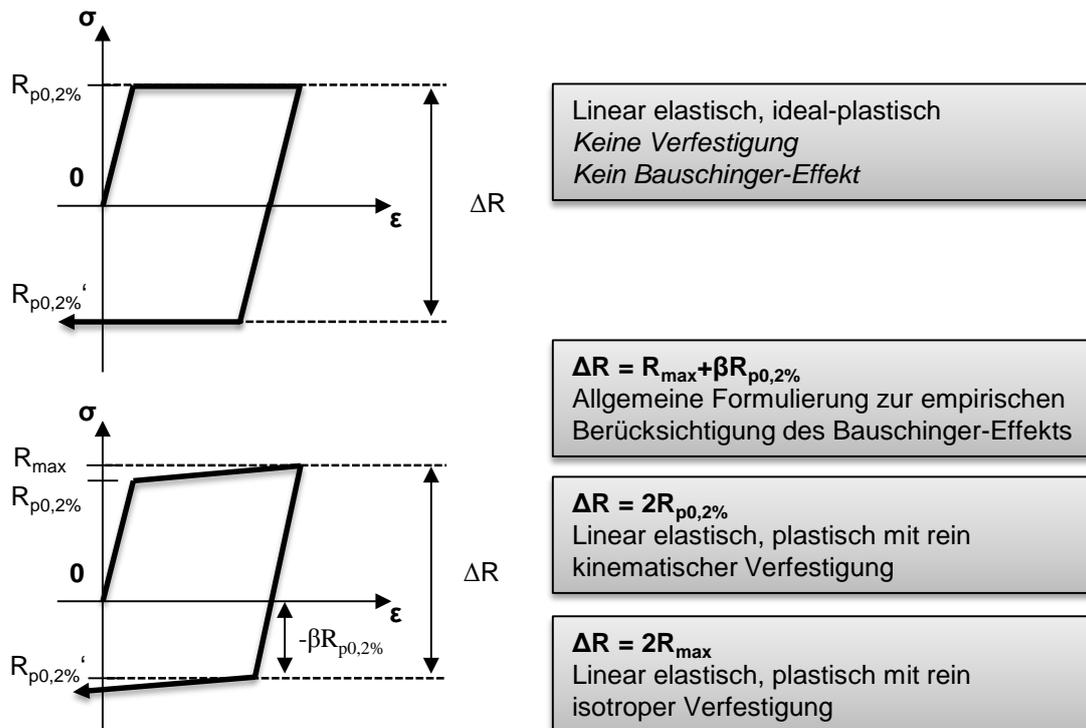


Abbildung 3-11: Lineare Näherungen des Werkstoffverhaltens nach einem einachsigen Zug-Druckversuch mit Berücksichtigung des Bauschinger-Effekts

Die Verbindung zur Autofrettage kann über die vier Bereiche aus Abbildung 3-7 hergestellt werden. Während des Druckaufbaus folgt das Material an der Bohrungswand zunächst der Hooke'schen Geraden zwischen den Punkten 0 – A und fängt ab Überschreiten von $R_{p0,2\%}$ an zu fließen und sich zu verfestigen. Nach Erreichen des Maximaldrucks und Einsetzen der Druckabbauphase nach dem Punkt B bilden sich die gewünschten Druckeigenstressungen rund um die Bohrungswand aus. Diese Druckeigenstressungen können in Abhängigkeit vom gewählten Autofrettage-Druck so groß werden, dass das Material ausgehend von der Bohrungswand beginnt in entgegengesetzte Richtung zu fließen. In Verbindung mit der - infolge des Bauschinger-Effekts - reduzierten Fließgrenze im Druckbereich kann dies schon bei vergleichsweise geringen Autofrettage-Drücken einsetzen und führt zu einer effektiven Reduzierung der maximal induzierbaren Druckeigenstressungen. Verfestigung und Bauschinger-Effekt spielen also bei der Ausbildung von Eigenstressungen während Autofrettage eine entscheidende Rolle [84, 90-94]. Das erneute Fließen wird als Rückplastizierung (Englisch: „reverse yielding“) bezeichnet und wurde erstmals 1963 von Dawson und Seigel [95] am Beispiel autofrettierter Hohlzylinder betrachtet.

3.5.4 Beschreibung der resultierenden Eigenspannungen

Ziel der Autofrettage ist das gezielte Einbringen von Druckeigenspannungen in den versagenskritischen Bereichen der behandelten Bauteile. Die eingebrachten Eigenspannungszustände sind dabei meist mehrachsig und können entweder einzeln betrachtet werden, um ihre Veränderung und ihren Einfluss auf die Festigkeit entlang der Fertigungsprozesskette zu analysieren, oder sie werden mithilfe einer Vergleichsspannung auf eine einachsige Rechengröße reduziert. Diese Vergleichsspannung σ_V basiert auf einer Festigkeitshypothese und erlaubt die Umrechnung des mehrachsigen Spannungszustands auf eine werkstoffmechanisch äquivalente, einachsige Normalspannung. Bei Festigkeitsnachweisen kann diese Vergleichsspannung dann wie eine einachsige Zug- oder Druckspannung behandelt werden, deren Größe sich vergleichsweise einfach über einachsige Zug-/Druckversuche bestimmen lässt. Die Festigkeitshypothese liefert dabei die Berechnungsvorschrift. Im Falle der GEH nach Richard von Mises ist für die Werkstoffbeanspruchung die in einem elastisch verformten Volumenelement gespeicherte Gestaltänderungsenergie maßgebend. Sie ist die bei einem räumlichen Spannungszustand für die Gestaltänderung erforderliche Energie. Erreicht sie einen werkstoffabhängigen Grenzwert, der sich aus dem Vergleich mit der einachsigen Beanspruchung aus dem Zugversuch ergibt, versagt der Werkstoff durch das Auftreten plastischer Verformungen. Drückt man diesen Grenzwert in den geordneten Hauptnormalspannungen σ_1 , σ_2 und σ_3 aus, dann erhält man für die Vergleichsspannung nach der GEH [79]:

$$\sigma_V = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (\text{Gleichung 3-10})$$

Gleichung 3-6 und 3-10 sind in diesem Fall identisch. Mit dieser Kenntnis lässt sich nun sehr anschaulich die Wirkung der durch die Autofrettage eingebrachten Eigenspannungen erklären. Dazu wird ein statisches Beispiel aus Macherauch und Kloos [49] ausgeführt. Sofern die vollständigen Last- und Eigenspannungszustände eines Werkstücks bekannt und die Hauptachsen beider Spannungszustände deckungsgleich sind, können die vollständigen Spannungszustände an jedem Punkt als Summe der beiden Komponenten nach Gleichung 3-11 berechnet werden:

$$\sigma_i^{Ges} = \sigma_i^{LS} + \sigma_i^{ES} \quad (\text{Gleichung 3-11})$$

Im Falle eines dreiachsigen Spannungszustands gilt für $i = 1, 2, 3$. Unter Anwendung der GEH ergibt sich die Vergleichsspannung des mit Eigenspannungen ausgestatteten Werkstücks dann zu:

$$\sigma_V = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \sqrt{\begin{aligned} &((\sigma_1^{LS} + \sigma_1^{ES}) - (\sigma_2^{LS} + \sigma_2^{ES}))^2 \\ &+ (\sigma_2^{LS} + \sigma_2^{ES}) - (\sigma_3^{LS} + \sigma_3^{ES})^2 \\ &+ (\sigma_3^{LS} + \sigma_3^{ES}) - (\sigma_1^{LS} + \sigma_1^{ES})^2 \end{aligned}} \quad (\text{Gleichung 3-12})$$

Die Festigkeitsbedingung nach der GEH, die als Versagensursache einsetzende plastische Verformung annimmt und damit meistens für duktile Werkstoffe verwendet wird, kann somit wie folgt beschrieben werden:

$$\sigma_V \leq \frac{R_{p0,2\%}}{SF} \quad (\text{Gleichung 3-13})$$

In [49] wird ein dickwandiger Hohlzylinder als Beispiel verwendet, der ein Außen- zu Innendurchmesser Verhältnis von $K=2$ aufweist sowie eine Fließgrenze von 1.000 MPa. Bei Annahme eines elastisch, ideal-plastischen Werkstoffverhaltens wird in Abbildung 3-12a die Vergleichsspannung σ_V^{LS} dargestellt, die sich während des Autofrettage-Vorgangs beim Spitzendruck von 6.360 bar einstellt. Da es sich um einen mehrachsigen Eigenspannungszustand handelt, werden die Eigenspannungskomponenten nach Druckwegnahme, also nach Autofrettage, in der Vergleichseigenspannung σ_V^{ES} zusammengefasst und ebenfalls in Abbildung 3-12a dargestellt. Appliziert man anschließend einen fiktiven Betriebsdruck von 4.500 bar, ergeben sich die resultierenden Vergleichsspannungen σ_{VR} als Überlagerung der Betriebslastspannung und den zuvor eingebrachten Vergleichseigenspannungen σ_V^{ES} . Die resultierenden Vergleichsspannungen σ_{VR} mit und ohne Autofrettage sind deshalb in Abbildung 3-12b gegenübergestellt. Die Daten wurden durch eine Simulation mit Abaqus/CAE berechnet.

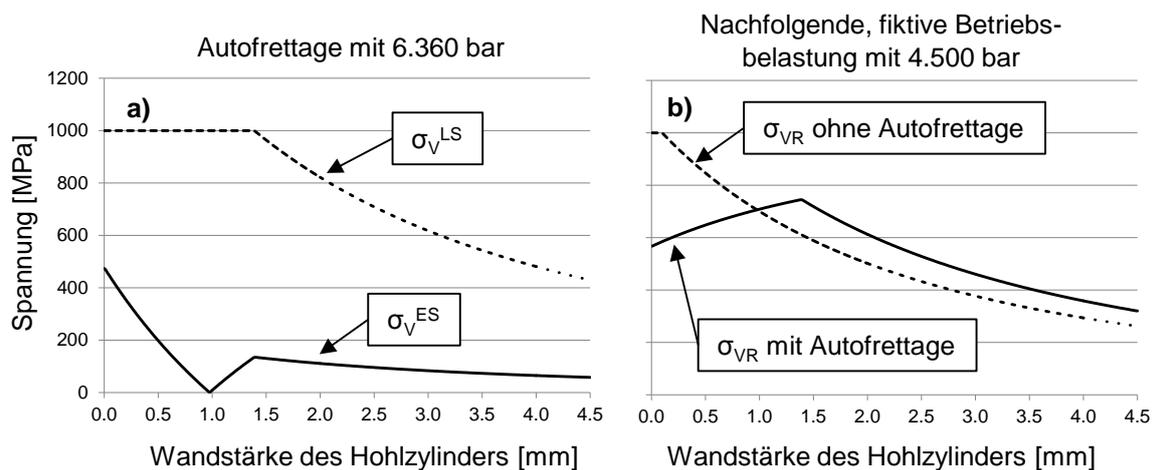


Abbildung 3-12: a) Vergleichsspannung während und nach Autofrettage, b) Resultierende Vergleichsspannung nach Innendruckbelastung mit und ohne Autofrettage; nach [49]

Aus den einzelnen Spannungskomponenten kann man eindeutig den elastisch-plastischen Übergang nach der Autofrettage identifizieren, der sich bei ca. 30 % der Wandstärke eingestellt hat. Am versagenskritischen Innendurchmesser des Hohlzylinders wird die Vergleichsspannung durch die Autofrettage-Behandlung deutlich reduziert, das Maximum wird zu einer tieferen Wandstärke hin verschoben. Daraus lassen sich die drei grundlegenden Konstruktionsvorteile der Autofrettage herausstellen [41]:

1. Bei gleichem Werkstoff und gleicher Hohlzylindergeometrie kann mit Autofrettage-Behandlung ein deutlich höherer Innendruck ertragen werden.
2. Bei gleichem Werkstoff und gleicher Innendruckbelastung kann der Hohlzylinder durch die Autofrettage mit einem kleineren K -Verhältnis ausgelegt werden, woraus sich Potentiale für den Leichtbau ergeben.

3. Bei gleicher Hohlzylindergeometrie und gleicher Innendruckbelastung kann ein niedrigfesterer Werkstoff eingesetzt werden.

Zur analytischen und numerischen Beschreibung der resultierenden Eigenspannungsverteilungen nach Autofrettage wurde im letzten Jahrhundert eine Vielzahl von Arbeiten veröffentlicht, die u.a. in [44, 47, 48, 65] umfassend aufgearbeitet sind. Aus diesem Grund wird auf eine erneute Darstellung verzichtet. Die Finite-Elemente Methode wird später separat betrachtet. Zwei analytische Modelle finden in dieser Arbeit Anwendung: der empirische Ansatz des ASME-Codes für Druckbehälter und Rohre [96] sowie der Ansatz nach Huang [94]. Auf beide Modelle wird später noch einmal eingegangen.

Betrag und Verteilung der maximal induzierbaren Eigenspannungen hängen im Wesentlichen von den folgenden Einflussgrößen ab:

- dem Autofrettage-Druck p_{AF} in Bezug auf die Fließgrenze $R_{p0,2\%}$ und Duktilität A_g des Werkstoffs,
- der Wandstärke W und Komplexität der autofrettierten Geometrie, ausgedrückt mithilfe der elastizitätstheoretischen Vergleichsspannungsformzahl K_{tv} [36],
- der Temperatur T beim Autofrettieren, vor allem bei niedrigen Temperaturen T_t [97],
- der Druckhaltezeit t_H [98],
- der Anzahl der Autofrettage-Zyklen n_{AF} und der Kombination mit zusätzlichen Wärmebehandlungen [36, 99-101].

3.5.5 Die Bestimmung des Autofrettage-Drucks

Lange ging man beim Autofrettage-Druck von der Vorgabe „viel hilft viel“ aus, also einer möglichst vollständigen Plastizierung des Querschnitts der autofrettierten Geometrie. Neben den rein werkstofftechnischen Begrenzungen, die im Folgenden kurz betrachtet werden, spricht aus produktionstechnischer Sicht vor allem der Kostenaufwand zur Druckerzeugung und Instandhaltung für eine Minimierung des aufzuwendenden Autofrettage-Drucks.

Beim Autofrettage-Druck kann der Minimal- und Maximalwert recht einfach unter Annahme eines elastisch, ideal-plastischen Werkstoffmodells durch Anwendung der Druckbehältertheorie für einen dickwandigen Hohlzylinder abgeschätzt werden [79]. Minimalwert ist dabei der Druck, der zum erstmaligen Fließen des Werkstoffs an der Bohrungswand benötigt wird. Unter Anwendung der GEH ergibt sich dieser zu:

$$p_{iFB} = R_{p0,2\%} \cdot \frac{r_a^2 - r_i^2}{\sqrt{3} \cdot r_a^2} \quad (\text{Gleichung 3-14})$$

Maximalwert ist der Druck, bei dem die gesamte Wandstärke zum Fließen gebracht wird, die sogenannte vollplastische Grenzlast:

$$p_{iVPL} = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot R_{p0,2\%} \cdot \ln\left(\frac{r_a}{r_i}\right) \quad (\text{Gleichung 3-15})$$

Der optimale Autofrettage-Druck muss also zwischen diesen beiden Werten liegen. Bevor verschiedene Ansätze dazu vorgestellt werden, sei zunächst noch einmal die Rückplastizierung betrachtet. In Abbildung 3-13 werden die unterschiedlich verformten Bereiche nach Autofrettage veranschaulicht [102].

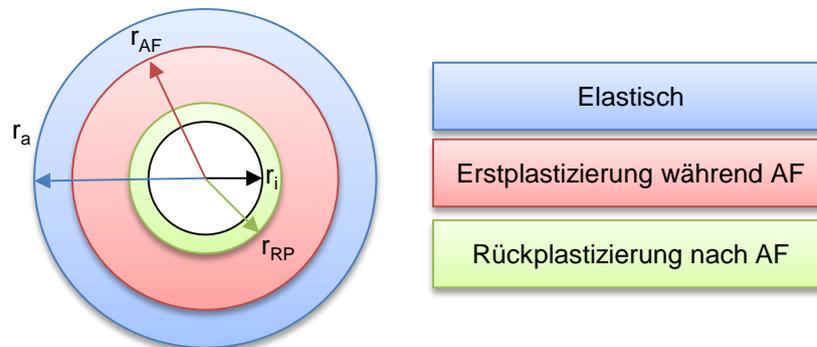


Abbildung 3-13: Unterschiedliche verformte Bereiche nach der Autofrettage [102].

Ausgehend von einem elastisch, ideal-plastischen Werkstoffverhalten, bei dem $R_{p0,2\%}$ und $R_{p0,2'}$ den gleichen Betrag aufweisen, ergibt sich nach [95] ein kritischer K-Faktor von 2,22 zum Einsetzen der Rückplastizierung. Durch den Bauschinger-Effekt ist dieser kritische K-Faktor kleiner als 2,22 [103]. Huang [94] leitet für axialsymmetrische Bauteile und unter Berücksichtigung von Verfestigung und Bauschinger-Effekt einen kritischen Autofrettage-Druck, p_{AFC} , ab, bei dem Rückplastizierung einsetzt. Dieser lässt sich nach Gleichung 3-16 berechnen:

$$p_{AFC} = \frac{\Delta R}{\sqrt{3}} \cdot \left[1 - \left(\frac{r_i}{r_a} \right)^2 \right] \quad (\text{Gleichung 3-16})$$

Der optimale Autofrettage-Druck hängt in entscheidendem Maße auch von der nachfolgenden Innendruckbelastung ab, wie Abbildung 3-12 gezeigt hat. Zur Berechnung bzw. Abschätzung wurden verschiedene Vorschläge für axialsymmetrische Bauteile gemacht. Schön [104] und Majzooobi et al. [105] empfehlen, den vollplastischen Grenzdruck als Annäherung zu verwenden, wodurch der aufzuwendende Autofrettage-Druck als Folge weit überschätzt wird. Dies führt bei hochfesten Werkstoffen schnell zu technisch schwer erreichbaren Autofrettage-Drücken. Zudem steigt gerade bei spröden Werkstoffen die Gefahr des Berstens während der Autofrettage durch Fehlstellen, wie nichtmetallische Einschlüsse. Zhu und Yang [106] sowie Ayob und Elbasheer [107] schlagen eine analytische Lösung für den optimalen Autofrettage-Druck ohne Berücksichtigung der Verfestigung und Rückplastizierung vor, wodurch die ermittelten optimalen Autofrettage-Drücke tendenziell zu niedrig abgeschätzt werden. Hojjati und Hassani [108] schlagen unter Anwendung der von Mises Fließbedingung eine Lösung zur Ermittlung des optimalen Autofrettage-Drucks vor, wobei sie die Verfestigung nur im Belastungsast durch einen Verfestigungsexponenten berücksichtigen. Das umfangreichste Berechnungswerkzeug liefert Huang [94]. Er verwendet in seinem Ansatz einen Parametersatz von 6 Variablen, mit denen er alle Bereiche der Spannungs-Dehnungskurve eines einachsigen Zug-Druckversuchs beschreiben kann. Darüber hinaus ermöglicht sein Ansatz eine einfa-

che Anpassung an das gewünschte, zu berücksichtigende Werkstoffverhalten von elastisch, ideal-plastisch bis hin zu komplexer nicht-linearer Verfestigung bei Be- und Entlastung. In Anhang A Tabelle A 1 sind die Parameter tabellarisch mit den je nach darzustellendem Werkstoffmodell verwendbaren Werten dargestellt sowie die dazugehörige Formel zur Berechnung des optimalen Autofrettage-Drucks.

3.6 Finite-Elemente-Methode zur Vorhersage von Eigenspannungen in der Randschicht

Die Finite-Elemente-Methode erhält aufgrund der stetig wachsenden Leistung heutiger Rechnersysteme eine immer größer werdende Bedeutung. Betrachtete man die damit erhaltenen Ergebnisse früher eher skeptisch, ist die Finite-Elemente Methode heute ein etabliertes und nicht mehr wegzudenkendes Werkzeug in der frühen Entwicklungsphase des Produktentstehungsprozesses. Aus wirtschaftlicher Sicht stellt sie eine wichtige Größe bei der Reduzierung von Entwicklungs- und Fertigungskosten dar, da die Anzahl zeit- und kostenintensiver Versuche deutlich reduziert werden kann [109]. Das Vorgehen folgt dabei den folgenden Schritten [110]:

1. Diskretisierung des Kontinuums,
2. Auswahl von Interpolationsfunktionen,
3. Bestimmung der Elementeigenschaften,
4. Zusammensetzung der Elementgleichungen und
5. Lösung der Gleichungssysteme.

Die Diskretisierung des Kontinuums wird zumeist mittels des Lagrange'schen Ansatzes durchgeführt, bei dem sich die Knoten eines Elements mit dem Werkstoff bewegen. Bei großen plastischen Deformationen ist hier zu beachten, dass die entstehende Verzerrung des Elementnetzes unter Umständen eine Neuvernetzung erfordert (Remeshing). Dies tritt unter anderem bei spanenden Prozessen auf und wird deshalb hier erwähnt. Zur Berechnung plastischer Verformungen wird in der Regel das implizite Verfahren eingesetzt. Bei hochdynamischen Anwendungen, wie beispielsweise der Zerspanung, hat sich jedoch das explizite Verfahren durchgesetzt.

Beim expliziten Verfahren wird der untersuchte Prozess als ein in Zeitschritte unterteiltes dynamisches Problem betrachtet. Die gesuchten Größen zum Zeitpunkt $t + \Delta t$ werden alleine aus zum Zeitpunkt t verfügbaren Werten bestimmt. Dies geschieht zumeist mittels des Differenzen-Schemas. Beim expliziten Verfahren ist jedoch Vorsicht bzgl. der Stabilität geboten, denn Stabilität ist nur gegeben, wenn der Zeitschritt Δt kleiner ist als die Zeit, die eine elastische Welle benötigt, um eine der kürzesten Elementkante entsprechende Strecke zurückzulegen. Die mögliche Zeitschrittweite ist damit abhängig von der im Werkstoff vorliegenden Schallgeschwindigkeit und hängt demzufolge von der Dichte ρ und dem Elastizitätsmodell E ab. Die Zeitschrittweite kann dabei im Mikrosekundenbereich liegen, weshalb unter Umständen eine sehr hohe Anzahl von Rechenschritten erforderlich wird. 3D-Zerspannsimulationen können damit - wie später gezeigt - schnell Tage oder gar Wochen in Anspruch nehmen. Aus diesem Grund setzt man Hilfsmittel zur Beschleunigung des Simulati-

onsprozesses ein, z.B. das sogenannte Mass-Scaling, bei dem künstlich die Werkstoffdichte heraufgesetzt wird. Hierbei muss darauf geachtet werden, dass die Analogie gegeben ist.

Implizite Verfahren zeigen diese Begrenzungen nicht. Implizite Solver suchen die Lösung für jeden Zeitpunkt $t + \Delta t$ unter Berücksichtigung der Werte der gesuchten Größen sowohl zum Zeitpunkt t als auch zum Zeitpunkt $t + \Delta t$. Die Lösung dieses nicht-linearen Gleichungssystems erfordert dabei spezielle Iterationsverfahren. Abaqus/Standard verwendet beispielsweise das Newton-Verfahren. Der bis um den Faktor 1.000 größeren Zeitschrittweite des impliziten Verfahrens steht die für die iterative Lösung der Gleichungen benötigte Rechenzeit beim expliziten Verfahren gegenüber [110].

In der Praxis kommen heute fast ausschließlich kommerzielle Software-Pakete zum Einsatz, beispielsweise Abaqus/CAE oder SFTC DEFORM 2D/3D [11]. Sie vereinen die drei Grundmodule einer FE-Modellierung: den Pre-Prozessor zur Eingabe der relevanten Daten (Geometrie, Vernetzung, Werkstoffdaten, Randbedingungen), den impliziten oder expliziten Solver zum Lösen des Gleichungssystems und den Post-Prozessor zur Auswertung der Ergebnisse.

Spanende Fertigungsverfahren

Bei der Simulation spanender Fertigungsverfahren müssen extreme Bedingungen berücksichtigt werden. Dies sind sehr hohe Verformungen (bis $\varepsilon = 5$), sehr hohe Verformungsraten ($d\varepsilon/dt = 10^6$ 1/s) und sehr hohe Temperaturen (bis $T = 1.500$ °C) [110]. Dies erschwert die Auswahl geeigneter Werkstoffgesetze. Aus Sicht der Rechenzeit werden starr-plastische Stoffgesetze bevorzugt. Vor allem bei Anwendungen, bei denen der Anteil der plastischen Formänderung wesentlich größer ist als der elastische Anteil, funktionieren diese Modelle zufriedenstellend. Sie sind jedoch nicht zielführend, wenn elastische Effekte wie beispielsweise die Berechnung von Eigenspannungen wichtig sind. Dann müssen elastisch-plastische Werkstoffmodelle eingesetzt werden [109]. Bei den spanenden Fertigungsverfahren lassen sich überdies drei Bereiche des Finite-Elemente-Einsatzes eingrenzen:

- Die möglichst exakte Simulation des komplexen Spanentstehungsmechanismus,
- Die Simulation des Werkzeugverschleißes, und
- Die Beeinflussung der Werkstückrandschicht infolge der spanenden Bearbeitung.

Das Grundproblem bei der Finite-Elemente-Modellierung spanender Fertigungsverfahren in Kombination mit der Analyse der Randschichteigenschaften sind die zu treffenden Randbedingungen und Vereinfachungen. Die Finite-Elemente-Modelldarstellung beinhaltet letztlich immer nur Abstraktionen des zu untersuchenden Systems, und nur eine Bewertung über Experimente gibt einen Aufschluss über die Aussagefähigkeit der gewählten Ansätze [111]. Die auftretenden großen Dehnungen an der Schneidkante stellen eine große Herausforderung für die Modellie-

rung dar. Bei der Spannbildung nach Lagrange gibt es dafür zwei Ansätze. Die implizite Formulierung bedient sich einer Trennlinie, entlang derer die Teilung des Finite-Elemente-Netzes erlaubt ist. Die verwendeten Verbindungselemente zwischen Werkstückoberfläche und Span verhalten sich entweder starr oder signalisieren eine Trennung. Das Kriterium für die Trennung wird über einen vorher definierten Wert festgelegt. Die Spannbildung wird bei diesem Ansatz rein geometrisch betrachtet, was zu einer Beeinflussung des Spannungszustands in der Umgebung der Schneidkante und damit der Werkstückoberfläche führt [112].

Bei der expliziten Formulierung erfolgt die Integration der Bewegungsgleichungen direkt und explizit. Die Spannungen werden direkt aus den Elementspannungen nach jedem einzelnen Zeitschritt in der Integration errechnet statt über die Verwendung einer globalen Steifigkeitsmatrix. Damit muss auch keine Trennlinie mehr definiert werden, denn nun werden an jedem Knotenpunkt des Finite-Elemente-Netzes die maximalen Spannungen mit einem kritischen Wert verglichen. Die Trennung erfolgt dabei entweder entlang von Elementkanten, wodurch auch die Richtung der Trennung mit diesen Kanten vorgegeben ist, oder es werden Elemente aus dem Netz gelöscht. Verwendet man die sogenannte Euler-Formulierung, so löst man die Knotenpunkte von der physikalischen Verbindung mit dem Material. Am Ort der höchsten Spannungs- und Dehnungsgradienten, der Werkzeugspitze, wird das Netz so stark verfeinert, wie es für die gewünschte Genauigkeit erforderlich ist. Bei dieser Methode gibt es kein Trennkriterium, die Spannungen und Geschwindigkeiten im Werkstück werden als Funktion der räumlichen Position berechnet und nicht als Funktion des einzelnen Materialpartikels. Die Werkstoffeigenschaften sind hierbei zum Teil von der Umformgeschwindigkeit oder Temperatur abhängig und die Spanform ist nicht vorab bekannt, sodass die Gleichungen für das Zerspanmodell iterativ gelöst werden müssen [111]. Einen Überblick über populäre Werkstoffmodelle zur Berücksichtigung der Beziehungen zwischen plastischer Verformung und Fließgrenze in Abhängigkeit von Temperatur und Dehnrates sind am Beispiel für die Fertigungsverfahren Drehen und Fräsen in [113] zusammengestellt. Letztlich gilt es die komplexen Kontaktbedingungen näherungsweise abzubilden, wie beispielsweise die Reibung. Hier bieten die kommerziellen Finite-Elemente-Pakete verschiedene Ansätze zur realitätsnahen Berücksichtigung an, jedoch stellt es sich als schwierig dar, präzise Daten für den zu untersuchenden Werkstoff bereitzustellen, wie beispielsweise den Reibkoeffizienten. Eine kurze Beschreibung in der 3D-Simulation häufig eingesetzter Reibgesetze ist in [113] zu lesen.

In dieser Arbeit finden zwei kommerziell häufig eingesetzte Finite-Elemente-Programme Anwendung: Abaqus/CAE und SFTC DEFORM 3D, die beide auf dem Lagrange'schen Ansatz beruhen.

Die Forschungsaktivitäten im Bereich der Finite-Elemente-Analyse und -Simulation spanender Fertigungsverfahren sind zahlreich. Mackerle [114, 115] und Ueda [116] präsentieren umfassende Übersichtswerke zu diesem Bereich. Jawahir et al. [11] sowie Vaz Jr. et al. [24] geben einen guten Überblick über analytische und numerische Modelle für die Beschreibung spanender Bearbeitungsprozesse in Verbindung

mit der Beeinflussung der Werkstückrandschicht. Vor allem der orthogonale Schnitt findet als Annäherung an die komplexen physikalischen Vorgänge häufig Anwendung. Dazu eignen sich 2D-Modelle aus Modellierungsgründen hervorragend. Vor allem aus dem Bereich der Produktions- und Materialverarbeitungstechnik wird von zahlreichen Ergebnissen berichtet, die den Einfluss auf die Randschichteigenschaften und im Speziellen auf die vorliegenden Eigenspannungsverläufe untersuchen [22, 23, 117-121].

Der Bohrprozess hingegen kann aufgrund seiner Komplexität nicht vereinfacht dargestellt werden. Hier muss mit einem 3D-Modell gearbeitet werden, was aus Rechenzeitgründen auch heute noch eine Herausforderung darstellt. Man geht davon aus, dass die Rechenzeit mit der dritten Potenz der Modellgröße wächst [110]. Die Implementierung ist selbst in den kommerziellen Software-Paketen recht aufwändig. Ergebnisse aus dieser Arbeit zur 3D-Modellierung des Bohr- und Reibvorgangs wurden bereits in [74, 122] veröffentlicht. Das Modell reduziert die Zerspanung auf die plastischen Verformungsvorgänge ohne Berücksichtigung thermischer Effekte. Die erhaltenen Finite-Elemente-Ergebnisse für die betrachtete Prozesskette „Autofrettage → Bohren → Reiben“ liefern dabei eine gute Übereinstimmung zu XRD-Messungen. Diese und weiterführende Ergebnisse werden im Kapitel Prozesskettenanalyse detailliert ausgeführt und diskutiert.

Es kann festgestellt werden, dass die Forschung in diesem Bereich große Fortschritte macht, die Modellierungsansätze jedoch noch weit von einer Vereinheitlichung und generellen Einsetzbarkeit entfernt sind. Jawahir et al. [11] präsentieren ernüchternde Ergebnisse einer Fallstudie mit 18 namhaften Instituten. Die Fallstudie verfolgt dabei das Ziel, Vorhersagemodelle für die Zerspanung mit orthogonalem Schnitt zu benchmarken (u.a. Finite-Elemente-Methode) und zukünftige Forschungsschwerpunkte in der Zerspanung zu identifizieren. Die Fallstudie kommt zu folgenden Erkenntnissen:

- Es kann keine Empfehlung für eine Finite-Elemente-Software gegeben werden, da zu viele Annahmen die Auswertung und Vergleichbarkeit erschweren (Vereinfachungen und nicht haltbare Idealisierungen des Spanprozesses, nicht treffende Modellierung der Randbedingungen, Diskretisierungsfehler, Fehler beim Neuvernetzen).
- Die thermischen und mechanischen Phänomene am Übergang Werkstoff / Span bzw. Werkzeug / Span werden nicht ausreichend nachgebildet.
- Es wird von großen Unterschieden zwischen den gewählten Simulationsmodellen allgemein berichtet.

Der pragmatischste Ansatz bleibt somit weiterhin die Anwendungsorientierte FE-Modellierung und eine experimentelle Validierung des gewählten Anwendungsfalls.

Autofrettage

Im Bereich der Druckbehälter kommen seit Mitte der 1970er Jahre in zunehmendem Maße Finite-Elemente-Modelle zur Analyse unterschiedlicher Fragestellungen zum

Einsatz. Mackerle [123-125] arbeitet dies in seinen drei Review-Artikeln vollständig auf. Für die Autofrettage sind die maßgebenden Arbeiten der letzten Jahre in [65, 44] aufgearbeitet, hier wird auf eine Auswahl mit Bezug zur vorliegenden Arbeit verwiesen.

Plappert [47] verwendet ein elastisch, ideal-plastisches Werkstoffmodell in der Software MARC zur Berechnung der resultierenden Eigenspannungsverteilungen in Hohlzylindern und komplexen Geometrien mit Querbohrungen. Im Vergleich zur analytischen elastisch, ideal-plastischen Lösung (vgl. [34]) findet er eine sehr gute Übereinstimmung. Da die Eigenspannungen im Vergleich zum realen Werkstoffverhalten stark überschätzt werden, normiert er die auftretenden Eigenspannungsbeträge auf den Maximalbetrag von σ_V , der $R_{p0,2\%}$ entspricht. Hoogstrate et al. [126] verwenden ein elastisch, plastisches Werkstoffmodell mit bi-linearer kinematischer Verfestigung zur Optimierung von Komponenten einer Hochdruck-Wasserstrahlschneideanlage und berücksichtigen so Verfestigung und Bauschinger-Effekt in erster Näherung.

O'Hara und Troiano [51] vergleichen verschiedene einfache Werkstoffmodelle in Abaqus/CAE am Beispiel dickwandiger Hohlzylinder, u.a. ideal-plastisch, mit isotroper und bi-linearer Verfestigung. Sie stellen im Vergleich mit dem ASME-Code [96] eine Überschätzung der tangentialen Eigenspannungen fest, wobei das verwendete bi-lineare kinematische Verfestigungsmodell in erster Näherung den Bauschinger-Effekt berücksichtigt. Aufbauend auf dieser Untersuchung gleicht der Autor in [127] seine verwendeten 2D-, 3D- und axialsymmetrischen Modelle für die Autofrettage eines Hohlzylinders in Abaqus/CAE ab. Das verifizierte Werkstoffmodell wird anschließend für die Simulation eines Verteilerblocks mit T-förmiger Bohrungsver Schneidung angewendet. Vergleichbare Untersuchungen mit Abaqus/CAE finden sich u.a. in [44], Gibson [65] verwendet ANSYS als Software-Tool. In [128] zeigen Gibson et al., dass das bi-lineare kinematische Verfestigungsmodell als erste Näherung durchaus in der Lage ist, eine sehr gute qualitative und ausreichend genaue quantitative Abschätzung der Eigenspannungsverteilung in dickwandigen Hohlzylindern zu liefern.

Die in den kommerziellen Finite-Elemente-Softwarepaketen enthaltenen, vereinfachten Werkstoffmodelle liefern für die Autofrettage erste Annäherungen. Zur besseren Anpassung des Werkstoffverhaltens an nicht-lineare und stark anisotrope Phänomene wie den Bauschinger-Effekt kommen häufig benutzerdefinierte *User-Subroutinen* zum Einsatz. Gibson et al. [129] modellieren die hydraulische Autofrettage in ANSYS unter Verwendung eines *User Programmable Features* (UPF). Vor allem das nicht-lineare Entlastungsverhalten kann damit gut abgebildet werden. Feng et al. [130, 131] nutzen eine Subroutine im Software-Code MARC zur Beschreibung des Entlastungsverhalten und zeigen in Vergleichen mit den implementierten isotropen und kinematischen Verfestigungsmodellen eine sehr gute Übereinstimmung des Spannungs-Dehnungsverhaltens. Sie wenden das Modell für die Simulation glatter, dickwandiger Hohlzylinder und Hohlzylinder mit Querbohrungen an. Lechmann [42] setzt in seiner *User-Defined Material (UMAT)*-Subroutine in Abaqus/CAE einen Ansatz zur

Erfassung des komplexen Werkstoffverhaltens auch unter Berücksichtigung verschiedener plastischen Vordehnungen um. Ein Vergleich mit einem einachsigen Zug-Druckversuch zeigt eine sehr gute Übereinstimmung. Farrahi et al. [101] nutzen eine Subroutine und Abaqus/Explicit zur Modellierung des Werkstoffverhaltens. Auch Sie erhalten eine sehr gute Übereinstimmung zum einachsigen Zug-Druckversuch. Nachteil der Subroutinen ist die meist nicht frei verfügbare Dokumentation und die fallabhängige Kalibrierung der Modelle, sodass eine allgemeine Übertragung der Ergebnisse meist schwer ist.

Neben den Subroutinen finden auch Analogiemodelle zur Beschreibung der nicht-anisotropen Entlastungsvorgänge beim Autofrettieren Anwendung. Thumser [44] verwendet ein Verfahren, bei dem Belastung und Entlastung separat betrachtet und anschließend überlagert werden. Für die Beschreibung der Belastung wird dabei ein einfaches Werkstoffmodell zur Nachbildung eines einachsigen Zugversuches angewendet. Bei der Entlastung hingegen werden jedem finiten Element individuelle Werkstoffkurven in Abhängigkeit von der zuvor erreichten plastischen Dehnung zugewiesen. Als Analogie werden die plastischen Dehnungen in Abaqus/CAE als Temperaturen eingelesen und das Werkstoffgesetz temperaturabhängig gestaltet. Nachteil dieses Superpositions-Verfahrens ist, dass es keine nicht-proportionalen Belastungsverläufe erfassen kann, wie sie beispielsweise bei einer Nachbearbeitung im Anschluss an die Autofrettage auftreten. Für einen Prozesskettenansatz ist es daher nicht geeignet.

Zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens für verschiedene Fertigungsprozesse entlang der Prozesskette muss zwangsweise der kleinste gemeinsame Nenner gefunden werden, bei dem sowohl Eigenspannungen als auch Fertigungsgeschichte berücksichtigt werden können. In erster Näherung scheint das bi-lineare kinematische Verfestigungsmodell dafür am besten geeignet. Der Fehler der Annäherung sollte jedoch durch einen Abgleich mit Messergebnissen und analytischen Modellen für den Hohlzylinder abgeschätzt werden.

3.7 Makroskopische Formänderungen durch den Abtrag eigenspannungsbehafteter Schichten

Wird das Kräfte- und Momentengleichgewicht innerhalb eines mit Eigenspannungen behafteten Festkörpers gestört, reagiert dieser in der Regel mit makroskopischen Formänderungen darauf. Dieser Effekt ist Produktionstechnikern gut bekannt, beispielsweise aus der Bearbeitung von Gussteilen [1, 3] oder Schmiedeteilen [132]. In Abbildung 3-14 ist dies schematisch in Anlehnung an [1] veranschaulicht.

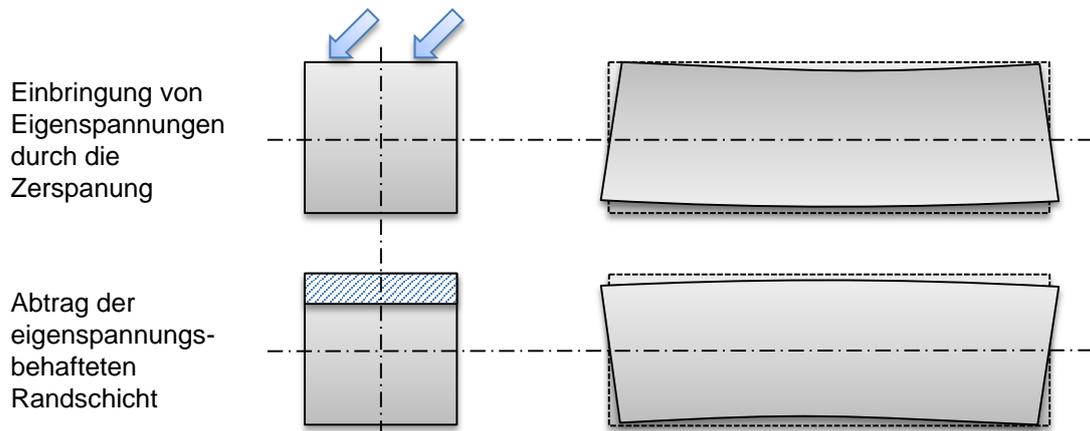


Abbildung 3-14: Verzug eines Bauteils durch spanende Fertigung und Abtrag eigenspannungsbehafteter Randschichten [1]

Der Sonderforschungsbereich 570 der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) beschäftigt sich mit diesen unerwünschten Maß- und Formänderungen, die zusammenfassend als Verzug bezeichnet werden. Die Entwicklung des Bauteilverzugs und Verzugspotentials wird entlang der Fertigungskette ausgewählter Bauteile (Wälzlagering, Welle, Zahnrad) analysiert, und die eigentlichen Ursachen für den bei der Wärmebehandlung von Stahlbauteilen auftretenden Verzug werden systematisch erforscht. Die ingenieurmäßige Beherrschung der Verzugsursachen zur Kompensation der Bauteilverzüge wird dabei als „Distortion Engineering“ bezeichnet [133]. Vor allem das Teilprojekt A4, das sich u.a. mit dem Verzug durch das Einbringen und Abtragen eigenspannungsbehafteter Schichten beschäftigt, soll dabei helfen einen optimierten Fertigungsablauf zu realisieren und Verzüge in der spanenden Bearbeitung vorherzusagen [134]. In der Zwischenzeit sind eine Vielzahl von Ergebnissen publiziert worden. Auf der zugehörigen Internetseite finden sich Poster mit den aktuellen Forschungsergebnissen, aufgeteilt nach den untersuchten Bauteilen und Projektbereichen [135]. Wenn also die ungezielte Einbringung von Eigenspannungen durch ur- und umformende Fertigungsverfahren in Kombination mit einer spanenden Nachbearbeitung schon zu deutlichen Verzügen führen kann, so muss die Betrachtung einer Prozesskette mit Prozessen zur gezielten Einbringung von Eigenspannungen diese Thematik zwingend aufgreifen.

Das beschriebene Phänomen der makroskopischen Formänderung muss jedoch nicht immer negativ sein. Aus Sicht der Messung von Eigenspannungen kann es ausgenutzt werden und liefert die Grundlage für mechanische Messverfahren.

Autofrettage und Nachbearbeitung

Werden Eigenspannungen gezielt und tiefenwirksam in die Werkstoffrandschicht eingebracht, wie dies bei der Autofrettage der Fall ist, reagiert der Werkstoff mit einer Formänderung. Maß und Form der behandelten Hochdruckbohrungen werden in unbekanntem Ausmaß beeinträchtigt. Der zuvor gezielt eingestellte, der Lebensdauersteigerung dienende Druckeigenspannungszustand in der Randschicht der Bohrungen, wird in undefinierter Weise gestört. Dabei muss nicht nur die reine Wegnah-

me der eigenspannungsbehafteten Schichten berücksichtigt werden, sondern vielmehr auch die Tatsache, dass der spanende Abtragsprozess selbst eine neue Oberfläche bzw. Randschicht mit neuen Eigenschaften generiert. Diesem Aspekt in der Kombination mit Verfahren zur gezielten Einbringung ausgeprägter Druckeigenspannungsfelder wurde in der Forschung bisher wenig Beachtung geschenkt. Aus dem Bereich der Militärtechnik gibt es einige wenige Publikationen, die dieses Thema behandeln.

Parker et al. [89] stellen bei der Betrachtung von autofrettierten und Bauschinger-Effekt belasteten Kanonenrohren fest, dass die Nachbearbeitung an sich sowie deren Reihenfolge einen signifikanten Einfluss auf die Verteilung der tangentialen Eigenspannungen hat und damit direkt die Lebensdauer beeinflussen kann. Sie empfehlen für autofrettierte Rohre, bei denen sowohl außen wie innen Material entfernt werden muss, zuerst den Außendurchmesser zu bearbeiten und dann den Innendurchmesser, um die Druckeigenspannungen in der Randschicht der Bohrungen zu maximieren und damit die Lebensdauer. Sie stellen aber auch fest, dass eine Materialwegnahme zu einem weiteren Fließen der Bohrungswand führt, was der Annahme eines rein elastischen Verhaltens widerspricht, auf der beispielsweise die Sachs-Methode beruht (vergleiche Kapitel 3.9.2).

Aufbauend auf diesen Untersuchungen wendet Bhatnagar [136] das analytische Modell nach Huang und ein ANSYS FE-Modell an, um Autofrettage und Nachbearbeitung für den Innenhohlzylinder eines autofrettierten Schrumpfverbandes zu simulieren. Die Nachbearbeitung wird zunächst durch Aufbringen eines negativen Druckes in der Größenordnung der radialen Eigenspannung am Innenradius des Hohlzylinders, die durch die Materialwegnahme innen bzw. außen verloren geht, mithilfe eines elastischen Modells nachgebildet. Die damit erzielten Resultate dienen zum Vergleich mit dem ANSYS FE-Modell, das die Be- und Entlastung während Autofrettage durch ein multi-lineares Modell erfasst. Die Modelle zeigen dabei eine gute Übereinstimmung, und die Empfehlungen aus [89] bzgl. der Bearbeitungsreihenfolge mit der geringsten Beeinflussung des finalen Eigenspannungszustandes bzw. dem geringsten Verlust der Druckeigenspannungen können bestätigt werden. Vergleichbar mit den Feststellungen in [40] bietet ein autofrettiertes Schrumpfverband noch einmal Potential zur Lebensdauersteigerung im Vergleich zu den nur autofrettierten Bauteilen. Die abgeschätzten Kosteneinsparungen durch die Anwendung eines niedrigen Autofrettage-Drucks in Verbindung mit einer Schrumpfverbandkonstruktion können nur für kleine Stückzahlen - wie im Kanonenrohrbau üblich - aufrechterhalten werden. Eine Berücksichtigung der Bearbeitungseigenspannungen kann mit dem Ansatz nicht realisiert werden.

Hameed et al. [137] zeigen ebenfalls am Beispiel von Kanonenrohren, dass die Nachbearbeitung zu einer Reduzierung der tangentialen Eigenspannungen führt. Das verwendete ANSYS FE-Modell geht dabei von einer rein elastischen Entlastung ohne erneutes Fließen sowie keiner Randschichtbeeinflussung durch die Bearbeitung selbst aus, mit anderen Worten die relevanten Elemente werden gelöscht bzw. die Steifigkeitsmatrix der Elemente auf null gesetzt. Das Modell zeigt dabei eine gute

Übereinstimmung zum gewählten experimentellen Aufbau, bei dem Dehnungsmessstreifen am Außendurchmesser die tangentialen Dehnung aufzeichnen. Sie schließen daraus, dass die Annahme einer rein elastischen Entlastung durch die Wegnahme der eigenspannungsbehafteten Schichten gültig ist. Weiter wird aus dem FE-Modell geschlossen, dass eine Bearbeitung der Bohrung einen größeren Einfluss auf die maximalen tangentialen Druckeigenspannungen hat als die Bearbeitung am Außendurchmesser. Während der Bearbeitung verändert sich die Lage des elastisch-plastischen Übergangs nicht. Die Eigenspannungen nach Autofrettage sind bei einer Aufbohrung bis zum elastisch-plastischen Übergang vollständig umgelagert. Interessant ist auch die Feststellung, dass eine Bearbeitung bis zum Radius der Rückplastizierung keinen merklichen Einfluss auf das gesamte Eigenspannungsfeld hat.

Perl et al. [75] stellen mithilfe eines eigens entwickelten 3D-Codes zur Vorhersage der permanenten Bohrungserweiterung nach Autofrettage Ergebnisse aus einem numerischen Vergleich zwischen hydraulischer Autofrettage und der Swage-Autofrettage mit anschließender Nachbearbeitung der Bohrung vor. Sie stellen eine Reduzierung der tangentialen Eigenspannungen in Folge der Nachbearbeitung fest. Das numerische Modell berücksichtigt allerdings nur rein elastisches Verhalten. Ein erneutes Fließen des Werkstoffs am Innendurchmesser kann ebenso wenig berücksichtigt werden wie eine Veränderung der Randschicht durch das Bearbeitungsverfahren selbst.

Lee et al. [138] untersuchen einen autofrettierten Schrumpferverband. Sie berücksichtigen eine Materialwegnahme am Innen- und Außenradius separat sowie kombiniert. Dabei stellen sie fest, dass eine Materialwegnahme am Innenradius zu einer höheren tangentialen Druckeigenspannung am neuen Innenradius führt, eine Materialwegnahme am Außenradius zu einer niedrigeren. Die Kombination beider Materialwegnahmen führt zu einer geringen Erhöhung der tangentialen Druckeigenspannungen. Auch wenn keine direkte Erklärung geliefert wird, lässt sich Folgendes annehmen: Die Materialwegnahme am Innenradius verkleinert den durch Autofrettage plastisch verformten Innenbereich, der als Stütze gegen die zusätzlich wirkenden Druckeigenspannungen durch den Schrumpfeffekt dient. Folglich führt dies zu einer größeren Druckeigenspannung. Eine Materialwegnahme am Außenradius führt zu einer Verringerung des Schrumpfeffekts und damit einer Reduzierung der Druckeigenspannungen am Innenradius. Die Materialwegnahme wird als kräfteneutral ohne zusätzliche, durch Bearbeitung induzierte Eigenspannungen betrachtet. Darüber hinaus wird ein weiteres plastisches Fließen infolge der Rückstellung nicht betrachtet.

Der Autor hat im Vorfeld gemeinsam mit Bähre [122] sowie Bähre und Yi [74] Ergebnisse veröffentlicht, welche die Materialwegnahme am Innenradius eines autofrettierten Hohlzylinders in Abaqus/CAE durch zwei Vorgehensweisen berücksichtigen: zum einen durch das Löschen von Elementen und der Berücksichtigung einer rein elastischen Rückstellung; zum anderen durch die 3D-Simulation des Bearbeitungsvorgangs und damit unter zusätzlicher Betrachtung der mechanischen Bearbeitungseigenspannungen in der neu erzeugten Randschicht. Es stellt sich heraus, dass der

finale Eigenspannungszustand eine komplexe Überlagerung der Bearbeitungs- und Autofrettage-Eigenspannungen ist, der zudem durch die Fertigungsvorgeschichte beeinflusst wird. Das einfache Löschen von Elementen ist hierbei kein umfassender Simulationsansatz. Diese Ergebnisse werden in der Prozesskettenanalyse noch einmal ausführlich diskutiert und durch weitere Ergebnisse verifiziert.

3.8 Auswirkungen der Eigenspannungen auf die statische und dynamische Festigkeit von Bauteilen

In einem technischen Bauteil, das einer äußeren mechanischen Beanspruchung unterliegt, ergeben sich die lokal vorliegenden Beanspruchungszustände stets durch eine Zusammensetzung aus Lastspannungen und Eigenspannungen [13].

Zugeigenspannungen addieren sich zu den Lastspannungen und begünstigen die Rissentstehung bzw. das Risswachstum durch eine effektive Erhöhung der Beanspruchung und können zu unerwartetem Bauteilversagen führen [6]. Sie treten häufig durch thermische Effekte auf, beispielsweise beim Schweißen, und müssen durch geeignete Maßnahmen wie Spannungsarmglühen oder Tempern ausgeglichen werden.

Druckeigenspannungen besitzen das Potential die ertragbare Beanspruchung zu erhöhen. Sie werden idealerweise in den versagenskritischsten Werkstoffbereichen induziert, also beispielsweise der Bohrungswand oder Bohrungsverschneidungen von innendruckbelasteten Bauteilen. Bei der gezielten Einbringung überlagern sie sich mit den wirkenden Betriebsbeanspruchungen und setzen die örtlich wirksame Mittelspannung herab [5, 139]. Zu beachten ist hier, dass neben dem reinen Betrag der Druckeigenspannungen an der Oberfläche der Randschicht auch die Ausprägung in der Tiefe von Bedeutung ist [140]. Entscheidend ist in diesem Zusammenhang, ob die Auslegung einen Anriss an der Oberfläche verhindern soll oder aber die Ausprägung der Druckeigenspannungen und die Lage des Maximums unter der Oberfläche die Rissfortschrittsgeschwindigkeit soweit reduzieren soll, dass der Riss letztlich stehen bleibt. Um den Zusammenhang besser erklären zu können, sind in Anhang A die Begrifflichkeiten zur Schwingbeanspruchung nach Haibach [141], Sauer [142] und Sonsino [143, 144] erläutert.

Oberflächennahe und ausgeprägte Druckeigenspannungsfelder

Neben dem Betrag der Druckeigenspannungen ist vor allem die Verteilung der Eigenspannungen in der Randschicht für die Schwingfestigkeit von Bedeutung. Basara [98] visualisiert diesen Sachverhalt anschaulich am Beispiel eines unter Innendruck stehenden Rohres. In Abbildung 3-15 ist diese Darstellung in grafisch etwas anders aufgearbeiteter Form adaptiert.

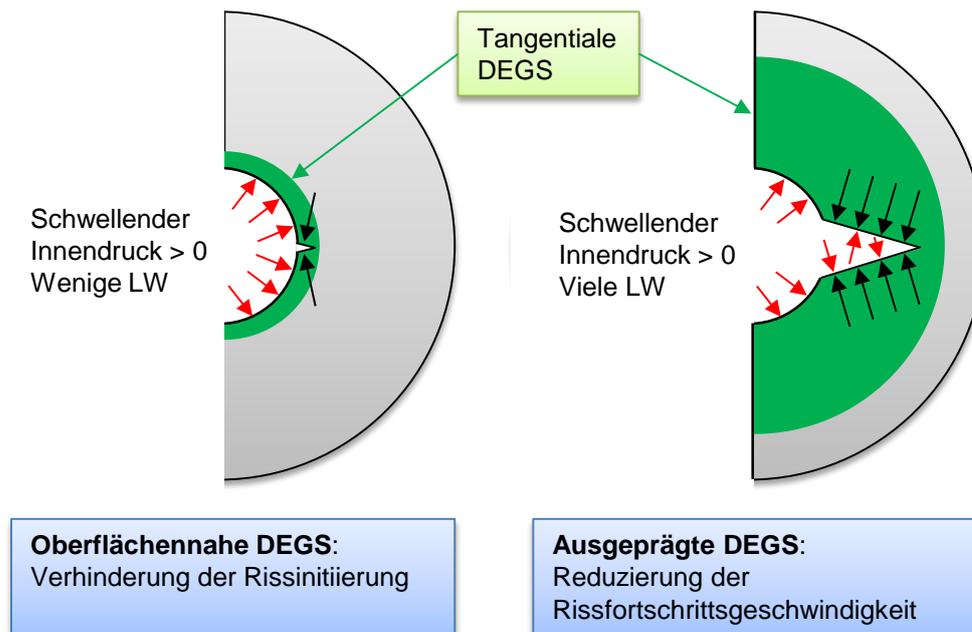


Abbildung 3-15: Wirkung von oberflächennahen und ausgeprägten DEGS nach [98]

Vorhandene Mikrorisse oder Kerben sind dabei möglicher Ausgangspunkt für die Rissentstehung. An der Oberfläche wirkende tangentielle Druckeigenstressen schließen die Rissflanken und verhindern so die Rissentstehung. Das Potential für die Lebensdauersteigerung solcher oberflächennahen, hohen Druckeigenstressen durch Verfahren wie beispielsweise das Kugelstrahlen liegt dabei nicht selten bei einem Faktor von 10 [6]. In diesem Fall müssen neben den Druckeigenstressen aber auch die Beschaffenheit der Oberfläche in Form von Rauigkeit und lokaler Härte bzw. Mikrostruktur berücksichtigt werden, d.h. die Festigkeitssteigerung kann nicht isoliert den Druckeigenstressen zugeordnet werden. Schafft der schwellende Innendruck es, aufgrund der Werkstoffermüdung einen Riss an oder unter der Oberfläche der Randschicht zu initiieren, so wirken ausgeprägte Eigenspannungsfelder dem Risswachstum entgegen und können die Rissfortschrittsgeschwindigkeit bis hin zum Rissstopp reduzieren. Mit dem Konzept der örtlichen Dauerfestigkeit wird das folgendermaßen erklärt: die Lastspannung überschreitet an der Oberflächen die lokale Dauerfestigkeit und ermöglicht eine Rissinitiierung. Dieser Riss breitet sich bis in den Bereich aus, in dem die lokale Dauerfestigkeit durch das unter der Oberfläche liegende Druckeigenstressmaximum wieder höher ist als die wirkende Lastspannung. Dies führt zum Rissstopp [13]. Besonders vorteilhaft sind entsprechend Verfahren, die oberflächennah und tiefenwirksam Druckeigenstressen initiieren können. Dazu im Folgenden einige Beispiele.

Laue et al. [145] untersuchen den Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit auf die Ermüdungsfestigkeit einer gekerbten Biegeprobe aus 16 MnCr 5. Für die kugelgestrahlte Variante ermitteln sie dabei eine Festigkeitssteigerung von 30-40 % im Vergleich zu den nicht-kugelgestrahlten Varianten. Als Haupteinflussgröße identifizieren sie ein ausgeprägtes Druckeigenstressmaximum unter der Oberfläche und können dies anhand der bruchmechanischen Untersuchung einer Probe, die ohne

sichtlichen Schaden nach 10^7 Schwingspielen aufgebrochen wurde, nachweisen. Die infolge der Ermüdung in der Bruchfläche nachweisbaren Mikrorisse sind zwar nach der Entstehung weiter gewachsen, kommen allerdings vor dem Druckeigenspannungsmaximum zum Erliegen, wodurch sich kein makroskopischer Riss ausbilden kann. Eine Vielzahl weiterer Ergebnisse zum Festigkeitssteigerungspotentials durch das Kugelstrahlen sind bekannt, zumeist für Stähle [53, 146] und Titanlegierungen [147].

Für das Festwalzen von gekerbten Bauteilen wie beispielsweise Kurbelwellen berichtet der Arbeitskreis Betriebsfestigkeit schon 1982 in verschiedenen Vorträgen von Schwingfestigkeitssteigerungen über 100 % [148]. Es kann zu einer vollständigen Aufhebung der Kerbwirkung kommen [149]. Achmus et al. [150] erklären dies durch das unterschiedliche Rissfortschrittsverhalten glatter und gekerbter festgewalzter Proben. Die glatten, festgewalzten Proben erfahren eine Lebensdauersteigerung hauptsächlich durch die Verhinderung der Rissinitiierung. Bei den gekerbten, festgewalzten Proben entstehen Anrisse bereits bei niedrigen Lastniveaus an der Kerboberfläche. Die im mehrachsigen Kerbspannungszustand stabilisierten Druckeigenspannungen verhindern ein vollständiges Öffnen der Rissflanken. Der Rissfortschritt wird infolgedessen so stark behindert, dass es zum Rissstopp kommt. Dies gilt, sofern die schwingenden Belastungen unterhalb der Dauerfestigkeit des Bauteils bleiben. Das Phänomen kann an nicht gebrochenen Bauteilen beobachtet werden. Schaal et al. [151] stellen dazu eine Methode der Dauerfestigkeitsberechnung festgewalzter Bauteile mit Konzepten der Schwingbruchmechanik vor, um dem Effekt der stehen bleibenden Risse im Vergleich zur anrissfreien Dauerfestigkeitsberechnung gerecht zu werden.

Am Beispiel des Fertigungsverfahrens Autofrettage ist das Potential gezielt eingebrachter, ausgeprägter Druckeigen Spannungsfelder in versagenskritischen Bereichen innendruckbelasteter Bauteile nachgewiesen. Das ausgeprägte Druckeigen Spannungsfeld führt auch hier zu einem Stehenbleiben von entstandenen Rissen [42, 152]. Neben der Steigerung der mittleren Schwingfestigkeit wird zudem auch die Streuung der Schwingfestigkeit reduziert [42, 45].

Vor allem aus dem Bereich der Militärtechnik gibt es zahlreiche Untersuchungen zur Lebensdauersteigerung durch mechanische und hydraulische Autofrettage. Hier wird die Steigerung der Lebensdauer mit einer Erhöhung der Anzahl an Abfeuervorgängen eines Kanonenrohrs beschrieben (Firing Strength). Eine umfassende Aufarbeitung von experimentellen Lebensdaueruntersuchungen an Kanonenrohren präsentieren Davidson et al. [153]. Für das untersuchte 175 mm Geschütz erhöht die Einführung der Autofrettage die Lebensdauer um den Faktor 2. Parker [154] berücksichtigt in seiner Untersuchung Geschütze aus dem hochfesten Stahl A723 und berichtet von einer Lebensdauersteigerung um 70 % für eine Autofrettage-Behandlung mit 50 % plastischer Dehnung über die Wandstärke. Im Falle einer Auslegung zur Vermeidung der Rissinitiierung erreichen die tangentialen DEGS ein Maximum für den Fall, an dem gerade keine Rückplastizierung eintritt. Aus diesem Grund wirkt sich der Bauschinger-Effekt negativ auf die Lebensdauer aus, da er das

Eintreten der Rückplastizierung begünstigt. Underwood et al. [155] bestätigen dies durch die Messung mittels der Neutronenbeugung. Es lässt sich zeigen, dass eine hydraulische Autofrettage im Nachgang zu einer mechanischen Autofrettage zu einer weiteren Steigerung der tangentialen DEGS führt und somit zu einer rechnerischen Steigerung der zu erwartenden Lebensdauer um weitere 70 % im Vergleich zum nur mechanisch autofrettierten Fall.

Seeger et al. [35] berichten von einer experimentellen Festigkeitssteigerung um bis zu 140 % am Beispiel von autofrettierten Bauteilproben mit Kreuzverschneidungen aus dem Werkstoff 42 CrMo 4. Basierend auf diesen experimentellen Resultaten stellt Greuling [152] ein Konzept zur Dauerfestigkeitsberechnung autofrettierter in-nendruckbelasteter Bauteile mit Bohrungskreuzungen unter Berücksichtigung stehen bleibender Risse vor. Thumser [44] nutzt die gleichen experimentellen Daten zur Verifikation seines Berechnungsverfahrens und liefert damit einen Beitrag für die betriebsfeste Auslegung von Hochdruckbauteilen.

Mischorr [48] und Plappert [47] untersuchen quergebohrte, dickwandige Hohlzylinder aus X2 CrNiMoN 22-5-3 und kommen zu dem Schluss, dass die autofrettierten Rohre eine bis zu 100 % höhere mittlere Schwingfestigkeit aufweisen als die nicht autofrettierten Rohre.

Mughrabi et al. [97] zeigen an dickwandigen Hohlzylindern aus austenitischem Stahl X2 CrNi 19-11 eine zusätzliche Steigerung der Dauerfestigkeit um einen Faktor 2 durch eine Tieftemperatur-Aufrettage im Vergleich zur Aufrettage bei Raumtemperatur. Grundlage ist die Veränderung des Spannungs-Dehnungsverhaltens bei tiefen Temperaturen.

Lechmann [42] zeigt am Beispiel von sogenannten Rail-Dummies aus dem Schmiede-Werkstoff 38 MnVS 6, die ein exzentrisch quergebohrtes Druckverteilerrohr eines Common-Rail Dieseleinspritzsystems repräsentieren, dass durch eine günstige Zerspannung an der Oberfläche Druckeigenstressungen eingebracht werden können, die zu einer Schwingfestigkeitssteigerung um bis zu 48 % im Vergleich zu einer eigenspannungsarm geglühten Variante führen. Werden die gleichen Bauteile autofrettiert, ist eine Schwingfestigkeitssteigerung um bis zu 62 % möglich.

Leutwein [43] diskutiert den Einfluss der Aufrettage auf die Schwingfestigkeit in-nendruckbelasteter Bauteile aus Kugelgraphitguss, die für den Bau von Hochdruckpumpengehäuse von Dieseleinspritzsystemen verwendet werden. Die autofrettierten Bauteilproben aus EN-GJS-400-18 zeigen eine um 55 % gesteigerte, die aus EN-GJS-500-7 und EN-GJS-600-3 eine um 37 % gesteigerte mittlere Schwingfestigkeit. Leutwein [43] und Lechmann [42] beobachten einen flacheren Verlauf der Zeitfestigkeitslinie im Wöhler-Diagramm, was zu einem Zuwachs der Betriebsfestigkeit führt.

In Abbildung 3-16a ist das Schwingfestigkeitssteigerungspotential in Form einer doppelt logarithmisch aufgetragenen, schematischen Wöhlerlinie gezeigt. In Abbildung 3-16b ist das Lebensdauersteigerungspotential allgemeiner in Prozent darge-

stellt, da die hier zugrundeliegenden Ergebnisse zum Teil mithilfe unterschiedlicher Lebensdauerprüfungen bestimmt werden.

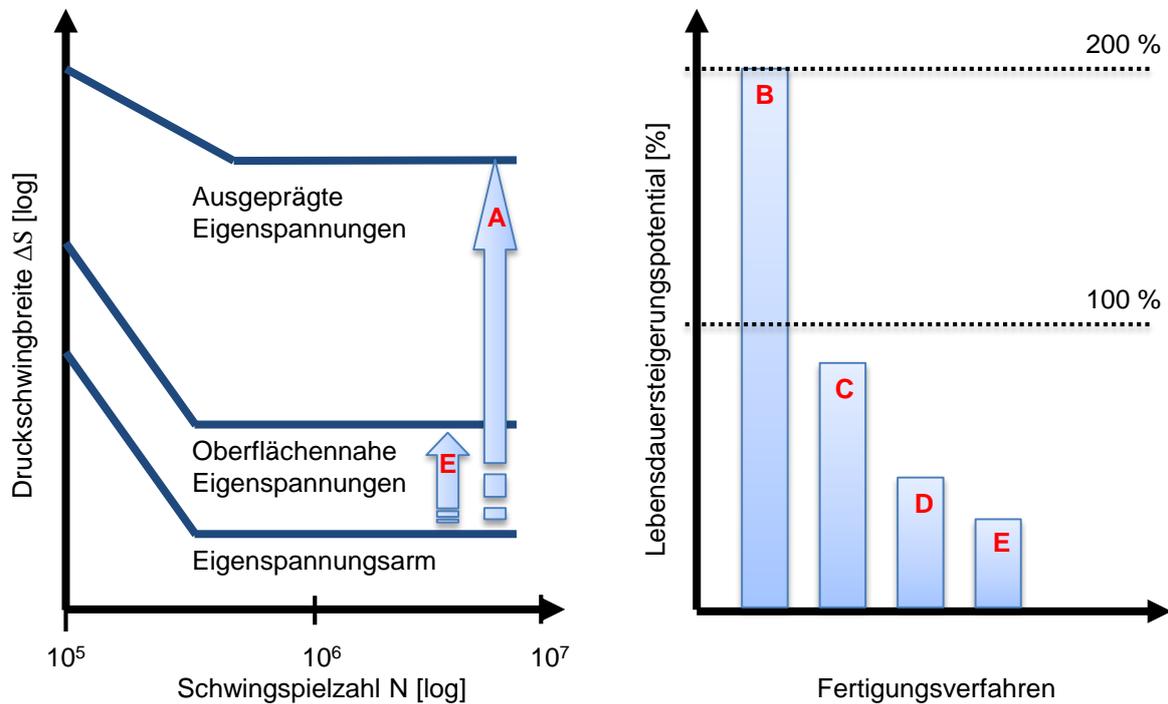


Abbildung 3-16: a) Schwingfestigkeitssteigerungspotentials innendruckbelasteter Bauteile in Anlehnung an [45] und b) Lebensdauersteigerungspotential allgemein

Die für Abbildung 3-16 verwendeten Buchstaben A-E sind in Tabelle 3-4 den entsprechenden Fertigungsverfahren unter Angabe der zugrundeliegenden Literaturquellen zugeordnet.

Tabelle 3-4: Zuordnung des Schwingfestigkeits-/Lebensdauersteigerungspotentials zu den einzelnen Fertigungsverfahren

Zuordnung	Verfahrensbeispiele	Steigerungspotential	Referenz
A	Autofrettage	+ 140 %	[34-36, 42-48, 97, 153-155]
B	Festwalzen	+ 200 %	[148-151]
C	Kugelstrahlen	+ 40 %	[53, 145-147]
D	Laser Shock Peening	+ 80 %	[53, 57]
E	Honen, AFM, Spanen	10 – 40 %	[6, 13]

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass Verfahren zur mechanischen Randschichtverfestigung im Vergleich zum unbehandelten Ausgangszustand zu einer Erhöhung der Lebensdauer führen. Der Effekt ist umso größer, je eher die

mechanisch verfestigten Randschichten mit den versagenskritischen, höchstbeanspruchten Werkstoffbereichen zusammenfallen [13].

3.9 Messung von Eigenspannungen

3.9.1 Vorbemerkungen

Zur Messung von Eigenspannungen wurde in den letzten Dekaden eine Vielzahl von zerstörenden, halb-zerstörenden und zerstörungsfreien Verfahren vorgestellt und diskutiert. Hierzu sind einige Werke veröffentlicht worden, die eine kompakte Übersicht über ausgewählte Messverfahren und ihre Messprinzipien geben [6, 13-15, 156]. In Tabelle 3-5 sind darauf aufbauend die wichtigsten Messverfahren in einer Übersicht zusammengefasst.

Tabelle 3-5: Methoden zur experimentellen Ermittlung von Eigenspannungen nach [49]

Methode	Meßgröße	Art	Charakter
Mechanisch	Makroskopische Oberflächendehnungen	I. Art	Zerstörend
Röntgenbeugung (XRD)	Homogene Gitterdehnungen	I. + II. Art	Zerstörungsfrei oder zerstörend
Neutronenbeugung	Homogene Gitterdehnungen	I. + II. Art	Zerstörungsfrei
Magnetisch, 3MA	Kombination der Barkhausen-Rauschamplitude, Überlagerungspermeabilität sowie der dynamischen Magnetostriktion	I. + II. + III. Art	Zerstörungsfrei
Akustische Resonanzmethode	Eigenfrequenzspektren und Abklingkonstanten von Schall- bzw. Körperschallwellen	I. + II. + III. Art	Zerstörungsfrei
Ultraschall	Z.B. Laufzeitdifferenzen von Scherwellen	I. + II. + III. Art	Zerstörungsfrei

3.9.2 Mechanische Messmethoden

Bei den mechanischen Messverfahren wird die Tatsache ausgenutzt, dass ein mechanischer Eingriff in das Gleichgewicht der Eigenspannungen zu makroskopischen Formänderungen (Verzug) führt. Die ausgelösten Deformationen werden mithilfe von Dehnungsmessstreifen oder auch optisch erfasst und unter Zuhilfenahme passender Auswertefunktionen unter Verwendung elastizitätstheoretischer Beziehungen in Eigenspannungen umgerechnet [49, 157]. Erfasst werden hier vornehmlich makroskopische Eigenspannungen, da das betrachtete Volumen so groß ist, dass sich Eigenspannungen II. und III. Art im Mittel zu Null ergeben [15]. Eine Übersicht über technisch relevante Methoden geben beispielsweise [49, 157, 158].

Sachs Ausbohr-/Abdrehverfahren

Eines der ersten bekannten Messverfahren zu mechanischen Messung von Eigenspannungen an axialsymmetrischen Bauteilen stellt Sachs 1927 vor [159]. Seine Ausbohrmethode trägt schrittweise Material im Inneren eines dickwandigen Hohlzylinders ab und misst die entstehenden Dehnungen am Außendurchmesser. Alternativ kann das Verfahren auch umgekehrt werden, in diesem Fall werden die DMS am

Innendurchmesser appliziert und das Material am Außendurchmesser abgetragen. Hiermit lassen sich alle Spannungskomponenten als Funktion des Radius bestimmen. Die Umrechnung der gemessenen Dehnungen in Eigenspannungen erfolgt dabei mithilfe elastizitätstheoretischer Grundlagen. Die Methode wird nach wie vor zur Bestimmung von Autofrettage-Eigenspannungen beispielsweise in Dieselleitungen angewendet. Neben der recht aufwändigen experimentellen Ermittlung der ausgelösten Dehnungen kann auch die FE-Methode zur Vorhersage verwendet werden. DeSwardt [160] demonstriert dies am Beispiel autofrettierter Hohlzylinder. Die durch die FE-Berechnung ermittelten Dehnungen am Außenradius des Hohlzylinders werden zur Ermittlung eines Polynomfunktion-Fittings verwendet, das auf Grundlage einer modifizierten Datenreduktionstechnik zur Umrechnung in die radialen und Umfangseigenspannungen verwendet wird. Die so berechneten Werte liefern eine gute Übereinstimmung zu den experimentellen Messwerten. Die Anwendung bei ausgeprägten Druckeigenspannungsfeldern ist aber mit Vorsicht zu handhaben, da der Materialabtrag selbst zu einer erneuten plastischen Verformung führt und die Annahme einer rein elastischen Umlagerung bei großen Druckeigenspannungen nicht haltbar ist.

Parker et al. [89] berichten von einer signifikanten Überschätzung der Umfangseigenspannungen infolge der Annahme einer rein elastischen Umlagerung der Eigenspannungen nach dem Ausbohren druckeigenspannungsbehafteter Kanonenrohre nach Autofrettage. Venter et al. [161] zeigen ähnliche Ergebnisse für einen autofrettierten Hohlzylinderabschnitt mit deutlicher Rückplastizierung am Innenradius. Im Vergleich zu einer zerstörungsfreien neutronografischen Messung sind die Unterschiede in den Umfangseigenspannungen vor allem im Bereich der Rückplastizierung zu erkennen, liegen aber noch in einer akzeptablen Größenordnung. Der Einsatz des Sachs-Verfahrens für ausgeprägte Druckeigenspannungsfelder muss von Fall zu Fall bewertet und die Messergebnisse müssen sorgfältig interpretiert werden.

Bohrlochmethode

Bei der inkrementellen Bohrlochmethode werden die ausgelösten makroskopischen Deformationen in der Umgebung eines Sacklochs erfasst, das in die eigenspannungsbehaftete Randschicht des Bauteils eingebracht wird. Das Verfahren zählt zu den teilzerstörenden Verfahren, da die Bohrungen in Durchmesser und Tiefe in der Regel sehr klein gehalten werden können. Die Bohrungen werden schrittweise eingebracht und der zugehörige Tiefenverlauf zweiachsiger oberflächenparalleler Eigenspannungszustände ermittelt [13]. Bei den Bohrwerkzeugen handelt es sich nicht um handelsübliche Produkte, sondern vielmehr um Hochgeschwindigkeitsfräser zur Vermeidung einer Plastizierung des Werkstoffs. Die Dehnung wird klassischerweise über Dehnungsmessstreifen, die um die Sacklochbohrung herum appliziert werden, erfasst. Hinweise bzgl. der Anwendung und der Minimierung bzw. Berücksichtigung der vielfältigen Fehlerquellen sind in [162] zusammengefasst. Für das Messverfahren gibt es darüber hinaus einen ASTM Standard [163]. Die aufwändige Applizierung des Dehnungsmessstreifens für jede einzelne Messung stellt dabei einen wesentlichen

Nachteil dar. Dies kann durch die Verwendung eines optischen Dehnmessverfahrens kompensiert werden. Hier werden die ausgelösten Deformationen mittels „Electronic Speckle Pattern Interferometry“, oder kurz ESPI, erfasst [164]. Der Vergleich von erfassten Bildern vor und nach jedem Ausbohrvorgang ergibt ein charakteristisches Speckle-Muster, das eine quantitative Aussage über die Deformationen ermöglicht. In Abbildung 3-17 ist eine Beispielaufnahme eines errechneten Speckle-Musters sowie eine Weißlichtaufnahme mit den zugehörigen Auswerteradien um die Bohrung gezeigt.

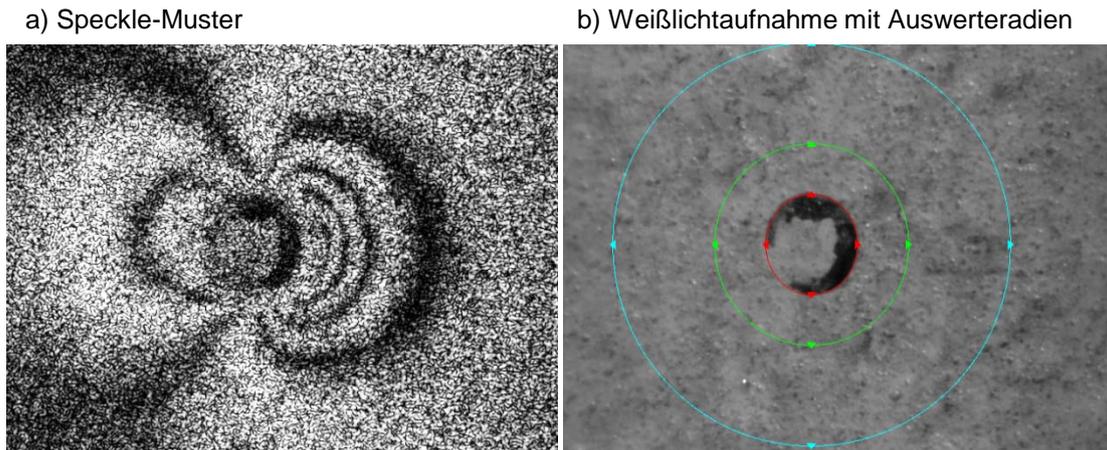


Abbildung 3-17: a) Beispiel eines errechneten Speckle-Musters und b) Weißlichtaufnahme nach einem inkrementellen Bohrvorgang mit zugehörigen Auswerteradien. Bildquelle: Stresstech GmbH

Das Bohrlochverfahren ist – wie die meisten mechanischen Messverfahren – einigen Restriktionen unterlegen, die bei der Auswertung der Messdaten berücksichtigt werden müssen. So unterliegt die Auswertung und Umrechnung der Deformationen elastizitätstheoretischen Grundlagen. Überelastische Deformationen, die infolge des mechanischen Eingriffs entstehen können, führen zu Messfehlern. So führt beispielsweise die Kerbwirkung der Bohrung schon bei relativ kleinen Eigenspannungsbeträgen zu einer überelastischen Deformation. Im Allgemeinen geht man davon aus, dass das Bohrlochverfahren nur zuverlässige Ergebnisse liefern kann, wenn die (Druck-)Eigenspannungsbeträge kleiner als ca. 50 – 60 % der Werkstoffstreckgrenze sind. Diese Grenze wird bei Anwendung von Verfahren zur gezielten Einbringung von Druckeigenspannungen in der Regel immer erreicht bzw. überschritten. Aktuelle Forschungsarbeiten beschäftigen sich mit der Lösung dieses Problems [165, 166]. Ein weiteres Problem bei der Bohrlochmethode ist die abnehmende Empfindlichkeit mit zunehmender Messtiefe. Dies kann nur bedingt durch Kalibrierfunktionen kompensiert werden, die mithilfe der FE-Methode berechnet werden [13]. Die Auswertetiefe ist in der Praxis auf ca. 50 – 60 % des Bohrerdurchmessers limitiert. In Summe ergeben sich eine Vielzahl unterschiedlicher Einflussgrößen, weshalb eine Angabe der erzielbaren Messgenauigkeit problematisch ist. Laut [13] liegt sie unter günstigen Bedingungen bei ca. 20 MPa bis 30 MPa, zu empfehlen sind in der Regel aber Wiederholmessungen. Es sei noch darauf hingewiesen, dass die mechanischen Messverfahren nur bedingt steile Gradienten unter der Oberfläche erfassen können. Die im Rahmen des DGM-Seminars „Entstehung, Ermittlung und Bewertung von Eigen-

spannungen“ vom Autor durchgeführten Messungen mit der inkrementellen Bohrlochmethode an kugelgestrahlten Proben aus vergütetem und gehärtetem 42 CrMo 4 zeigen im Vergleich zu den röntgenografisch ermittelten Messwerten eine deutliche Abweichung vor allem im gradientenbehafteten, oberflächennahen Bereich [13]. Ähnliche Ergebnisse sind auch in [167] zusammengefasst. Aktuelle Forschungsarbeiten beschäftigen sich mit der Lösung dieses Problems [168].

Für die Messung ausgeprägter Druckeigen Spannungsfelder infolge mechanischer Randschichtverfestigung eignet sich die Bohrlochmethode dennoch, wie die im Folgenden kurz zusammengefassten Literaturhinweise belegen.

Jahed und Faritus [169] beschäftigen sich mit der Messung von Eigen spannungsverteilungen in einem mit 7.000 bar autofrettierten Hohlzylinderabschnitt aus dem hochfesten Stahl NiCrMoV 125 mit einem Außen- zu Innendurchmesser verhältnis $K = 2,06$. Aus dem autofrettierten Hohlzylinder wird dabei mittig eine Scheibe getrennt und die Eigen spannungen werden über die Wandstärke dieser Scheibe an verschiedenen Messstellen gemessen. Die Autofrettage wird dabei als axialsymmetrisch angenommen, bei der die radialen und Umfangseigen spannungen als unabhängig von der Längsachse des Zylinders angenommen werden. Die gemessenen Dehnungen infolge des Bohrens werden mithilfe von drei unterschiedlichen Methoden in Eigen spannungen umgerechnet und verglichen mit den nach Jahed und Ghanbari [91] errechneten Eigen spannungen unter Berücksichtigung des realen Be- und Entlastungsverhaltens des Materials inklusive des Bauschinger-Effekts. Die so gewonnenen Messergebnisse zeigen eine gute Übereinstimmung für die Umfangseigen spannungen, jedoch nur eine begrenzte Übereinstimmung für die radialen Eigen spannungen. Dies wird durch das Vorhandensein von Spannungen in der Längsachse des Zylinders erklärt, die durch das metallische Abdichten des Hohlzylinders auftreten. Beim Austrennen der Scheibe werden diese axialen Spannungen umgelagert und beeinflussen die ursprünglichen radialen ebenso wie Umfangseigen spannungen. Das zum Vergleich verwendete Rechenmodell berücksichtigt diese Umlagerung nicht, sodass keine perfekte Übereinstimmung möglich ist. Insgesamt eignet sich die Bohrlochmethode aber gut zur Bestimmung der Umfangseigen spannungen, obwohl deren Betrag am Innendurchmesser infolge des gewählten Autofrettage-Drucks schon bei ca. 75 % des Betrags der Fließgrenze liegt.

In [170-172] beschäftigt sich der Autor mit der Anwendbarkeit der inkrementellen Bohrlochmethode mit optischer Dehnungsmessung via ESPI an unterschiedlich autofrettierten Hohlzylindern aus 42 CrMoS 4. Die Ergebnisse werden im Kapitel Prozesskettenanalyse näher ausgeführt und mit noch nicht veröffentlichten röntgenografischen Messergebnissen an den gleichen Hohlzylindern verglichen.

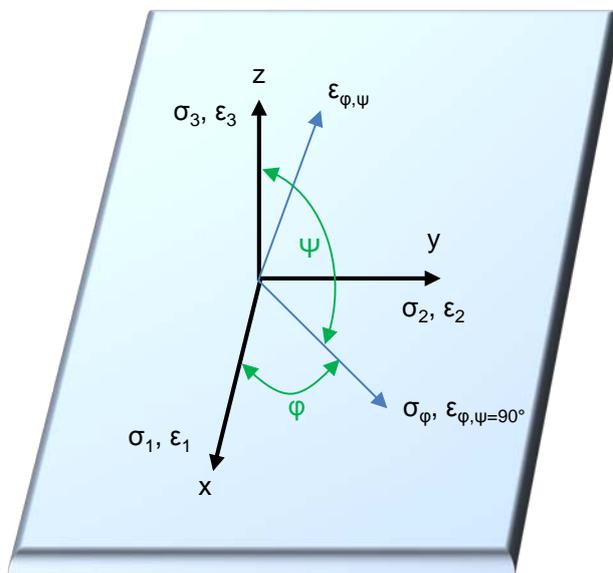
3.9.3 Röntgenbeugung (XRD)

Die röntgenografische Spannungsanalyse (RSA) – oder Englisch X-Ray Diffraction (XRD) - ist die weltweit am häufigsten eingesetzte Methode zur Messung von Eigen spannungen. Sie beruht auf der Bestimmung von elastischen Gitterdehnungen in kristallinen oder teilkristallinen Festkörpern, denen mit Hilfe elastizitätstheoretischer

Beziehungen Spannungen zugeordnet werden [173]. Da die Oberflächeneigenstressungen zerstörungsfrei quantitativ erfasst werden können und eine Vielzahl von zusammenfassenden Arbeiten über die zweckmäßige Durchführung und Auswertung vorliegen [14, 156, 174], kommt dem Verfahren heute eine große Bedeutung zu - nicht zuletzt als Referenzverfahren. Für die Bestimmung oberflächennaher aber auch in der Randschicht ausgeprägter Eigenspannungsverteilungen infolge einer mechanischen Randschichtverfestigung liegen darüber hinaus eine Vielzahl von Messergebnissen vor. Als Beispiel sei hier das Kugelstrahlen aufgeführt [4, 53, 146, 175]. Als Standardverfahren der XRD findet das $\sin^2\psi$ -Verfahren Anwendung. Da die später vorgestellten röntgenografischen Eigenspannungsmessungen auf diesem Verfahren beruhen, wird die zugrundeliegende Theorie aus [173, 176] im Folgenden ausgeführt.

Zum Verständnis der ermittelten Verteilungen des $\sin^2\psi$ -Verfahrens sind in Abbildung 3-18a das Koordinatensystem eines allgemeinen dreiachsigen Spannungszustands nach [81] dargestellt. In Abbildung 3-18b ist der schematische Aufbau eines ψ -Diffraktometers gezeigt.

a) Koordinatensystem mit Azimutwinkel φ und Verkippwinkel ψ [81]



b) ψ -Diffraktometer [177]

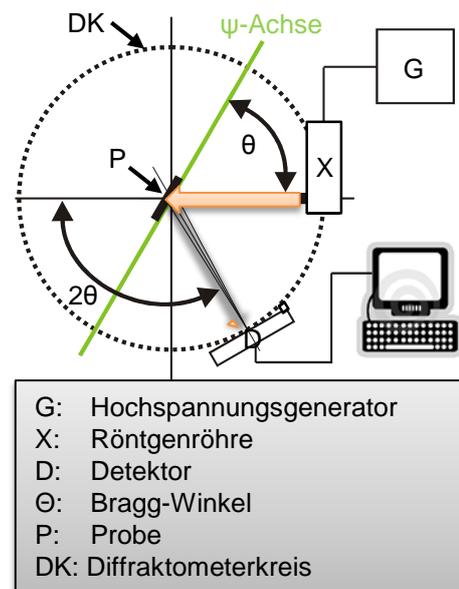


Abbildung 3-18: XRD: a) Koordinatensystem allgemein [81], b) Schematischer Aufbau eines ψ -Diffraktometers [177]

Das $\sin^2\psi$ -Verfahren geht von zweiachsigen, oberflächenparallelen Spannungszuständen in den röntgenografisch erfassten Werkstoffbereichen aus, was für freie Werkstoffoberflächen stets gegeben ist. Die geringe Eindringtiefe der Röntgenstrahlen bei metallischen Werkstoffen lässt deshalb auch auf die Gültigkeit für röntgenografisch vermessene Oberflächenschichten schließen, mit anderen Worten $\sigma_{33} = 0$ [173]. Die zu erfassende Spannung σ_{φ} liegt in der durch die Oberfläche gegebenen Ebene unter dem Winkel φ zur Hauptspannung σ_1 . Die Spannung in jeder Richtung

(für jeden Winkel φ) kann durch eine Rotation der Probe im Röntgenstrahl bestimmt werden. Wird die Spannung in mindestens drei verschiedenen Richtungen gemessen, kann auf die Hauptspannungen und ihre Orientierung geschlossen werden. Der Gitterebenenabstand d_0 zwischen kristallographisch gleichwertigen Ebenen, z.B. $\{211\}$ ausgedrückt in Miller'schen Indizes, ist bei spannungsfreien Festkörpern immer gleich, unabhängig von der Orientierung der Ebenen in Bezug auf die Oberfläche. Er wird richtungsabhängig elastisch komprimiert oder vergrößert durch den Betrag einer vorhandenen Spannung. Aus diesem Grund kann aus der Messung des Gitterebenenabstands der Spannungszustand bestimmt werden. Beugung tritt nur an denjenigen Gitterebenen auf, die richtig orientiert sind zum einfallenden Röntgenstrahl und die Bragg'sche Bedingung erfüllen:

$$n\lambda = 2d_0 \sin\theta_0 \quad (\text{Gleichung 3-17})$$

Der Gitterebenenabstand kann nun für jeden Ψ -Winkel relativ zur Oberfläche durch eine einfache Rotation gemessen werden. Sofern σ_φ also eine Zugspannung ist, werden alle Gitterebenen parallel zur Oberfläche in Abhängigkeit der Querkontraktionszahl komprimiert, während alle zur Oberfläche gekippten Gitterebenen gedehnt werden. Liegt wie angenommen ein Oberflächenspannungszustand zugrunde, können die in den Richtungen φ, Ψ erwarteten Dehnungen $\varepsilon_{\varphi,\Psi}^G$ den Gitterdehnungen gleichgesetzt werden, die in den Richtungen φ, Ψ röntgenografisch gemessen werden. Dies ist in Gleichung 3-18 umgesetzt:

$$\varepsilon_{\varphi,\Psi}^G = \frac{d_{\varphi,\Psi} - d_0}{d_0} = -\cot\theta_0 d\theta_{\varphi,\Psi} \quad (\text{Gleichung 3-18})$$

Betrachtet man den Vektor der Gitterdehnung $\varepsilon_{\varphi,\Psi}^G$ unter dem Winkel Ψ zur Oberflächennormalen, kann dieser mithilfe der zu bestimmenden Spannung und der Summe der Hauptspannungen nach Gleichung 3-19 bestimmt werden:

$$\varepsilon_{\varphi,\Psi}^G = \frac{1}{2}s_2\sigma_\varphi\sin^2\Psi + s_1(\sigma_1 + \sigma_2) \quad (\text{Gleichung 3-19})$$

In Gleichung 3-19 sind die elastischen und werkstoffspezifischen Konstanten zu den sogenannten röntgenografischen Elastizitätskonstanten (REK) s_1 und s_2 zusammengefasst. Die Gitterdehnungsmessungen erfolgen stets in Richtung der Normalen der vermessenen $\{hkl\}$ -Ebenen, weshalb den elastizitätstheoretischen Beziehungen hier keine makroskopischen Werte zugrunde gelegt werden dürfen, sondern spezielle röntgenografische Werte. Dies ergibt:

$$s_1^{\{hkl\}} = -\frac{\nu^{\{hkl\}}}{E^{\{hkl\}}} \quad \text{und} \quad \frac{1}{2}s_2^{\{hkl\}} = \frac{\nu^{\{hkl\}} + 1}{E^{\{hkl\}}} \quad (\text{Gleichung 3-20})$$

Sie müssen experimentell ermittelt werden. Mittlerweile liegen aber Datenbanken für viele Werkstoffe vor, z.B. für ausgewählte Metalle und Legierungen [178, 179]. Die Zusammenfassung der Gleichungen 3-18 und 3-19 liefert dann den Zusammenhang zwischen Gitterdehnungen und Spannungszustand:

$$\varepsilon_{\varphi,\Psi}^G = -\cot\theta_0 d\theta_{\varphi,\Psi} = \frac{1}{2}s_2^{\{hkl\}}\sigma_\varphi\sin^2\Psi + s_1^{\{hkl\}}(\sigma_1 + \sigma_2) \quad (\text{Gleichung 3-20})$$

Dies ist die Grundgleichung aller röntgenografischen Verfahren zur Ermittlung elastischer Spannungen bei zweiachsigen Spannungszuständen. Werden für konstante φ die Gitterdehnungen $\varepsilon_{\varphi,\psi}^G$ in verschiedenen Verkippwinkeln ψ gemessen und über $\sin^2\psi$ aufgetragen, ergibt sich ein linearer Zusammenhang. Die Steigung der Ausgleichsgerade durch die Messpunkte multipliziert mit den REK's ergibt somit die oberflächenparallele Normalspannung σ_{φ} . Aus dem Vorzeichen der Steigung kann auch auf das Vorzeichen der Eigenspannungen geschlossen werden: Steigungen > 0 indizieren Druckeigenspannungen, Steigungen < 0 entsprechend Zugeigenspannungen. Da der spannungsfreie Gitterebenenabstand d_0 nicht bekannt ist, wird ersatzweise der Ordinatenschnitt eingesetzt. Mit diesem Trick kann nun ohne Referenz zu einem spannungsfreien Zustand auf die Eigenspannungen geschlossen werden. Für die Spannungsanalyse ist das $\sin^2\psi$ -Verfahren von großer Bedeutung, da zumeist von hinreichend homogenen, oberflächenparallelen Spannungszuständen ausgegangen werden kann. Die mittels XRD ermittelten makroskopischen Eigenspannungen stellen also das arithmetische Mittel der Spannungen im relevanten Volumen dar, das durch die bestrahlte Fläche und die Eindringtiefe gebildet wird. In Abbildung 3-19 sind die grundsätzlich möglichen Verläufe der Gitterdehnungen $\varepsilon_{\varphi,\psi}^G$ über $\sin^2\psi$ gezeigt [173].

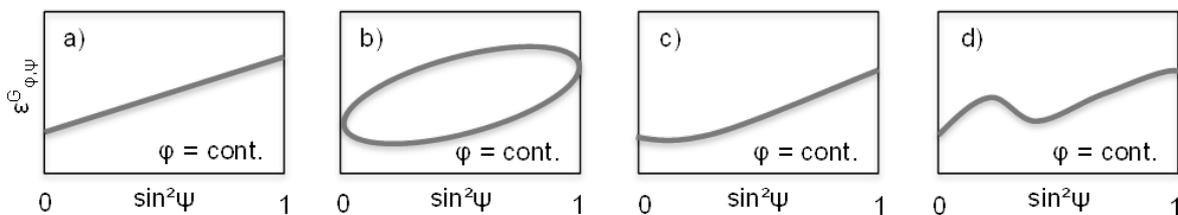


Abbildung 3-19: Grundsätzlich mögliche Verläufe von $\varepsilon_{\varphi,\psi}^G$ über $\sin^2\psi$ [173]

Aus den Gitterdehnungsverläufen lässt sich anschaulich erkennen, ob homogene, oberflächenparallele ein- oder zweiachsige Spannungszustände vorliegen, wie in Abbildung 3-19a durch eine lineare Verteilung gekennzeichnet, oder Abweichungen davon auftreten. Diese Abweichungen lassen sich wiederum klassifizieren [171]:

- In Abbildung 3-19b ist ein Beispiel für eine sogenannte ψ -Aufspaltung gezeigt, bei der die Hauptachsen des oberflächennahen Spannungszustands aus der Probenoberfläche gekippt sind. Diese Eigenspannungszustände treten infolge plastischer Verformungen durch tangentielle Kräfte auf, beispielsweise bei der spannenden Bearbeitung. Diesem Umstand muss demzufolge bei der späteren Interpretation der Eigenspannungszustände entlang der Prozesskette Beachtung geschenkt werden.
- In Abbildung 3-19c ist ein Beispiel für ausgeprägte Spannungsgradienten in der Randschicht entlang der x_3 -Richtung gezeigt. In diesem Fall ist eine einseitige Krümmung zu erkennen. Spannende Fertigungsverfahren oder Kugelstrahlen sind gute Beispiele für solche Verläufe [175].
- In Abbildung 3-19d ist ein wellenförmiger Verlauf der Gitterdehnungen beschrieben. Dies lässt im Allgemeinen auf Texturen im Werkstoff schließen, al-

so eine Richtungsabhängigkeit oder Anisotropie der physikalischen und mechanischen Eigenschaften des Kristallverbands, die sich durch geeignete Wärmebehandlungsverfahren aufheben lassen [180]. Jedoch muss in der vorgestellten Prozesskettenanalyse mit Texturen gerechnet werden, da nach der mechanischen Randschichtverfestigung und spanenden Nachbearbeitung keine Wärmebehandlung erfolgt.

Zusammenfassend seien die grundlegenden Zusammenhänge und charakteristischen Merkmale der XRD aus Eigenmann und Macherauch [173] zusammengestellt:

- Eigenspannungsmessungen sind prinzipiell zerstörungsfrei durchführbar, erfordern keine Merkmale und verändern die Werkstoffzustände nicht.
- Gemessen werden Gitterebenenabstände, die um etwa 8 Größenordnungen kleiner als bei mechanischen Messverfahren sind.
- Sie basieren auf der Ermittlung von Gitterdehnungen, die in den erfassten Kristalliten in kristallographischen Richtungen senkrecht zu den vermessenen Gitterebenen $\{hkl\}$ vorliegen.
- Sie erfordern die Kenntnis spezieller röntgenografischer Elastizitätskonstanten (REK) zur Berücksichtigung des Einflusses der elastischen Anisotropie auf die gemessenen Gitterdehnungen.
- Liegt ein mehrphasiger Werkstoff vor, so liefern sie Aussagen über Phasenspannungen, sofern deren Phasen röntgenografisch getrennt vermessbar sind.
- Die geringe Eindringtiefe der verwendbaren Röntgenstrahlung liefert nur Aussagen über vorliegende Spannungszustände in extrem dünnen Oberflächenschichten. Sollen Tiefenverläufe in der Randschicht ermittelt werden, wie dies bei Verfahren zu gezielter Randschichtverfestigung notwendig ist, ist dies nicht mehr zerstörungsfrei möglich. Hier wird in der Regel elektrochemisch poliert.

3.9.4 Neutronenbeugung

Die Eigenspannungsanalyse mittels Neutronenbeugung beruht auf analogen physikalischen Prinzipien wie die röntgenografische Eigenspannungsanalyse, d.h. auf der Messung von Gitterebenenabständen in verschiedenen Richtungen einer Probe. Ersetzt man die Röntgenstrahlung durch die hochenergiereiche Neutronenstrahlung, kann man nicht nur Oberflächenspannungen, sondern auch im Festkörper liegende Spannungsverteilungen vollständig zerstörungsfrei messen. Die relative Eindringtiefe der Neutronenstrahlung steht dabei am Beispiel von Eisen im Verhältnis von 20.000:1 zur Röntgenstrahlung, wodurch die Eindringtiefe mehrere Zentimeter erreichen kann [181]. Dies ist der Hauptvorteil gegenüber der röntgenografischen Eigenspannungsanalyse, da der Tiefenverlauf ohne Präparation gemessen wird. Eine Übersicht über die historische Entwicklung, die Prinzipien, Messinstrumente, Auswertmöglichkeiten und Anwendungen gibt Pintschovius [182]. Aufgrund einer großen Anzahl dokumentierter Validierungsmessungen kann die Methode als zuverlässig betrachtet werden. Röntgenografisch ermittelte Spannungsverteilungen und solche

mit Neutronen ermittelte Daten können nach [182] als nahezu perfekt kompatibel betrachtet werden. Als Folge daraus gelten auch die gleichen wesentlichen Erkenntnisse für die Spannungsanalyse mit Neutronen:

- Messungen können nur an kristallinen bzw. teilkristallinen Festkörpern durchgeführt werden.
- Es werden nur elastische Dehnungen gemessen; d.h. ausgeprägte plastische Dehnungen werden in der Auswertung durch eine Aufweitung der Interferenzlinien sichtbar.
- Sie können für die Last- und Eigenspannungsanalyse angewendet werden.
- Sie sind phasenspezifisch. Sofern eine Phase mit mehr als 10 % Anteil vorhanden ist, können die Spannungskomponenten den einzelnen Phasen zugeordnet werden.
- Sie messen Makro- und Mikroeigenspannungen.

Die Eigenspannungsanalyse mittels Neutronen wird im Allgemeinen nur zur Referenzbildung eingesetzt, da nur wenige Forschungseinrichtungen mit Neutronenquellen ausgestattet sind. Neben der Möglichkeit die Messungen als Dienstleistung zu vergleichsweise hohen Stundensätzen durchzuführen, bieten die großen Neutronenquellen wie beispielsweise an der Forschungsneutronenquelle Heinz Maier-Leibnitz (FRM II) in Garching ein Proposal-System an, bei dem eine Jury die Strahlzeit nach wissenschaftlichen Gesichtspunkten vergibt.

Zur Untersuchung der Prozessketteneinflüsse durch spanende Bearbeitung und gezielte mechanische Randschichtverfestigung wie der Autofrettage eignet sich das Verfahren also explizit. Ausgewählte Untersuchungsergebnisse sind nachstehend zusammengefasst.

Stacey et al. [181] präsentieren zum ersten Mal neutronografische Messungen an autofrettierten und nicht autofrettierten, dickwandigen Hohlzylindern aus einem hochfesten, niedrig-legierten Stahl AISI 4333 M4 und vergleichen diese mit der klassischen Messmethode nach Sachs [159]. Die Hohlzylinder werden dabei zur besseren Vermessung in 5 mm und 10 mm dicke Ringe präpariert. Der Autofrettage-Grad beträgt dabei durch den verwendeten Autofrettage-Druck von 6.620 bar ca. 40 %. Um durch die Sachs-Methode die Eigenspannungen über die ganze Wandstärke des Hohlzylinders zu messen, wird sie einmal in der ausbohrenden Variante von innen und der abdrehenden Variante von außen angewendet. Ihre Ergebnisse bestätigen die Anwendbarkeit der Eigenspannungsanalyse mit Neutronen zur zerstörungsfreien Messung des gesamten Tiefenverlaufs über die Wandstärke des Hohlzylinders. Interessant ist dabei auch der Vergleich der gemessenen Umfangseigenspannungen mit den theoretisch - unter Annahme eines elastisch, ideal-plastischen Werkstoffverhaltens - zu erwartenden Umfangseigenspannungen. Der teilweise noch heute verwendete idealisierte Ansatz aus der Druckbehältertheorie überschätzt dabei die Umfangseigenspannungen an der Bohrung um einen Faktor 2. Grund hierfür ist die Nicht-Berücksichtigung des Bauschinger-Effekts. Zu bemerken ist hier auch, dass der gewählte Autofrettage-Grad wahrscheinlich unter dem zur Ausbildung einer

Rückplastizierung notwendigen Druck liegt. Für höhere Autofrettage-Grade berichten Parker et al. [89] von einer signifikanten Abweichung der Sachs-Messwerte aufgrund der erneuten Plastizierung rund um die Innenbohrung. Im Vergleich zur Sachs-Methode ist die Neutronenbeugung nicht von der Restriktion einer axialsymmetrischen Geometrieannahme abhängig und kann somit in beliebig komplexen Bauteilgeometrien eingesetzt werden. Die Empfindlichkeit hängt nach ihren Beobachtungen in erster Linie vom durchstrahlten Volumen, der Neutronenzahl und dem lokalen Spannungsgradienten ab. Sie schätzen die Genauigkeit des gewählten Messaufbaus und für das gewählte Material und Neutronenstrahlung am Institut Laue-Langevin in Grenoble mit +/- 20 MPa ab.

Pintschovius et al. [183] untersuchen autofrettierte, dickwandige Hohlzylinder aus dem hochfesten Werkstoff 30 CrNiMo 8 mit einem Außen- zu Innendurchmesser Verhältnis $K = 3,1$. Die Hohlzylinder werden mit einem Autofrettage-Druck von ca. 10.000 bar autofrettiert und auf eine Länge von 200 mm präpariert. Die Eigenspannungsmessung erfolgt zum einen neutronografisch und zum anderen röntgenografisch nach dem $\sin^2\psi$ -Verfahren an der elektrolytisch präparierten Frontfläche eines 25 mm dicken Stücks des Hohlzylinders, das nach der neutronografischen Vermessung herausgeschnitten wird. Die Genauigkeit des Experiments wird mit +/-20 MPa im Allgemeinen und +/-40 MPa für den gradientenbehafteten Bereich nahe dem Innen- und Außendurchmesser angegeben. Der Vergleich der röntgenografischen und neutronografischen Vermessung zeigt eine sehr gute Übereinstimmung für die wichtigste Spannungskomponente, die Umfangseigenspannung. Auch hier liefert ein Vergleich der experimentell ermittelten mit den theoretisch - unter Annahme eines elastisch, ideal-plastischen Werkstoffverhaltens - zu erwartenden Umfangseigenspannungen eine deutliche Diskrepanz am Innendurchmesser. Dies kann auf die Vernachlässigung des Bauschinger-Effekts durch den theoretischen Ansatz zurückgeführt werden.

Die im Abschnitt der Bohrlochmethode bereits diskutierten Ergebnisse der Untersuchung von Venter [161] bekräftigen die Eignung der neutronografischen Eigenspannungsanalyse für die Messung ausgeprägter Eigenspannungsverteilungen in autofrettierten Hohlzylindern. Die in Folge der Rückplastizierung im oberflächennahen Bereich reduzierten Umfangseigenspannungen werden gut abgebildet. Der Vergleich zu den berechneten Verläufen mit einfachen elastisch, plastischen Materialmodellen mit isotroper bzw. kinematischer Verfestigung zeigt, dass diese einfachen Modelle die Rückplastizierung unterschätzen (kinematisch) bzw. gar nicht erfassen (isotrop). Dies ist eine wichtige Erkenntnis für die spätere Verwendung in der FE-Modellierung. Betrachtet man die Verläufe der Halbwertsbreiten der Interferenzlinien und trägt diese über die Wandstärke des Hohlzylinders auf, lässt sich offenbar ein Rückschluss auf den plastisch verformten Bereich infolge der Autofrettage ziehen. Der so ermittelte elastisch-plastische Übergang deckt sich mit dem durch die elastisch-plastischen Modelle mit isotroper bzw. kinematischer Verfestigung berechneten. Dem entgegen sprechen die Verläufe der Umfangseigenspannungen aus der Neutronenbeugung und Sachs-Messung, die den elastisch-plastischen Übergang bei einem

größeren Radius erwarten. Auch streuen die Werte für die Halbwertsbreite, sodass die unter Zuhilfenahme einer Ausgleichsfunktion ermittelten elastisch-plastischen Übergänge evtl. fehlerbehaftet sind.

Als letztes Beispiel seien die Untersuchungen von Underwood et al. [155] erwähnt. Es werden neutronografische Messergebnisse für verschiedene hochfeste Kanonenrohrstähle vorgestellt. Die untersuchten Hohlzylinder-Scheiben werden dabei zum einen mit der Swage-Autofrettage bearbeitet und zum anderen anschließend noch ein weiteres Mal mit zwei verschiedenen hydraulischen Autofrettage-Drücken beaufschlagt, um zwei finale plastische Dehnungen am Außenradius der Kanonenrohre zu erzielen. Die Messwerte zeigen eine Überschätzung der nach dem klassischen Ansatz berechneten Umfangseigenstressungen [39] im bohrungsnahen Bereich. Der bereits mehrfach erwähnte Einfluss des Bauschinger-Effekts und der Rückplastizierung wird im Messergebnis deutlich sichtbar. Die Autoren modifizieren den klassischen Berechnungsansatz schließlich mit empirisch ermittelten Werkstoffdaten und schaffen so eine gute Übereinstimmung zwischen berechneten und gemessenen Umfangseigenstressungen.

Insgesamt bietet die Eigenstressanalyse mit Neutronenstrahlung eine hervorragende Möglichkeit, ausgeprägte Eigenstressverteilungen über das Bauteilvolumen wirklich zerstörungsfrei zu ermitteln. Aus diesem Grund werden in Kapitel 5.7 Untersuchungen mit dieser Methode zum Nachbearbeitungs- und Präparationseinfluss nach der Autofrettage vorgestellt.

3.9.5 Magnetische Messverfahren

Klassische magnetische Messverfahren zur Bestimmung von Spannungen sind das akustische und magnetische Barkhausenrauschen, die Überlagerungspermeabilität sowie die dynamische Magnetostriktion. Durch eine geeignete Kombination dieser Messmethoden lassen sich quantitativ und zerstörungsfrei Messergebnisse für Eigenstressungen erzielen [184]. Die meisten Anwendungen elektromagnetischer Prüfverfahren ergeben sich aus deren Empfindlichkeit gegenüber der mechanischen Härte und Eigenstressungen. Eine besonders ausgeprägte Spannungsabhängigkeit besitzt das magnetische Barkhausenrauschen. In diesem Prüfverfahren schlägt sich die Veränderung der Domänenstruktur durch Spannungen nieder [185]. Da das magnetische Barkhausenrauschen neben der Spannungsempfindlichkeit auch eine Empfindlichkeit vom Mikrogefüge- und Texturzustand aufweist, setzen leistungsstarke elektromagnetische Prüfgeräte wie das 3MA-Gerät zur Trennung der unterschiedlichen Werkstoffeigenschaften, die sich in den elektromagnetischen Prüfgrößen überlagert abbilden, mehrere elektromagnetische Prüfverfahren ein.

3MA ist die Abkürzung für **M**ikromagnetische **M**ultiparameter **M**ikrostruktur- und **S**pannungs-**A**nalyse. Dabei handelt es sich um ein Verfahren, welches am Fraunhofer Institut für zerstörungsfreie Prüftechnik (IzFP) seit den 80er Jahren stetig weiter entwickelt und den technischen Möglichkeiten angepasst wurde [186, 187]. Das 3MA-Gerät führt derzeit 4 Prüfverfahren (magnetisches Barkhausenrauschen, Oberflächenanalyse, Wirbelstromimpedanzanalyse, Überlagerungspermeabilität) im

Zeitmultiplexverfahren durch, um den Werkstoff umfassend elektromagnetisch zu charakterisieren. Für eine quantitative Eigenspannungsmessung ist eine Kalibrierung mit einem Referenzverfahren (z.B. XRD) mittels Regressionsanalyse oder Mustererkennung erforderlich. Die Kalibrierung erfolgt entweder am Bauteil selbst oder an einem Kalibrierprobensatz [187, 188]. Theiner et al. [189] zeigen am Beispiel von Turbinenblättern die Anwendbarkeit des Verfahrens für die quantitative Härte- und Eigenspannungsmessung nach einer vorherigen Kalibrierung mit konventionellen Härte- und röntgenografischen Eigenspannungsmessungen.

Neben der schnellen und zerstörungsfreien Bestimmung mechanisch / technologischer Kenngrößen bietet das Verfahren eine höhere Eindringtiefe (bis zu einigen Millimetern, abhängig von den gewählten Prüffrequenzen) als beispielsweise XRD. Aktuelle Forschungsarbeiten beschäftigen sich mit einer Vereinfachung der Kalibrierprozedur sowie einer weiteren Miniaturisierung der Sensorik [190, 191]. Das Messverfahren könnte damit zukünftig interessant für Messungen an innenliegenden Stellen in innendruckbeanspruchten Bauteilen werden.

3.9.6 Akustische Resonanzmethode

Den Effekt der Klangveränderung durch eine mechanische Randschichtverfestigung kennen die Menschen schon seit der vorchristlichen Zeit von Instrumenten wie Becken (Zimbeln) oder dem Gong. Eine Veränderung des Eigenspannungszustands muss also zwangsläufig zu einer Veränderung der Klangcharakteristik führen. Das Verfahren der akustischen Resonanzanalyse nutzt diesen Effekt gezielt aus [192]. Durch eine impulsartige Anregung, z.B. durch einen Hammerschlag, schwingt das zu untersuchende Bauteil in charakteristischen Formen und Frequenzen. Eine mechanische Randschichtverfestigung verändert diese charakteristischen Frequenzantworten, wodurch qualitativ - und potentiell auch quantitativ - auf die eingebrachten Eigenspannungen zurückgeschlossen werden kann. In [73] präsentiert der Autor in einer Offenlegungsschrift einen Messaufbau zu gezielter Detektion von Eigenspannungszuständen u.a. nach dem Fertigungsprozess Autofrettage. Die über einen Frequenzgenerator oder mechanisch erzeugten Signale werden in den Prüfling zerstörungsfrei eingekoppelt und über einen dem Prüfling zugeordneten Schwingungsdetektor (Mikrofon oder Körperschallsensor) detektiert. Neben den charakteristischen Eigenfrequenzantworten der untersuchten Prüflinge werden hier auch die Abklingkonstanten der Eigenfrequenzsignale untersucht. Das Verfahren birgt enormes Potential in der zerstörungsfreien Prüftechnik von Eigenspannungszuständen.

3.9.7 Ultraschall-Messverfahren

Bei den Ultraschallverfahren wird der akusto-elastische Effekt ausgenutzt. Last- und Eigenspannungen beeinflussen die elastischen Gittereigenschaften und somit die Ausbreitungsgeschwindigkeit von Schallwellen in kristallinen Festkörpern. Über Schallgeschwindigkeitsmessungen können somit Rückschlüsse auf die vorliegenden Spannungszustände gezogen werden. Zur Analyse der Messdaten werden elastische Konstanten höherer Ordnung des untersuchten Werkstoffs benötigt. Zu berücksichtigen ist auch, dass die Ausbreitungsgeschwindigkeit von Schallwellen auch auf

mikrostruktureller Ebene beeinflusst wird, z.B. Texturen und Gefügegradienten. Diese müssen von den zumeist gesuchten Einflussgrößen auf die Eigenspannungen I. Art separiert werden [13, 193]. Insgesamt gesehen bieten die magnetischen und akustischen, zerstörungsfreien Prüfverfahren großes Potential für die zukünftige Anwendung zur Detektion von Werkstoffveränderungen und im Speziellen von Eigenspannungen.

3.9.8 Einfluss der Präparation auf die gemessenen Eigenspannungen

Bei der Messung von ausgeprägten Eigenspannungsverteilungen in mechanisch randschichtverfestigten, innendruckbeanspruchten Bauteilen treten in der Regel zwei grundsätzliche Probleme auf:

- 1) Die relevanten Messstellen sind nicht direkt zugänglich.
- 2) Zur Ermittlung des Tiefenverlaufs in der Randschicht bedarf es einer verfahrensabhängigen Präparation, die zu weiteren Umlagerungen führt.

Zur Freilegung der Messstelle muss ein innendruckbeanspruchtes Bauteil entlang mindestens einer Bohrung aufgetrennt werden. Dies führt unweigerlich zu einer signifikanten Umlagerung der Eigenspannungsverteilung, die eigentlich gemessen werden soll; schließlich ist dies auch explizit das Messprinzip der mechanischen Messverfahren wie dem Zerlegeverfahren [158]. Während dies bei einem Zylinder zumindest noch prinzipiell analytisch nachvollziehbar ist, ist die Umverteilung der Eigenspannungen bei komplexeren Geometrien mit innenliegenden Bohrungsverschneidungen, wie sie in der Hochdrucktechnik üblich sind, nur noch numerisch berechenbar. Die Ermittlung eines Tiefenverlaufs erfolgt entweder durch ein inkrementelles Bohren wie bei der Bohrlochmethode (s. vorherige Ausführungen dazu) oder durch ein schichtweises, meist elektrochemisches und damit mechanisch kräfteutrales Abtragen wie im Falle der XRD. Letzteres ist mittlerweile ein fest etabliertes Verfahren, bedarf aber einiger Erfahrung des Anwenders [194]. Schon früh wurden analytische Lösungsvorschläge für die Berechnung des Eigenspannungsanteils, der durch den Materialabtrag „verloren geht“ bzw. umgelagert wird, vorgestellt. Moore und Evans [195] stellen 1958 einen Lösungsansatz für einfache Geometrien wie Hohlzylinder vor, bei denen die Spannungsverteilung als rotationssymmetrisch angenommen werden kann. Weitere Berechnungsmöglichkeiten sind in Kapitel 2.153f-g von Hauk [174] zusammengestellt. Komplexe Geometrien hingegen lassen sich damit nicht erfassen, weshalb eine numerische Betrachtung in jedem Fall zielführend ist [176]. Einige Arbeiten beschäftigen sich mit diesem Problem im Kontext des Fertigungsverfahrens Autofrettage.

Diemar et al. [36] zeigen am Beispiel autofrettierter und einsetzgehärteter Proben des Werkstoffs 18 CrNiMo 7-6 mit 45° bzw. 90° Bohrungsverschneidungen den deutlichen Effekt des Auftrennens entlang der Bohrungsachsen auf die resultierende Eigenspannungsverteilung. Das für die Simulation verwendete Materialmodell berücksichtigt dabei den Bauschinger-Effekt durch ein eigens entwickeltes Plastizitätsmodell unter Berücksichtigung der isotropen sowie kinematischen Verfestigung. Bei der Auswertung der Umfangseigenspannungen entlang der Bohrungsachsen und

Winkelhalbierenden beider Probengeometrien können teilweise Umlagerungsbeträge von bis zu 1.700 MPa an der Oberfläche und in abnehmendem Betrag auch über die Tiefenverteilung beobachtet werden. Dies führt dazu, dass an der Oberfläche statt der erwarteten hohen Druckeigenstressungen sogar Zugeigenstressungen ermittelt werden. Die Winkelhalbierende reagiert dabei deutlich empfindlicher auf das Auftreten als die betrachtete Bohrungsachse, was mit der deutlich höheren plastischen Verformung infolge der höheren Spannungskonzentration beim Autofrettieren zu erklären ist.

Lechmann [42] berichtet in seiner Arbeit von vergleichbaren Ergebnissen für Rail-Dummies (zur Nachbildung komplexer Druckspeicherrohre des Common-Rail Systems von Bosch) aus dem Werkstoff 38 MnVS 6. Sein FE-Modell berücksichtigt den Bauschinger Effekt für verschiedene plastische Vordehnungen mithilfe eines erweiterten Werkstoffgesetzes nach Armstrong-Frederick-Laboche. Er stellt fest, dass die wesentlichen Umlagerungen im oberflächennahen Bereich stattfinden, in dem ausgeprägte Druckeigenstressungen infolge der Autofrettage vorliegen. Dies führt sogar dazu, dass die nach Zerspanung und vor Autofrettage durchgeführten XRD-Messungen an der Oberfläche betragsmäßig höhere Druckeigenstressungen ergeben als die XRD-Messergebnisse nach Autofrettage. Er untersucht zusätzlich den Einfluss des elektrochemischen Polierens auf die XRD-Messergebnisse unter Verwendung eines aufwändig zurückgerechneten FE-Modells. Mithilfe von Kunstharzabdrücken wird jeder Politurschritt abgeformt und anschließend dreidimensional vermessen. Die Geometriedaten halten dann Einzug in die FE-Software und dienen zur Definition des zu eliminierenden Elementbereichs zur Simulation des Abtrags. Dadurch ermittelt er einen zunehmenden Einfluss des Materialabtrags mit zunehmender Abtragtiefe, was die Feststellungen in [176] stützt. Zusammenfassend wird festgestellt, dass für die betrachtete Geometrie keine quantitative Aussage über das Eigenstressungsfeld im Umfeld der Bohrungsverschneidung auf Basis der experimentellen XRD-Ergebnisse möglich ist. Es wird ein hybrider Ansatz aus Messung und zugehöriger FE-Modellierung empfohlen.

Der Autor berichtet in [74] von vergleichbaren Resultaten für einen Verteilerblock aus X2 CrNiMo 17-12-2 mit innenliegender, T-förmiger Bohrungsverschneidung in Bezug auf Auftrennen und elektrochemisches Polieren. Die Ergebnisse sind in Kapitel 6.7 im Detail vorgestellt. In [170] und [171] werden das Auftrennen eines dickwandigen Hohlzylinders aus 42 CrMoS 4 simuliert und zusätzlich die Empfindlichkeit in Abhängigkeit des applizierten Autofrettage-Drucks sowie der Schnittposition entlang der Bohrungsachse. Das Vorgehen und die erzielten Resultate werden in Kapitel 5.6 vorgestellt.

Abschließend sei die Arbeit von Thumser [44] erwähnt. Für die aus [35, 36] bereits bekannte Geometrie mit 90°-Bohrungsverschneidung und dem Werkstoff 42 CrMoS 4 wendet er ein FE-Modell mit bi-linearer kinematischer Verfestigung zur ersten Näherung des Bauschinger-Effekts an, dessen Abaqus-Quellcode auch dokumentiert ist. Für den von ihm betrachteten Fall der Halbierung der Geometrie mit mittigem Schnitt durch eine der Hauptbohrungen stellt er eine sehr geringe Beein-

flussung des Eigenspannungstiefenverlaufs entlang des gewählten Auswertepfads in der zweiten Hauptbohrung fest. An der Kerbe, also der Bohrungsverschneidung, geht er sogar von einer vernachlässigbar geringen Umlagerung aus. Die durchgeführten XRD-Messungen liefern an den gewählten Messstellen eine akzeptable Übereinstimmung, der erste Messpunkt liegt allerdings mit 2 mm schon recht weit entfernt von der Kerbe. Diemar et al. [36] finden bei der fast gleichen Geometrie durchaus eine Beeinflussung. Es muss allerdings angemerkt werden, dass hier ein komplexeres Werkstoffmodell berücksichtigt wurde und die nicht aufgeschnittene Bohrung einen kleineren Durchmesser aufweist. Dies spricht für Veränderungen des Verhaltens schon bei vergleichsweise geringer Geometrieanpassung.

4 Werkstoffanalyse und Beschreibung

4.1 Betrachtete Werkstoffe

Generell lässt sich die Eignung der Werkstoffe für die Autofrettage grob anhand eines Diagramms abschätzen, bei dem die Zugfestigkeit über die Gleichmaßdehnung aufgetragen wird. Optimal sind Stähle mit hoher Streckgrenze bzw. Zugfestigkeit, da sie entsprechend hohe Eigenspannungsbeträge ausbilden können. Gleichzeitig ist eine hohe Duktilität von Vorteil, da zu spröde Werkstoffe während der Autofrettage zum Bersten neigen. In Abbildung 4-1 ist das Zugfestigkeit-Gleichmaßdehnungs-Diagramm dargestellt, das die relevanten Konstruktionsbereiche zuordnet.

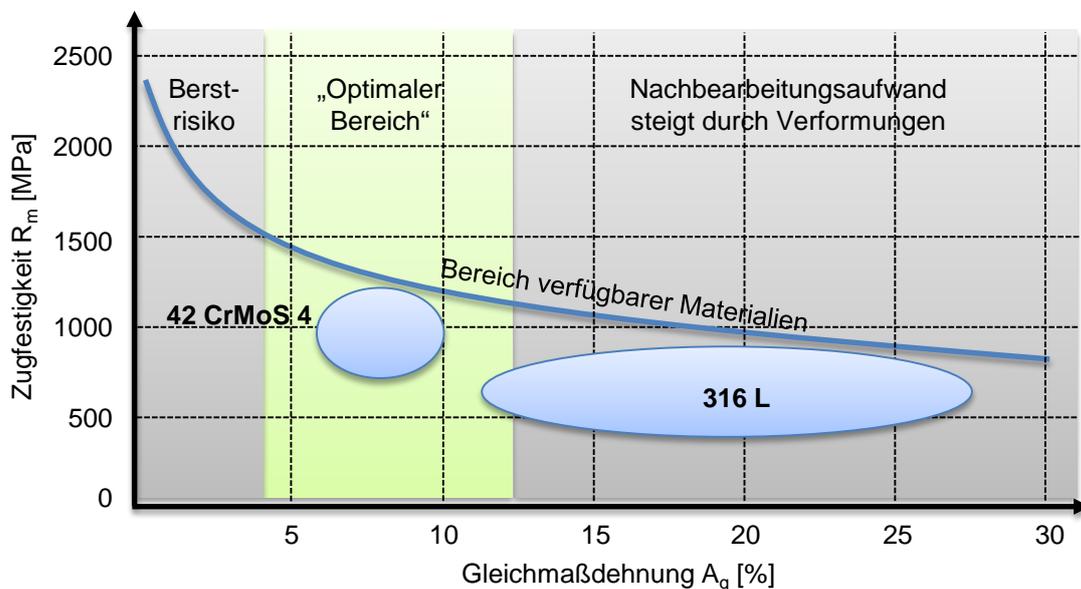


Abbildung 4-1: Zugfestigkeit vs. Gleichmaßdehnung, Einordnung der betrachteten Werkstoffe mit Hinblick auf ihre Eignung für die hydraulische Autofrettage

In dieser Arbeit werden zwei Werkstoffe betrachtet, die zur Konstruktion von innen-druckbelasteten Bauteilen häufig zur Anwendung kommen und über deren Verhalten in Bezug auf Eigenspannungsentstehung Literatur vorhanden ist [22, 34-36]. Der Chrom-Molybdän-legierte ferritische Vergütungsstahl 42 CrMoS 4 (AISI 4140) mit einer Zugfestigkeit von 900 – 1200 N/mm² und definiertem Schwefelanteil zur Verbesserung der Zerspannungseigenschaften wird vor allem im Automobil- und Flugzeugbau verwendet für Bauteile, die hohe Zähigkeit erfordern, z.B. Dieseleinspritzkomponenten. Dieser Stahl wurde in zwei Chargen beschafft, die mit „Charge 1“ und „Charge 2“ bezeichnet sind. Die Kombination aus hoher Festigkeit und Duktilität macht ihn für Hochdruckanwendungen interessant. Der hochlegierte, korrosions- und säurebeständige austenitische Edelstahl X2 CrNiMo 17-12-2 (AISI 316 L) erreicht Zugfestigkeiten von bis zu 900 MPa und zeichnet sich durch eine ausgeprägte Duktilität bis weit über 20 % Gleichmaßdehnung aus. Er wird vor allem in der Chemietechnik eingesetzt.

4.2 Werkstoffeigenschaften

4.2.1 Chemische Analyse

Die aus den jeweiligen Prüfzertifikaten gewonnenen Ergebnisse aus der chemischen Analyse sind in im Anhang B in Tabelle B 1 dargestellt. Der Vergütungsstahl 42 CrMoS 4 weist geringfügige Unterschiede in der Zusammensetzung zwischen Charge 1 und Charge 2 auf.

4.2.2 Gefügeuntersuchung

Die Gefügeanteile der Werkstoffe und deren Orientierung im Längs- und Querschliff geben Hinweise für die Interpretation der späteren Eigenspannungsergebnisse, da mögliche Texturen zu Abweichungen der Gitterdehnungen über $\sin^2\Psi$ führen und somit zu einer Beeinflussung der XRD-Messung. Die Gefügeuntersuchungen wurden in der Mitte und am Rand durchgeführt, um Informationen bezüglich der Homogenität des Gefüges über die Werkstoffprobe zu erhalten. Dies ist bei der Interpretation der Versuchsergebnisse aus den einachsigen Zug- und Zug-Druckversuch interessant, da beispielsweise eine Anhäufung von weichen Karbidzeilen an der Stelle der Zugprobenentnahme einen Einfluss auf die Festigkeit und Duktilität haben kann. In Abbildung 4-2 sind die jeweiligen Längs- und Querschliffe in der Mitte und am Rand für die beiden Chargen des Vergütungsstahls 42 CrMoS 4 gezeigt. Als Ausgangsmaterial wurde hier ein Stabmaterial verwendet. Als Ätzmittel wurde alkoholische Salpetersäure verwendet.

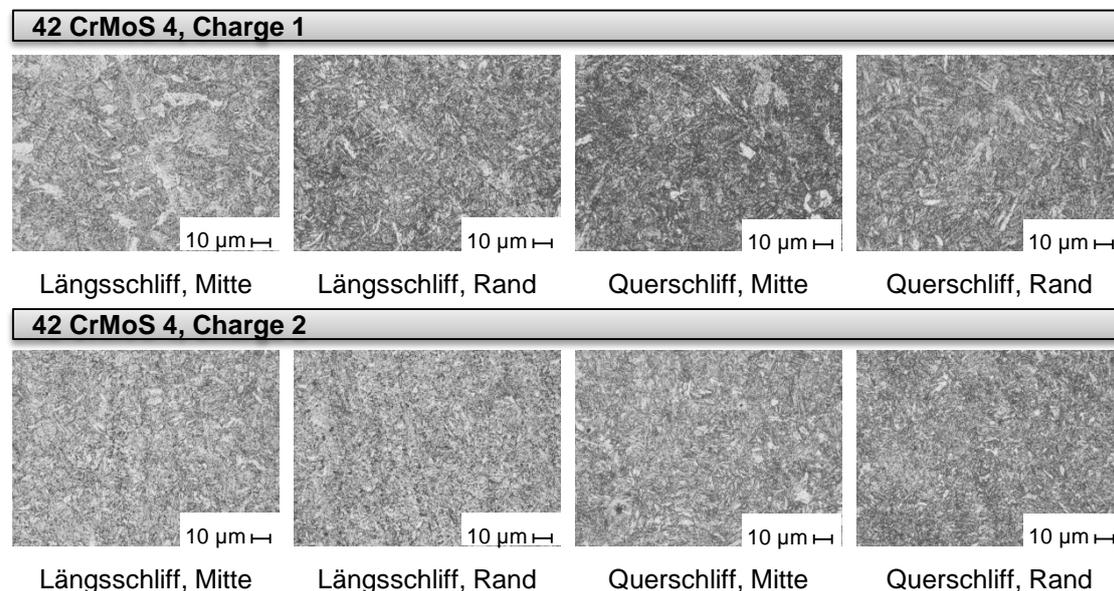


Abbildung 4-2: Gefüge des Vergütungsstahls 42 CrMoS 4 im Längs- und Querschliff

Das Vergütungsgefüge (angelassener Martensit) des 42 CrMoS 4 besteht aus Ferrit und darin verteilten Karbiden. Eine signifikante Richtungsabhängigkeit ist im Längs- und Querschliff nicht zu erkennen. Das Vergütungsgefüge der zweiten Charge ist etwas feinkörniger ausgebildet.

In Abbildung 4-3 sind die jeweiligen Längs- und Querschliffe in der Mitte und am Rand für den korrosions- und säurebeständigen Stahl X2 CrNiMo 17-12-2 gezeigt. Als Ausgangsmaterial wurde hier ein Stabmaterial verwendet. Als Ätzmittel wurde Königswasser bzw. V2A-Beize sowie Murakami verwendet, mit dem Karbide sichtbar gemacht werden können.

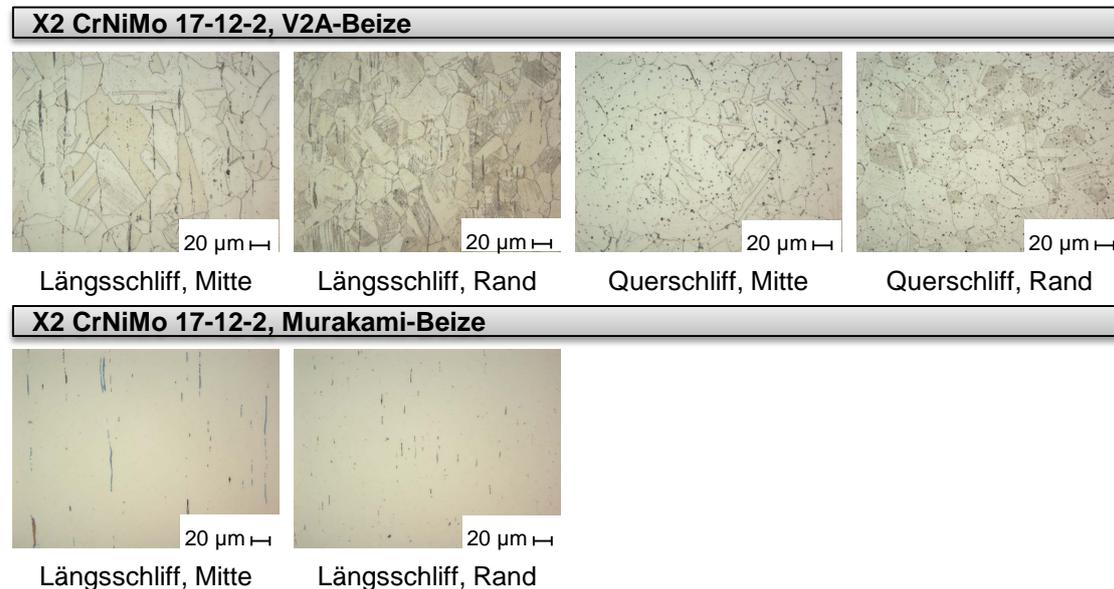


Abbildung 4-3: Gefüge des X2 CrNiMo 17-12-2 im Länge- und Querschliff. Quelle: Steinbeis Forschungszentrum Material Engineering Center Saarland (MECS).

Das hauptsächlich austenitische Gefüge zeigt eine deutliche Richtungsabhängigkeit. Im Längsschliff sind größere und länglichere Körner zu erkennen als im Querschliff. Die im Längsschliff dunkel erscheinenden, nadelförmigen Strukturen sind im Querschliff als Punkte zu erkennen, was auf weichere Gefügebestandteile wie Karbide und Delta-Ferrit hinweist. Zudem scheinen die Körner im Randbereich tendenziell kleiner zu sein als in der Mitte der Probe, was mit der Wärmebehandlung zusammenhängen kann. Die Präparation mit der Murakami Beize ermöglicht eine Unterscheidung der weicheren Gefügebestandteile. Die bläulich erscheinenden Nadeln im Längsschliff weisen Delta-Ferrit nach, die eher bräunlichen Chromkarbide wie $(Cr,Fe)_7C_3$ [196]. Die nachweisbare Textur ist zu berücksichtigen bei der Auswertung der Eigenspannungsmessungen. Eine Entnahme der Zug- und Zug-Druckproben in Längsrichtung lässt etwas geringere Festigkeitswerte erwarten als eine Entnahme in Querrichtung.

4.2.3 Phasenanalyse

Die Phasenanalyse wird an den Werkstoffen 42 CrMoS 4 Charge 1 und X2 CrNiMo 17-12-2 anhand eines röntgenografischen Phasenscans durchgeführt. Die typischen Interferenzlinien der charakteristischen Gitterebenen werden dabei über dem Winkel 2θ des Ψ -Goniometers [177] auf der x-Achse aufgetragen, während die Intensität in Zählrate pro Sekunde (counts per second) auf der y-Achse aufgetragen wird. Dadurch lassen sich die Hauptphasenzusammensetzung des Gefüges

sowie die richtigen Gitterebenen für die eigentliche Eigenspannungsauswertung ermitteln. In Abbildung 4-4 sind die jeweiligen Phasenscans der beiden untersuchten Werkstoffe gezeigt. Die Phasenanalyse wurde am Labor für Werkstoffkunde der FH Kaiserslautern bei Prof. Hoffmann durchgeführt [197].

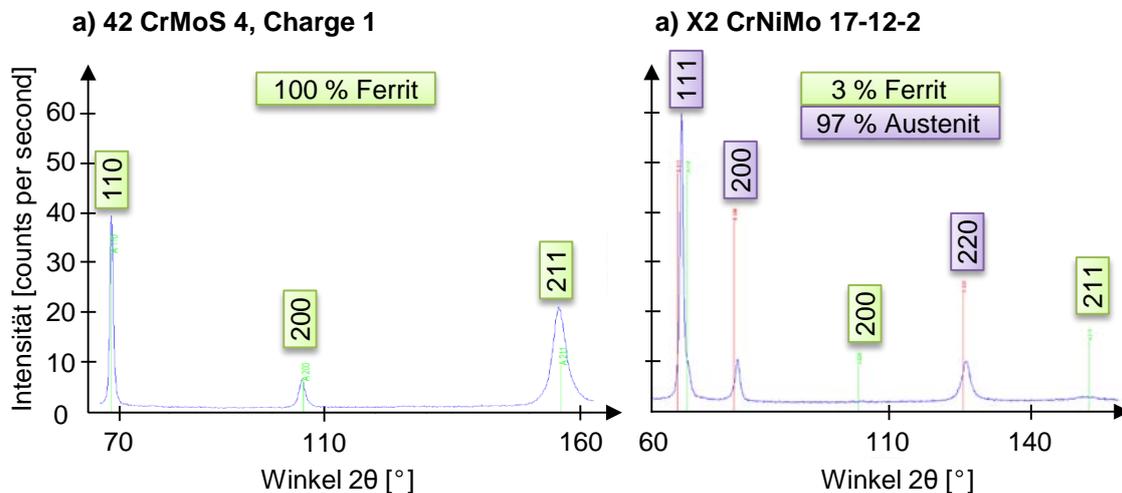


Abbildung 4-4: Röntgenografische Phasenanalyse: a) 42 CrMoS 4, Charge 1; b) X2 CrNiMo 17-12-2.

Der Vergütungsstahl zeigt die für Ferrit charakteristischen Interferenzlinien an den Gitternetzebenen $\{110\}$, $\{200\}$ und $\{211\}$. Für die spätere Eigenspannungsanalyse wird die $\{211\}$ -Gitternetzebene bei einem 2θ -Winkel von $156,08^\circ$ verwendet. Der Edelstahl X2 CrNiMo 17-12-2 zeigt die für Austenit typischen Interferenzlinien an den Gitternetzebenen $\{111\}$, $\{200\}$ und $\{220\}$ sowie einen kleinen Peak bei der $\{211\}$ -Gitternetzebene des Ferrit. Aus der quantitativen Analyse ergibt sich eine Zusammensetzung von 97 % Austenit und 3 % Ferrit. Die Eigenspannungsanalyse wird an der $\{220\}$ -Gitternetzebene der austenitischen Phase bei einem 2θ -Winkel von $128,78^\circ$ durchgeführt.

4.3 Einachsige Zugversuche nach DIN EN 10002

Die Zugversuche wurden nach DIN EN 10002 [77] im Labor für Werkstoffprüfung der Hochschule für Technik und Wirtschaft des Saarlandes (HTW) durchgeführt. Alle Proben wurden in der Werkstatt des Lehrstuhls für Fertigungstechnik der Universität des Saarlandes angefertigt.

4.3.1 Geometrie und Herstellung der Zugproben

Die Zugproben sind nach DIN 50125 [78] als Rundproben ausgeführt. Die Fertigungszeichnung findet sich zusammen mit Bildern der fertigen Zugproben in Anhang B als Abbildung B 1. Pro Material werden jeweils 3 Zugproben in Längsrichtung aus der Mitte des Ausgangswerkstoffs angefertigt und untersucht. Für die zweite Charge des Vergütungsstahls 42 CrMoS 4 wurden verkürzte Zug-Druckproben verwendet, um bei der späteren Lastumkehr im Zug-Druckversuch ein Ausknicken zu vermeiden. Die Fertigungszeichnung sowie Bilder der gefertigten Zug-Druckproben sind in Anhang B in Abbildung B2 dargestellt.

4.3.2 Versuchsdurchführung

Zur Durchführung des Zugversuchs wird eine ZWICK-Standprüfmaschine Z250 RED verwendet, die eine maximale Prüfkraft von 250 kN einachsig in Zug oder Druck aufbringen kann. Die an den Zugprobenköpfen angebrachten Gewinde werden jeweils mit einem Adapterstück verschraubt, welche an einen Kraftaufnehmer des Typs X-Force P befestigt sind. Zur Dehnungsmessung während der Versuchsdurchführung kommen Makro-Längenaufnehmer des Typs Makro 205 zum Einsatz, die in einem Abstand von 50 mm zueinander an die Probe angelegt werden. Der Versuch selbst wird kraft geregelt mit einer Geschwindigkeit von 20 MPa/s durchgeführt. Dies entspricht einer Dehnrates im Fließbereich von 0,0025 1/s. In Abbildung 4-5 sind drei ausgewählte Zugkurven für die drei Werkstoffe dargestellt. In Tabelle 4-1 sind die wichtigsten Kenndaten der Werkstoffe aufgeführt.

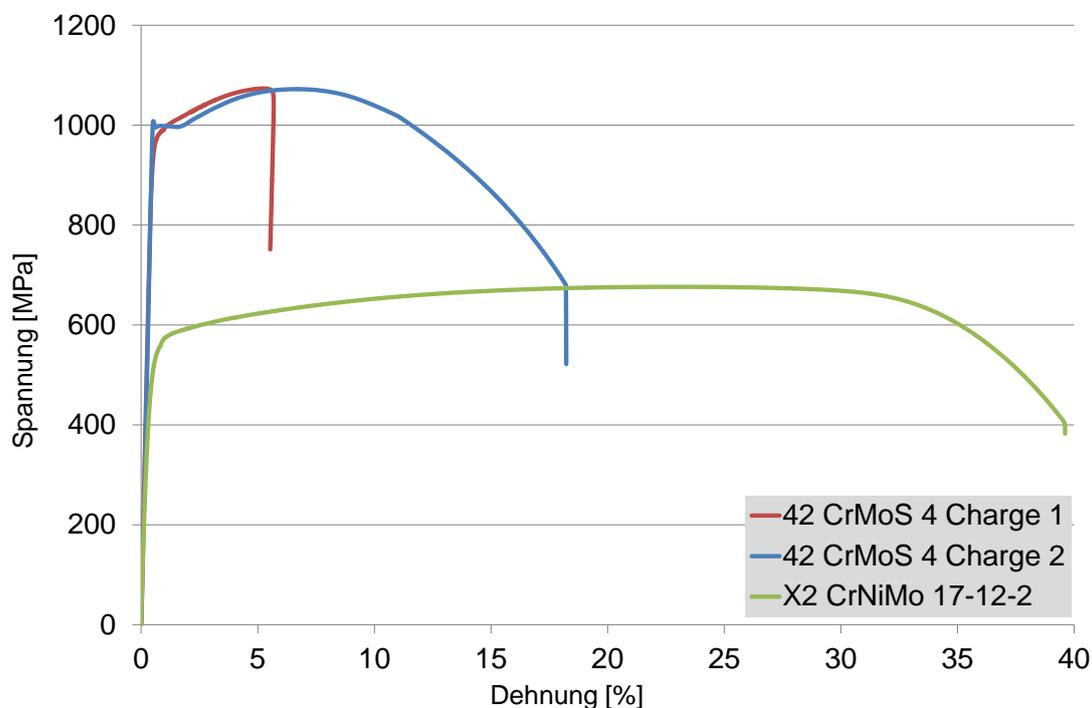


Abbildung 4-5: Zugversuchskurven für die drei betrachteten Werkstoffe

Tabelle 4-1: Gemittelte Kennwerte aus dem einachsigen Zugversuch

Werkstoff	E-Modul [GPa]	R _{p0,2%} [MPa]	R _m [MPa]	A _g [%]	L ₀ [mm]	Z [%]
42 CrMoS 4 Charge 1	211	973	1073	4,72	50	52
42 CrMoS 4 Charge 2	215	1002	1076	6,13	35	67
X2 CrNiMo 17-12-2	173	501	676	22,5	50	72

Die Festigkeitskennwerte variieren nur geringfügig zwischen den beiden Chargen des Vergütungsstahls 42 CrMoS 4. Während Charge 1 einen kontinuierlichen Übergang zwischen elastischem und plastischem Bereich zeigt, bildet Charge 2 einen

leichten Übergangsbereich mit oberer und unterer Streckgrenze ab. Die Gleichmaßdehnung A_g fällt für die zweite Charge etwas größer aus. Die Verfestigung ist sehr flach im Zugbereich, für Dehnungen $< 1,9\%$ kann man fast von einem idealplastischen Verhalten sprechen. Die verkürzten Zug-Druckproben, die für die zweite Charge verwendet wurden, führen im Experiment zu einer deutlich erhöhten Widerstandsfähigkeit nach Überschreiten der Zugfestigkeit und damit dem Beginn der Einschnürung. Der Edelstahl X2CrNiMo 17-12-2 zeigt ebenfalls einen kontinuierlichen Übergang zwischen elastischem und plastischem Bereich und zudem eine deutlich ausgeprägtere Verfestigung. Im Vergleich zum Vergütungsstahl zeigt dieser Stahl eine geringere Festigkeit, dafür aber eine sehr hohe Duktilität.

4.3.3 Charakterisierung des Werkstoffs

Zur Eingabe der Werkstoffdaten in die FE-Software muss die technische Spannungs-Dehnungskurve aus dem Experiment in die wahre Spannungs-Dehnungskurve mithilfe der Gleichung 3-3 und Gleichung 3-4 umgerechnet werden. Dies ist exemplarisch für den Werkstoff 42CrMoS 4 der zweiten Charge in Abbildung B 3 im Anhang B dargestellt. Die wahre Spannung liegt betragsmäßig immer über der technischen Spannung, während die wahre Dehnung immer etwas kleiner ist als die technische Dehnung. Die verwendete FE-Software Abaqus/CAE bietet für die Beschreibung des Werkstoffverhaltens verschiedene elastisch-plastische Werkstoffmodelle an, mit deren Hilfe das wahre Werkstoffverhalten approximiert werden kann. Da der Kern dieser Arbeit auf dem Prozesskettenverhalten liegt und nicht auf der Entwicklung eines detaillierten Werkstoffmodells für die Autofrettage, kommen vergleichsweise einfache Werkstoffmodelle zum Einsatz.

Für die Verformungen infolge der Autofrettage und Abdichtung wird ein elastisch, plastisches Werkstoffmodell mit isotroper Verfestigung gewählt. Für die Berechnung der Eigenspannungen wird ein elastisch, plastisches Werkstoffmodell mit bi-linearer kinematischer Verfestigung gewählt, welches den Bauschinger-Effekt in erster Näherung abbilden kann. Zur Bewertung der Werkstoffmodelle in Abaqus/CAE wird der Zugversuch mithilfe eines 3D-Modells simuliert. Es werden quadratische Elemente 1. Ordnung mit reduzierter Integration vom Typ C3D8R verwendet. Das Modell besteht insgesamt aus 10.080 Elementen. Die Zugprobe wird einseitig fest eingespannt und statisch bis zum Wert der Zugfestigkeit belastet, da die Umrechnung der technischen in die wahren Werte nur bis zur Streckgrenze gültig ist. Die zugehörigen Spannungs- und Dehnungswerte werden in der Mitte der Zugprobe ausgelesen.

Im Anhang B in Abbildung B 4 sind die simulierten Fließkurven für die verschiedenen Werkstoffmodelle im Vergleich zu der realen Fließkurve aus dem Zugversuch dargestellt. Das Werkstoffmodell mit isotroper Verfestigung liegt genau über den experimentellen Werten und bildet somit das Verhalten unter einachsiger Zugbelastung am besten ab. Das linear kinematische Verfestigungsmodell bildet eine Ausgleichsgerade zwischen dem Wert der Streckgrenze und der Zugfestigkeit und nähert die reale Verfestigung an. Demgegenüber kann das idealplastische Modell keine Verfestigung abbilden. Für die Simulation der Autofrettage spielt die Betrachtung des

Bauschinger-Effekts eine entscheidende Rolle. Dessen Ausprägung kann mithilfe eines einachsigen Zug-Druckversuchs untersucht werden, was im folgenden Kapitel getan wird.

4.4 Einachsige Zug-Druckversuche zur Ermittlung des Bauschinger-Effekts

Der einachsige Zug-Druckversuch eignet sich zur Beurteilung des Bauschinger-Effekts [81]. Die Versuche wurden im Labor für Werkstoffprüfung der Hochschule für Technik und Wirtschaft des Saarlandes (HTW) durchgeführt. Alle Proben wurden in der Werkstatt des Lehrstuhls für Fertigungstechnik der Universität des Saarlandes angefertigt.

4.4.1 Geometrie der Zug-Druckproben

Da der einachsige Zug-Druckversuch im Prinzip eine Kombination aus einem einachsigen Zugversuch und einem nachfolgenden einachsigen Druckversuch ist, sollte die Zug-Druckprobe die gleiche Geometrie wie die zuvor verwendete Zugprobe nach DIN 50125 [78] haben. Allerdings tritt in der Versuchsdurchführung das Problem auf, dass die relativ langen Standard-Zugproben nach Lastumkehr vom Zug- in den Druckbereich zum Ausknicken neigen. Aus diesem Grund werden die Zug-Druckproben kürzer ausgeführt, um eine größere Stabilität zu erreichen. Die Proben sind jeweils aus der Mitte in Längsrichtung der Ausgangswerkstoffe entnommen. Die Fertigungszeichnung sowie Bilder der gefertigten Zug-Druckproben sind in Anhang B in Abbildung B-2 dargestellt.

4.4.2 Versuchsdurchführung

Zur Durchführung des Zug-Druckversuchs wird die gleiche Versuchsanlage wie für den Zugversuch verwendet. Exemplarisch wird der Werkstoff 42 CrMoS 4 Charge 2 untersucht. Da der Bauschinger-Effekt abhängig von der plastischen Dehnung im Zugbereich ist, werden insgesamt 11 Zug-Druckproben mit unterschiedlichen plastischen Dehnungen zwischen Fließbeginn und Gleichmaßdehnung untersucht; beide Werte wurden zuvor im einachsigen Zugversuch ermittelt. Zum Erreichen der definierten Dehnung unter Zugbelastung wird die einachsige Zugbelastung dehnungsge-regelt aufgebracht. Nach Erreichen der eingestellten Dehnung wird die Belastung zunächst auf null gesetzt und dann kraftgeregelt im Druckbereich weitergeführt. Da trotz der verkürzten Proben weiterhin die Gefahr des Ausknickens besteht, wird in Abhängigkeit der eingestellten Vordehnung nicht die ganze Hysterese verfahren. In Abbildung 4-6 sind die technischen Spannungs-Dehnungskurven für die jeweiligen Vordehnungen gezeigt. In Anhang B Tabelle B 2 sind die Spannungswerte für das Erreichen des Fließens nach Lastumkehr in Abhängigkeit der Vordehnung wiedergegeben und der zugehörige Bauschinger-Effekt Faktor β berechnet.

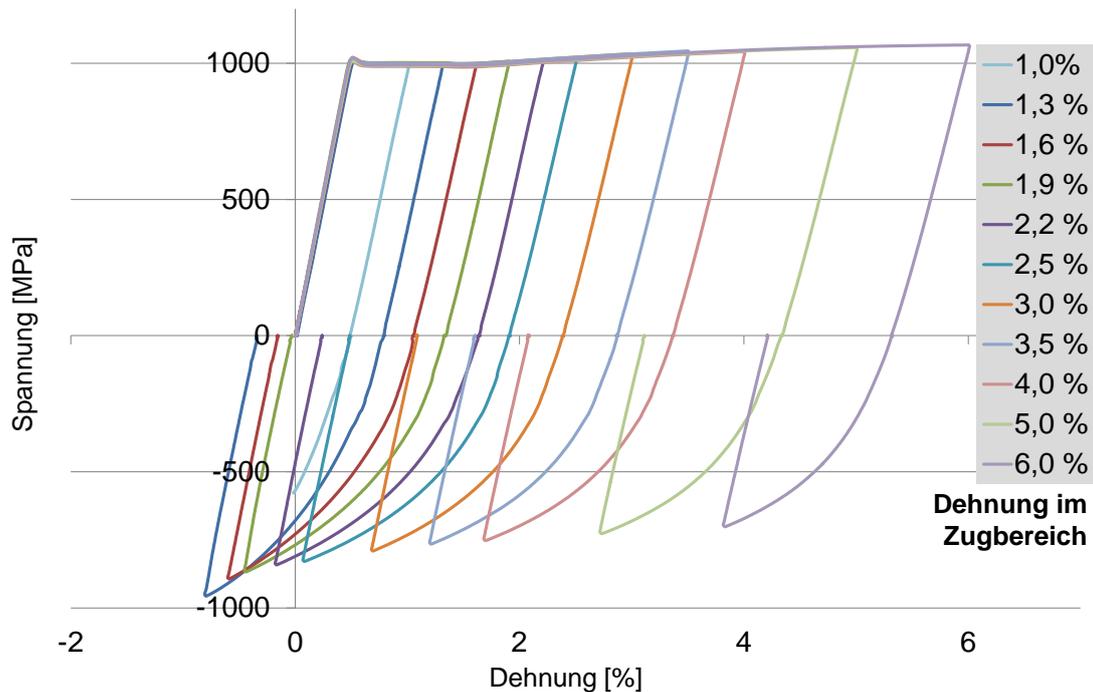


Abbildung 4-6: Spannungs-Dehnungskurven aus dem einachsigen Zug-Druckversuch für verschiedene Vordehnungen im Zugbereich

Der Werkstoff weist einen ausgeprägten Bauschinger-Effekt β auf. Die Abhängigkeit von der plastischen Vordehnung fällt in diesem Fall vergleichsweise gering aus. Der Mittelwert des Bauschinger-Effekt Faktors β ergibt sich zu 0,1 mit einer Standardabweichung von 0,04. Aus den experimentellen Daten lässt sich der Parametersatz für das analytische Modell nach Huang grafisch ableiten [94]. Repräsentativ wird dabei der Datensatz für die Vordehnung von 6 % ausgewertet, um den ganzen Bereich der möglichen Vordehnung abzudecken. In Tabelle 4-2 sind die so ermittelten Parameter des Huang-Modells für die Annahme eines elastisch, plastischen Werkstoffmodells mit bi-linearer Verfestigung sowie einem elastisch, plastischen Werkstoffmodell mit exponentiellem Verfestigungsverlauf in Be- und Entlastung dargestellt. Dies entspricht dem Fall 3 und dem Fall 5 nach Tabelle A-1 in Anhang A.

Tabelle 4-2: Zur Eigenspannungsberechnung grafisch abgeleitete Variablen des Huang-Modells [94]

Fall	A1	A2	A3	A4	B1	B2	Kommentar
3	1005	2230	1130	2230	1	1	Elastisch, plastisch mit bi-linearer Verfestigung
5	1005	-370	-187	-9500	0,7	0,6	Belastung und Entlastung mit exponentiellem Verfestigungsmodell

4.4.3 Charakterisierung des Werkstoffs

Für die Berechnung der Eigenspannungen wird ein elastisch, plastisches Werkstoffmodell mit bi-linearer kinematischer Verfestigung gewählt, welches den Bauschinger-Effekt in erster Näherung abbilden kann. Zur Bewertung des Werkstoffmodells in

Abaqus/CAE wird der Zugversuch mithilfe eines axialsymmetrischen 3D-Modells simuliert. Es werden quadratische Elemente 1. Ordnung mit reduzierter Integration CAX4R verwendet. Die Zugprobe wird einseitig fest eingespannt und die Belastung als Verschiebungs-Randbedingung aufgebracht. Die dafür notwendige Verschiebung für jede Vordehnung zwischen 1 % und 6 % wird aus dem Experiment entnommen. Die zugehörigen Spannungs- und Dehnungswerte werden in der Mitte der Zugprobe ausgelesen. In Abbildung 4-7 sind die simulierten Fließkurven dargestellt.

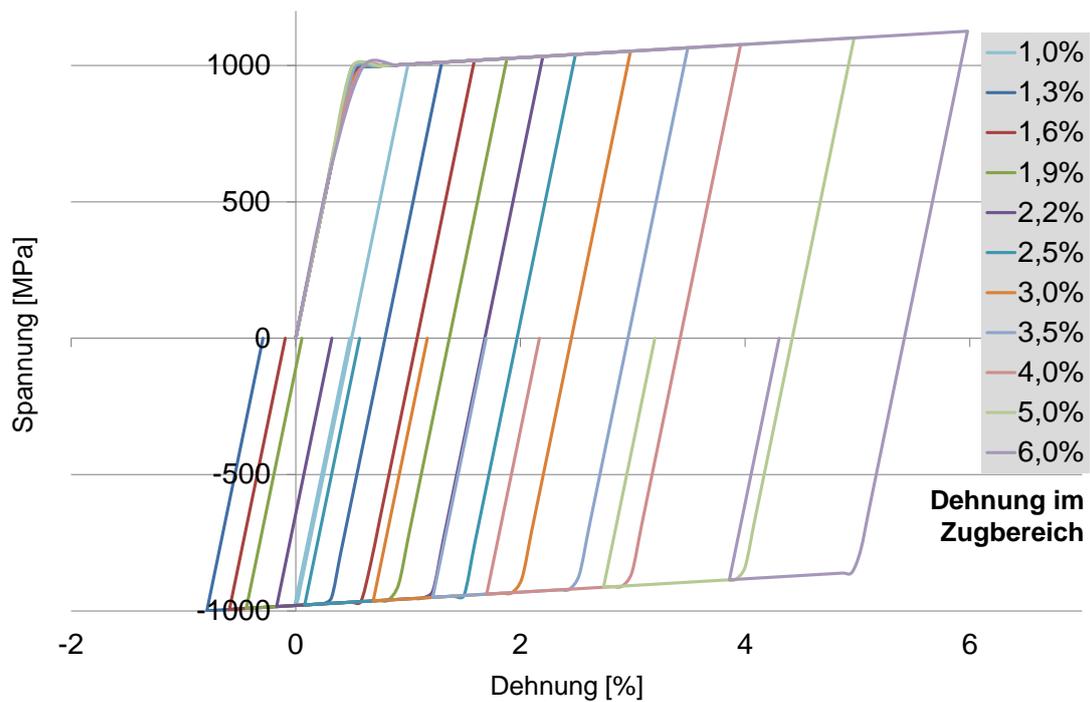


Abbildung 4-7: Simulierte Spannungs-Dehnungskurven für den einachsigen Zug-Druckversuch unter Verwendung bi-linearer kinematischer Verfestigung

Die Näherung mit bi-linearer kinematischer Verfestigung nimmt einen konstanten Bauschinger-Effekt Faktor $\beta = 0,85$ an und unterschätzt damit den realen Einfluss des Bauschinger-Effekts aus dem Experiment. Infolgedessen ist bei der Berechnung der Eigenspannungsverteilung in der Prozesskettenanalyse eine Überschätzung der einbringbaren Druckeigenspannungen zu erwarten.

5 Konzeptentwicklung Teil 1: Prozesskettenanalyse an Hohlzylindern

5.1 Vorbemerkungen

Der dickwandige Hohlzylinder bietet sich als Ausgangs- und Referenzgeometrie für die Prozesskettenanalyse aus vielerlei Hinsicht an:

- Aus der Druckbehältertheorie lassen sich die für die gezielte Einbringung vorteilhafter Druckeigenspannungen notwendigen Innendruckbereiche leicht bestimmen. So lässt sich der notwendige Innendruck zum Einsetzen des plastischen Fließens am Innenradius, p_{iFB} , oder der notwendige Druck zur vollständigen Plastizierung der gesamten Wandstärke, p_{iVPL} , abschätzen [79].
- In der Literatur finden sich zahlreiche Ansätze zur geschlossenen analytischen Bestimmung der Eigenspannungen in Folge des Fertigungsprozesses Autofrettage [34, 84, 94, 198].
- Für die betrachtete Nachbearbeitung durch die Fertigungsverfahren Bohren und Reiben lassen sich handhabbare Analogieversuche zur Bestimmung der Temperatur- und Eigenspannungsentstehung umsetzen.
- Die Rotationssymmetrie erlaubt den Einsatz schneller und einfach zu modifizierender FE-Modelle, die es erlauben, das Spektrum der verfügbaren 2D-, 3D- und axialsymmetrischen Modellansätze und die Leistungsfähigkeit der zugehörigen Elemente und Vernetzungsstrategien in Konvergenzstudien abzuschätzen. Diese Information ist bei der späteren Übertragung der Modelle auf komplexere Geometrien sehr hilfreich.

5.2 Herstellung der Versuchsteile

Zur Prozesskettenanalyse werden 29 Hohlzylinder aus dem Werkstoff 42 CrMoS 4 Charge 1 nach der Fertigungszeichnung in Anhang C Abbildung C 1 angefertigt, die nachfolgend mit H1 – H29 bezeichnet werden. Dazu werden das Stabmaterial zunächst abgelängt und die Stirnflächen dann auf das Endmaß von 150 mm plan gedreht. Im Anschluss wird der Außendurchmesser von 30 mm auf 27 mm abgedreht. Die Bohrung mit dem Innendurchmesser 9 mm wird von zwei Seiten hergestellt. Daraus ergibt sich ein Außen- zu Innendurchmesserverhältnis von $K = 3$. Abschließend wird ein 60°-Konus an den beiden Bohrungsenden jedes Hohlzylinders als Dichtfläche für die spätere Autofrettage hergestellt. Die für das Bohren des Innendurchmessers gewählten Fertigungsparameter und Werkzeuge sind in Tabelle 5-1 dargestellt.

Tabelle 5-1: Fertigungsparameter und Werkzeugdaten für das Bohren

Hohlzylinder	n [1/min.]	v_f [mm/s]	Bohrerlänge [mm]	Bohrergeometrie	Bohrermaterial
H1 – H29	220	1	125	Spiralbohrer	HSS

Nach der Herstellung der Versuchsteile wird zunächst der Ausgangszustand in Bezug auf Oberfläche, Geometrie, Form und Eigenspannungszustand erfasst. Das Vorgehen dazu ist in Abbildung 5-1 dargestellt.

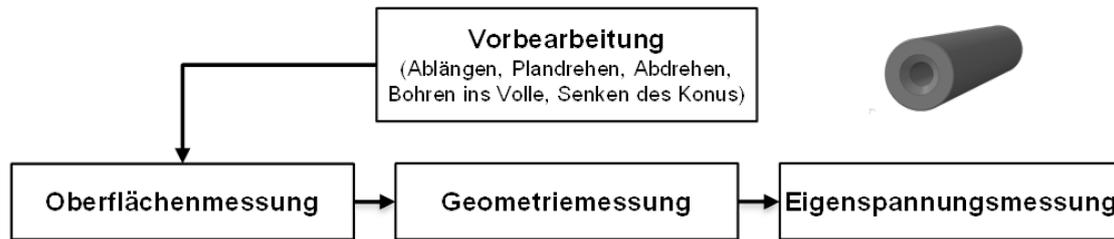


Abbildung 5-1: Prozesskette zur Anfertigung der dickwandigen Hohlzylinder und Erfassung des Ausgangszustands in Bezug auf Oberfläche, Geometrie, Form und Eigenspannungszustand

Da die verwendete Messtechnik für die gesamte Prozesskettenanalyse angewendet wird, werden die eingesetzten Messverfahren und die Messpositionen im Hohlzylinder nachfolgend beschrieben.

5.3 Verwendete Messtechnik

Oberflächenmessung

Die Oberflächenmessungen in den hergestellten Bohrungen werden mit einem taktilen Tastschnittgerät der Firma Mahr durchgeführt. Das MarSurf XR20 erreicht dabei eine Auflösung von $0,076 \mu\text{m}$ im Messbereich zwischen $\pm 25 \mu\text{m}$. Als Oberflächenkennwerte werden der arithmetische Mittenrauwert R_a sowie die mittlere Rautiefe R_z nach DIN EN ISO 4287 [199] ausgewertet. Die Messpositionen sind in Anhang C Abbildung C 3 veranschaulicht.

Messung der Geometriemerkmale

Für die taktile und zerstörungsfreie Vermessung der Geometriemerkmale wird eine ZEISS Prismo 3D-Koordinatenmessmaschine verwendet. Das Gerät erreicht eine Auflösung von $\pm 2 \mu\text{m}$. Die Innen- und Außendurchmesser werden durch Kreis-Scans erfasst, die neben dem Durchmesserwert auch eine Auswertung der Rundheit ermöglichen. In Anhang C Abbildung C 3 sind die Messpositionen dargestellt.

Messung der Eigenspannungen

XRD

Als Messgerät kommt ein Ψ -Diffraktometer der Firma Seifert vom Typ XRD 3000 PTS zu Einsatz. Zur Ermittlung der Eigenspannungs-Tiefenverläufe wird elektrochemisch poliert. Der Aufbau des Diffraktometers entspricht dem Aufbau aus Abbildung 3-18b. Alle Messungen wurden im Labor für Werkstoffkunde der FH Kaiserslautern durchgeführt [197]. Die Messpositionen werden im Folgenden für jeden Prozessschritt eingeführt, da sie sich von Prozessschritt zu Prozessschritt ändern. Es ist zu beachten, dass die XRD-Messungen im Anschluss an die Messungen mit der

Bohrlochmethode gemacht wurden. Aus diesem Grund sind die Messpositionen der XRD-Messung immer in einem Abstand von min. 5 mm von der jeweiligen Bohrung entfernt. In Tabelle 5-2 sind die Messbedingungen dargestellt.

Tabelle 5-2: Messbedingungen zur Eigenspannungsmessung mittels XRD [197]

Eindringtiefe α -Eisen	5,5 μm
Röntgenstrahlung	Cr-K α
Strahldurchmesser in Diffraktometermitte	0,4 mm
Gitternetzebene	{211}
2θ -Winkel	156,084°
Messbereich	$\Theta = 147,5^\circ$ bis $159,4^\circ$
Kippwinkel	$\Psi = 0^\circ$ bis $\pm 45^\circ$
Messzeit	120 s pro Ψ -Winkel
Messrichtung	0° und 180°
Auswertemethode	$\sin^2\Psi$

Bohrlochmethode mit optischer Dehnungsauswertung

Das PRISM®-Messgerät der Firma Stresstech GmbH ermittelt Eigenspannungen durch die Anwendung der Bohrlochmethode in Verbindung mit einer optischen Dehnungsmessung mittels Laser-Interferometrie (ESPI = „Electronic Speckle Pattern Interferometry“). Der Laser erzeugt ein Speckle-Muster um die Bohrung, das vor und nach jedem inkrementellen Bohrschritt von einer Digitalkamera erfasst wird [164]. Die Verzerrungen lassen sich durch den Vergleich der Einzelbilder ermitteln und durch geeignete Methoden in Eigenspannungen umrechnen [162, 163]. Das Verfahren lässt sich somit schneller und einfacher als die konventionelle Messung mittels applizierter Dehnungsmessstreifen anwenden. Die gekrümmte Messfläche auf der Bohrungswand der Hohlzylinder sowie die hohen Druckeigenspannungen stellen die Messtechnik vor eine neue Herausforderung, weshalb im Abschnitt der Ergebnisse besonderer Augenmerk auf die Validierung der Methode gelegt wird. Die Hohlzylinder müssen zur Messung an der Bohrungswand mittig aufgetrennt werden. Um eine bessere Reflektivität zu erzielen, werden die Messteile mit einer weißen Sprühbeschichtung versehen. Alle Messungen wurden in der nordamerikanischen Niederlassung der Stresstech GmbH, American Stress Technologies Inc. in Pittsburgh, Pennsylvania, durchgeführt. In Abbildung 5-2 sind der Messaufbau, die Messparameter sowie die charakteristischen „Fringe-Pattern“ gezeigt. Die „Fringe-Pattern“ selbst werden nicht zur Berechnung der Eigenspannungen herangezogen, sondern vielmehr die zugrundeliegenden Einzelbilder. In der Auswerte-Software dient das „Fringe-Pattern“ dem Benutzer als Live-Bild zur Beurteilung des Messverlaufs. Die Messpositionen werden für jeden Prozessschritt separat eingeführt, da sie sich von Prozessschritt zu Prozessschritt ändern.

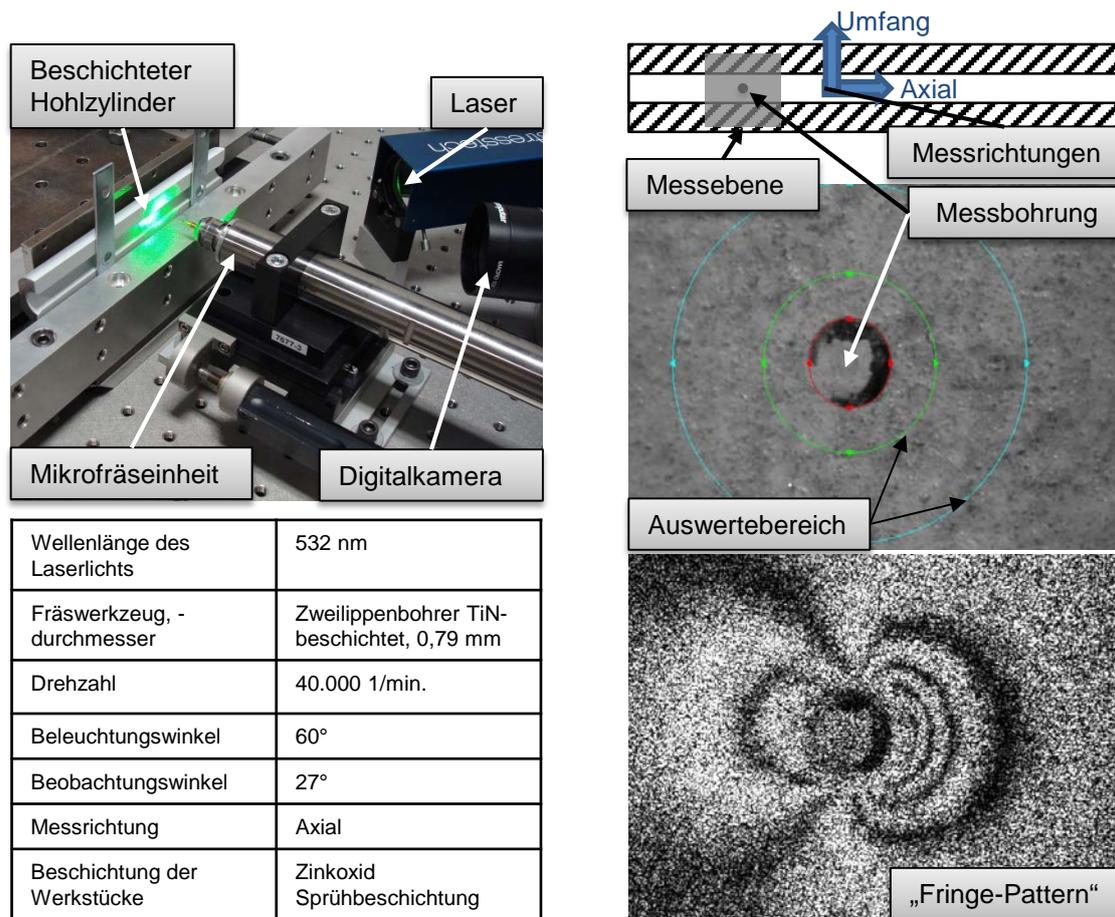


Abbildung 5-2: Messaufbau und Versuchsparemeter für die Eigenspannungsmessung mittels optischer Bohrlochmethode mit dem PRISM-Messgerät; Bildquellen: Stresstech GmbH

5.4 Prozessschritt Autofrettage

5.4.1 Experimentelle Eingangsgrößen

Zur Autofrettage der 29 Hohlzylinder wird eine Autofrettage-Maschine der Firma Maximator mit der Bezeichnung PS 9 eingesetzt, die sowohl statisch als auch proportional bis zu einem Maximaldruck von 15.000 bar abdichten kann. Die Hohlzylinder werden dabei zwischen zwei Dichtelementen mit konusförmiger Abdichtspitze gespannt. Ein Dichtelement ist dabei als Vollmaterial ausgeführt, das andere Dichtelement ist mit einer Bohrung ausgestattet, um das niedrigviskose Medium mit dem Markennamen Maxifluid zuzuführen. In Abbildung 5-3 ist die Dichtpaarung schematisch dargestellt zusammen mit einem Bild des Versuchsaufbaus.

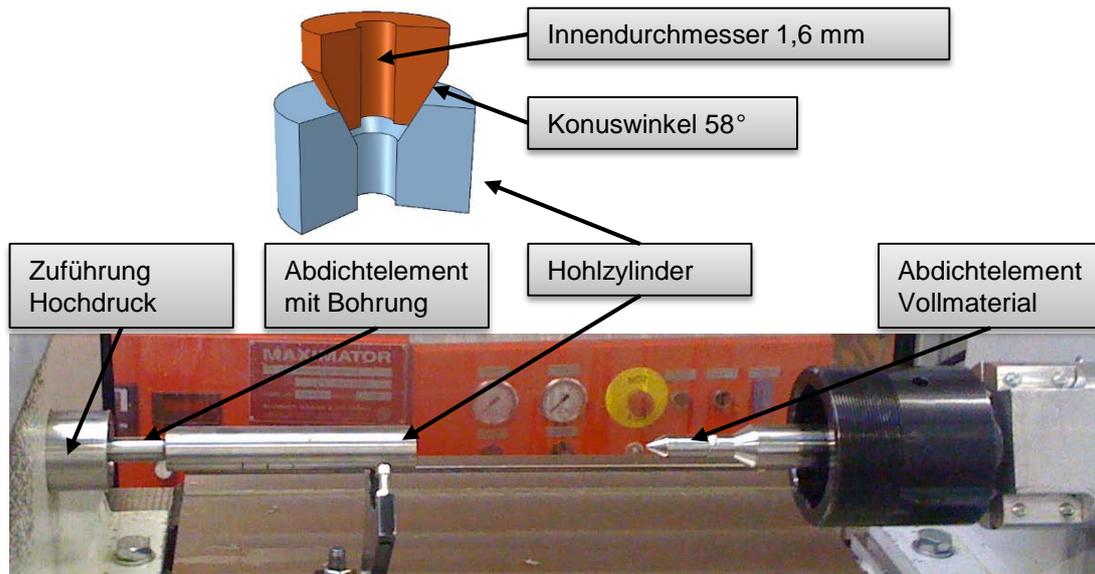


Abbildung 5-3: Schematische Darstellung der Dichtpaarung und Bild des Versuchsaufbaus

Damit ein möglichst großer Bereich an Autofrettage-Drücken für die Auswertung berücksichtigt werden kann, werden Drücke zwischen 5.000 und 9.500 bar angewendet. Zur Referenzbildung verbleiben zwei Bauteile ohne Autofrettage. In Tabelle 5-3 sind die verschiedenen Druckstufen mit den zugehörigen Druckanstiegszeiten, Haltezeiten und Druckabfallzeiten sowie den eingestellten axialen Abdichtkräften und resultierenden axialen Spanndrücken dargestellt.

Tabelle 5-3: Versuchsparameter für die Durchführung der Autofrettage

Autofrettage-Druck [bar]	Druckanstiegszeit [s]	Druckhaltezeit [s]	Druckabfallzeit [s]	Axiale Abdichtkraft [kN]	Axialer Spanndruck [bar]
5.000	10	14	19	42,726	85
5.500	10,5	14,5	20	45,239	90
6.000	11	15	21	52,779	105
6.500	11,5	15,5	22	57,805	115
7.000	12	16	23	62,832	125
7.500	12,5	16,5	24	67,858	135
8.000	13	17	25	72,885	145
8.500	13,5	17,5	26	75,398	150
9.000	14	18	27	77,911	155
9.500	14,5	18,5	28	81,933	163

Der minimale Druck zum Einsetzen des plastischen Fließens am Innendurchmesser der Hohlzylinder lässt sich dabei nach Gleichung 3-14 zu $p_{iFB} = 4.993$ bar berechnen, die vollplastische Grenzlaster nach Gleichung 3-15 zu $p_{iVPL} = 12.343$ bar. Zur Berech-

nung des optimalen Autofrettage-Drucks, der zwischen diesen beiden Drücken liegt, muss jeweils der spätere Betriebsdruck bekannt sein, weshalb an dieser Stelle auf die Berechnung verzichtet wird. Kapitel 7.1 zeigt dazu ein Fallbeispiel.

5.4.2 Finite-Elemente-Modelle

Zur Simulation der Verformungen und Eigenspannungen durch den Fertigungsprozess Autofrettage kommen verschiedene Modellierungsansätze und Werkstoffmodelle in Abaqus/CAE zum Einsatz, die im Folgenden getrennt vorgestellt werden. Als Solver kommt der implizite Solver Abaqus/Standard zum Einsatz.

Verformungen: Aufweitung des Bohrungsdurchmessers

Zur Simulation der Verformungen nach Autofrettage wird ein elastisch, plastisches Werkstoffmodell mit isotroper Verfestigung verwendet. Die Eingabedaten für das Abaqus-Werkstoffmodell finden sich in Abbildung C 4 in Anhang C. Zur Optimierung der Rechenzeit kommt ein axialsymmetrisches Modell zur Anwendung mit quadratischen Elementen erster Ordnung und reduzierter Integration vom Typ CAX4R. Die Kantenlänge beträgt 0,1 mm, wodurch sich 90 Elemente über die Wandstärke ergeben. Der Hohlzylinder wird in erster Näherung als homogen über die Länge definiert, was durch die Randbedingung eines ebenen Dehnungszustands realisiert wird. Die Netzdicke wurde zuvor in einer Konvergenzstudie validiert [127]. Die Abdichtelemente werden als Starrkörper definiert, die keine Dehnungen aufnehmen können. Der Autofrettage-Druck wird als mechanische Drucklast auf die Innenseite der Bohrung und der Abdichtelemente aufgebracht. Die Verformung am Innen- und Außendurchmesser wird an den jeweiligen innen und außen liegenden Knoten ausgewertet. Die Randbedingungen, Lastaufbringung und Messpositionen sind in Abbildung 5-4 dargestellt. Die Thematik Verformungen durch die metallische Abdichtung während des Autofrettage-Vorgangs wird in dieser Arbeit nicht detailliert betrachtet.

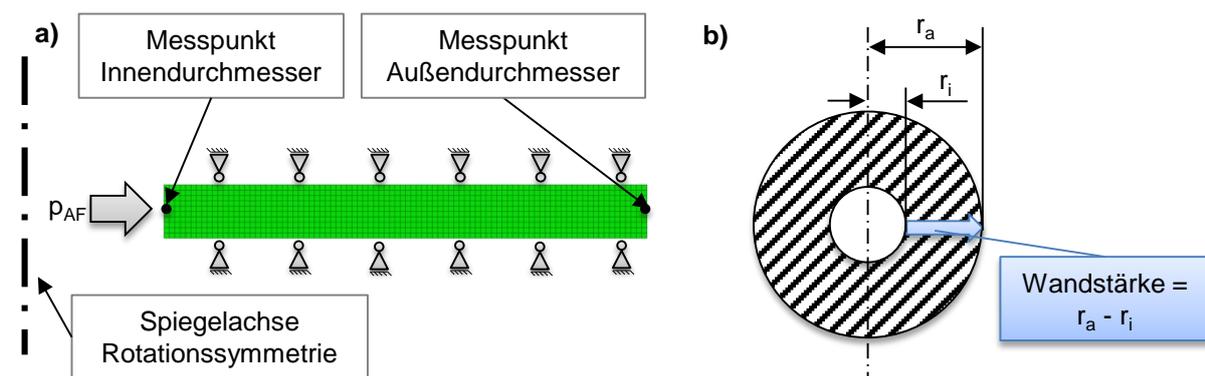


Abbildung 5-4: Randbedingungen, Lastaufbringung und Messpositionen des axialsymmetrischen Modells für die Auswertung der Aufweitung beim Autofrettieren

Eigenspannungen: Berechnung über die Wandstärke des Hohlzylinders

Zur Berechnung der Eigenspannungen nach dem Fertigungsschritt Autofrettage kommt das Modell aus Abbildung 5-4a zum Einsatz, das auch für die Verformungen

verwendet wird. Im Unterschied zu diesem Modell wird das Werkstoffverhalten als elastisch, plastisch mit bi-linearer kinematischer Verfestigung definiert. Die Eingabedaten für das Abaqus-Werkstoffmodell finden sich in Abbildung C 4 in Anhang C. Die Eigenspannungen werden über die gesamte Wandstärke des Hohlzylinders ausgewertet. Der Begriff Wandstärke ist dazu in Abbildung 5-4b explizit erklärt, da er für alle weiteren Auswertungen am Hohlzylinder verwendet wird.

5.4.3 Ausgangsgröße Verformungen

In Abbildung 5-5 sind die Aufweitungen des Innen- und Außendurchmessers für die verschiedenen Messstellen in Abhängigkeit des Autofrettage-Drucks aufgetragen. Die Aufweitung berechnet sich als Differenz der Durchmesser vor Autofrettage zu denen nach Autofrettage. Die Ergebnisse aus Experiment und Finite-Elemente-Analyse sind jeweils gegenübergestellt. In Abbildung 5-6 ist die Veränderung der Rundheit nach DIN EN ISO 1101 [200] über den Autofrettage-Druck aufgetragen. Hier gilt es zu beachten, dass beide Diagramme den Autofrettage-Druck als x-Achse verwenden, wengleich die Bauteile vor Autofrettage natürlich noch nicht autofrettet wurden. Sowohl bei der Aufweitung wie bei den Rundheiten wurden die beiden äußersten Messpositionen im Experiment nicht berücksichtigt, da hier Beeinflussungen durch die metallische Abdichtung keinen Rückschluss auf die Aufweitung infolge des Autofrettage-Drucks zulassen. Die Anzahl der zur Verfügung stehenden Bauteile für jede Autofrettage-Stufe ist in Anhang C Tabelle C 1 dargestellt.

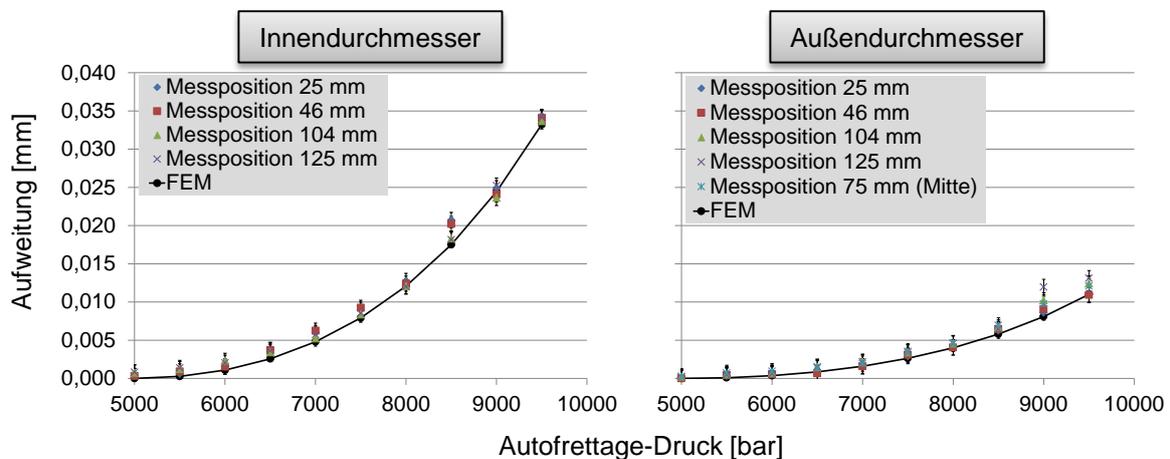


Abbildung 5-5: Aufweitung des Innen- und Außendurchmessers nach Autofrettage, Messungen und Finite-Elemente Berechnung gegenübergestellt

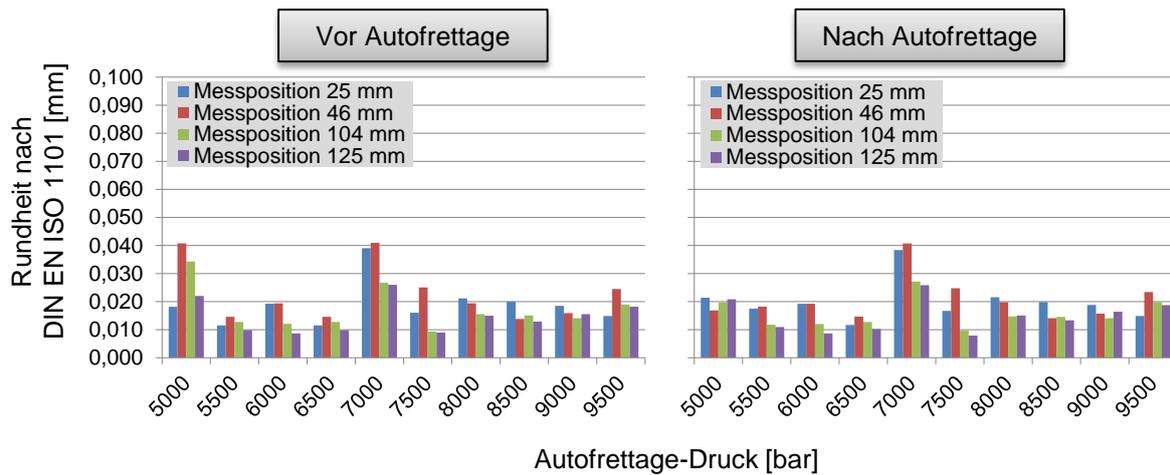


Abbildung 5-6: : Rundheiten nach DIN EN ISO 1101 vor und nach Autofrettage

Sowohl Innen- als auch Außendurchmesser weiten sich proportional zum Autofrettage-Druck auf. Der Betrag der Aufweitung ist am Außendurchmesser im betrachteten Autofrettage-Druck-Bereich geringer, da hier nur eine elastische Verformung vorliegt und ein Teil dieser elastischen Verformung wieder relaxieren kann. Wird die Bohrung im Laufe der Prozesskette als Funktionsgeometrie benötigt, ist eine Nachbearbeitung unvermeidbar. Das Finite-Elemente-Modell mit elastisch, plastischem Werkstoffmodell und isotroper Verfestigung zeigt eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Experiment und wird aus diesem Grund für alle weiteren Verformungsuntersuchungen angewendet. Die experimentellen Daten der Außendurchmesser-Aufweitung zeigen mit zunehmendem Autofrettage-Druck eine leichte Zunahme der Streuung zwischen den betrachteten Messpositionen. Bei genauer Betrachtung der Messwerte aus dem Experiment ist die Zunahme der Streuung aber nicht unbedingt auf die Zunahme des Autofrettage-Drucks zurückzuführen, sondern auf die Streuung zwischen den zur Mittelwert-Bildung betrachteten Bauteilen.

Die Rundheit der Bohrungen wird über die Länge des Zylinders offensichtlich nicht beeinflusst. Man kann davon ausgehen, dass der Autofrettage-Druck die Bohrung gleichmäßig aufweitet.

5.4.4 Ausgangsgröße Eigenspannungen

Finite-Elemente-Berechnung und analytische Lösungsansätze

Das Finite-Elemente-Modell verwendet zur Berechnung der Eigenspannungen nach Autofrettage ein elastisch, plastisches Werkstoffmodell mit bi-linearer kinematischer Verfestigung. Da der Bauschinger-Effekt durch dieses Werkstoffmodell nur in erster Näherung berücksichtigt wird, bedarf es eines Vergleichs mit analytischen Lösungsansätzen. In Abbildung 5-7 ist deshalb eine Gegenüberstellung des Tiefenverlaufs über die Wandstärke des Hohlzylinders dargestellt, bei dem die numerischen Ergebnisse des Finite-Elemente-Modells mit den zugehörigen analytischen Ergebnissen des Modells nach Huang [94] und dem ASME-Code [96] verglichen werden. Das Huang-Modell ist auf zwei Arten angepasst: zum einen ist es nach Fall 3 aus Tabelle A 1 so

parametrisiert, dass es ein bi-lineares kinematisches Verfestigungsverhalten nachbildet und somit eine Bewertung des verwendeten Finite-Elemente-Modells mit Hinsicht auf Elementauswahl und Vernetzungsdichte erlaubt. Zum anderen ist es mit Hilfe der realen Werkstoffdaten aus dem einachsigen Zug-Druckversuch des 42 CrMoS 4 Charge 2 an das ausgeprägte nicht-lineare Verhalten unter Druckbelastung gemäß Fall 5 aus Tabelle A 1 angepasst. Damit lässt sich die Abweichung zwischen dem vereinfachten Modell und dem realen Werkstoffverhalten abschätzen. Als Spannungsponente wird die Umfangseigenspannung bei einem Autofrettage-Druck von 8.000 bar betrachtet. Der kritische Autofrettage-Druck zum Einsetzen der Rückplastizierung ergibt sich nach Gleichung 3-14 [94] für die gewählte Geometrie- und Werkstoffkombination zu $p_{AFC} = 6.045$ bar. Bei dem gewählten Autofrettage-Druck ist dementsprechend eine Rückplastizierung zu erwarten.

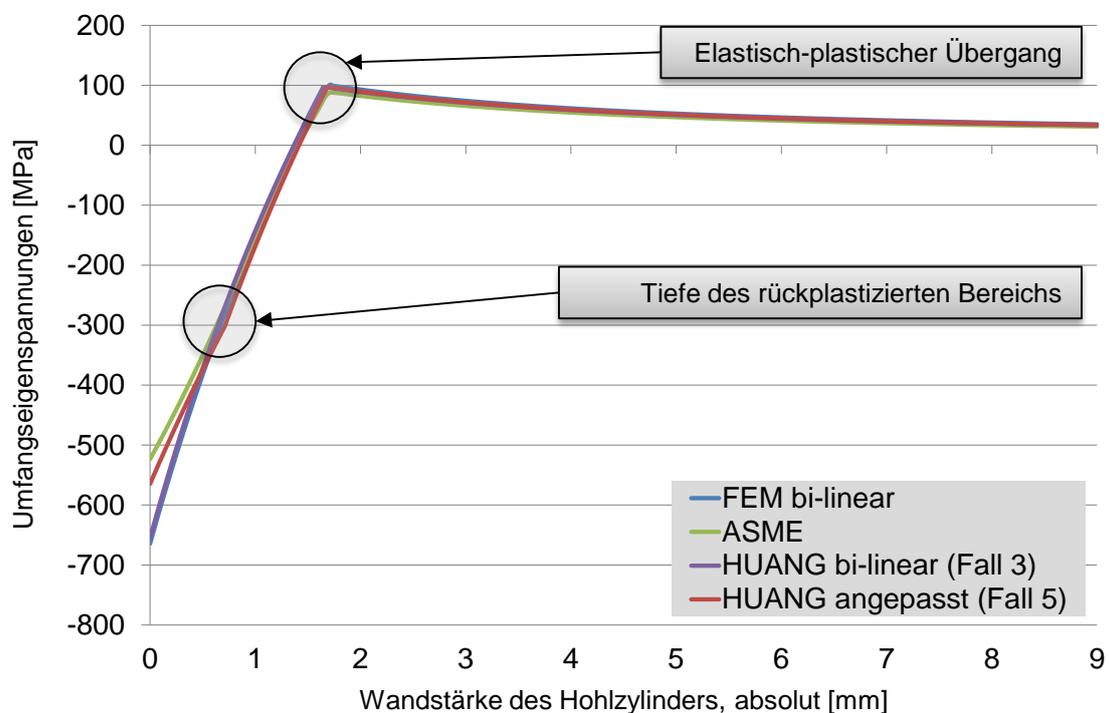


Abbildung 5-7: Tiefenverlauf der Umfangseigenspannungen über die Wandstärke des Hohlzylinders nach Autofrettage mit 8.000 bar

Der Vergleich zwischen der Finite-Elemente-Berechnung und dem bi-linear angepasstem Huang-Modell zeigt eine sehr gute Übereinstimmung. Daraus lässt sich eine prinzipielle Eignung des Modells mit Bezug auf Elementauswahl und Vernetzungsdichte ableiten. Bei Anwendung des nicht-linearen Werkstoffverhaltens nach Fall 5 des Huang-Modells erkennt man im bohrungsnahen Bereich eine Abweichung hin zu geringeren Druckeigenspannungen. Die maximale Umfangseigenspannung an der Bohrungswand ist um ca. 100 MPa geringer. Diese Abweichung gilt es bei der quantitativen Analyse der Eigenspannungsverläufe zu berücksichtigen. Der empirische ASME-Ansatz überschätzt den Einfluss des Bauschinger-Effekts im bohrungsnahen Bereich leicht und berechnet die im Vergleich niedrigsten Umfangseigenspannungen. Eine wichtige Erkenntnis dieses Vergleichs ist die Berechnung einer gleich großen

Position für den elastisch-plastischen Übergang in allen Modellen, der bei ca. 1,7 mm Wandstärke liegt. Der Bereich der Rückplastizierung erstreckt sich nach Huang bis etwa 1,2 mm der Wandstärke, was allerdings durch den bi-linearen Ansatz nicht abgebildet wird. Aus diesem Grund werden weitere Autofrettage-Druckstufen untersucht, um herauszufinden, ob der Modellierungsansatz prinzipiell in der Lage ist die Rückplastizierung zu berücksichtigen. Da das bi-lineare Modell von einer verhältnismäßig großen linearen Entlastungsgerade im Entlastungsast der Zug-Druckkurve ausgeht, ist zu erwarten, dass die Rückplastizierung erst für größere Autofrettage-Drücke abgebildet wird. In Abbildung 5-8 sind exemplarisch die Tiefenverläufe der Umfangseigenspannung für zwei höhere Autofrettage-Druckstufen bei 10.000 und 11.000 bar dargestellt.

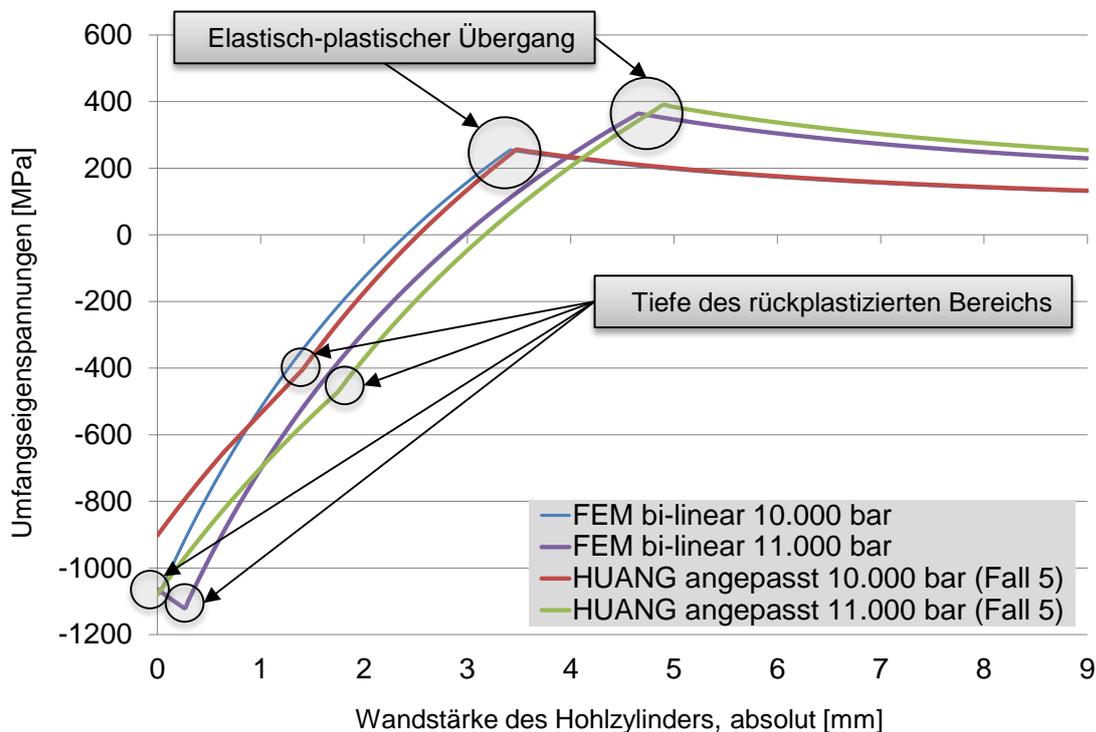


Abbildung 5-8: Tiefenverlauf der Umfangseigenspannungen über die Wandstärke des Hohlzylinders nach Autofrettage mit 10.000 und 11.000 bar

Es wird deutlich, dass der elastisch-plastische Übergang beim Vergleich zwischen dem angepassten Huang-Modell nach Fall 5 und dem Finite-Elemente-Modell weiterhin an nahezu gleicher Position berechnet wird. Während sich die Grenze des rückplastizierten Bereichs beim analytischen Modell als leichter Knick im Tiefenverlauf bei beiden Druckstufen bemerkbar macht, zeichnet sich für die Finite-Elemente-Berechnung ein scharfer Knick bei gleichzeitig geringerer Tiefe ab. Das Finite-Elemente Modell ist prinzipiell in der Lage die Rückplastizierung zu berücksichtigen, ist aufgrund des bi-linearen Ansatzes im Werkstoffmodell jedoch weniger sensitiv. Der Verlauf der Kurven ist hingegen gut vergleichbar und bei der Druckstufe 11.000 bar wird an der Bohrungswand fast der gleiche Betrag an Druckeigenspannungen berechnet. Insgesamt ist das Finite-Elemente-Modell für die nachfolgende Prozesskettenanalyse qualitativ sehr gut anwendbar. Die quantitative Analyse der

Eigenspannungsbeträge muss jedoch jeweils als leicht abweichend bewertet werden. Ein abschließender Eindruck kann über den Vergleich mit gemessenen Eigenspannungswerten erreicht werden, was im Folgenden geschieht.

Eigenspannungsmessungen: XRD und Finite-Elemente-Berechnung

Zum Vergleich der Finite-Elemente-Berechnungen werden sie zunächst den Messwerten der XRD-Messung gegenübergestellt, da diese Methode die am weitesten abgesicherte Messmethode darstellt. In Abbildung 5-9 ist der Ausgangszustand vor der Autofrettage und damit nach der Herstellung der Bohrung dargestellt.

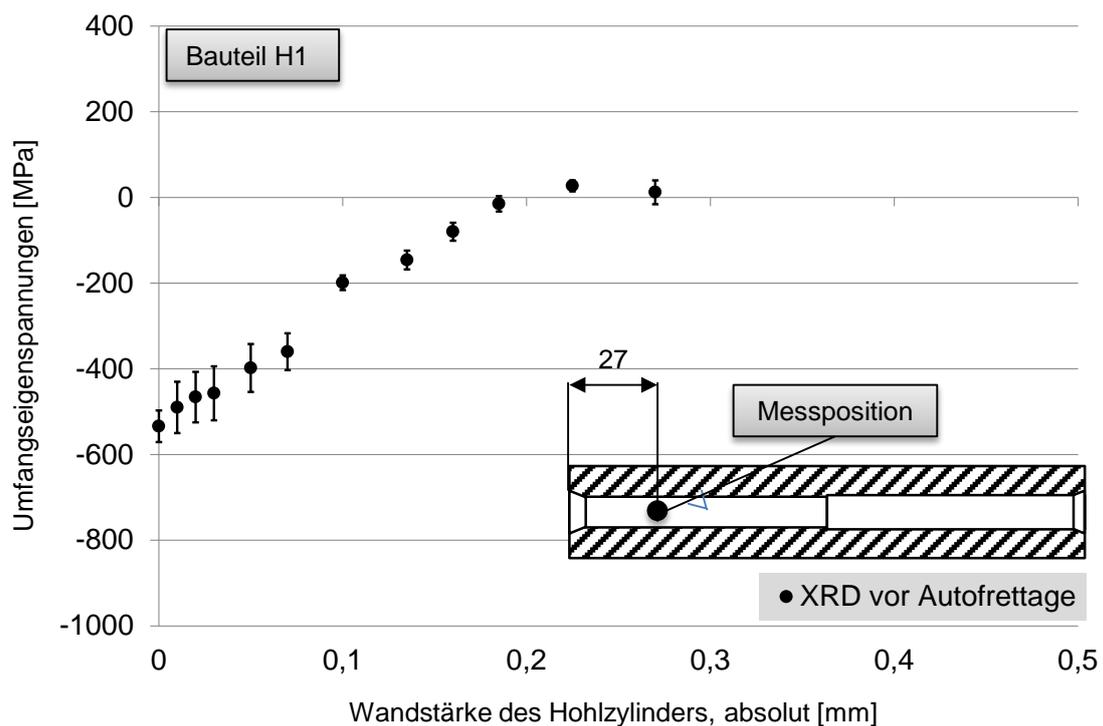


Abbildung 5-9: Umfangseigenspannungen vor Autofrettage, gemessen mit XRD

Deutlich erkennbar sind die vergleichsweise hohen Druckeigenspannungen nach der Herstellung der Bohrung. Wie für den Bearbeitungsprozess zu erwarten, fallen die Druckeigenspannungen innerhalb der ersten 0,2 mm wieder auf einen Wert um null ab. In Abbildung 5-10 sind die Tiefenverläufe der Umfangseigenspannungen für die drei Aufofrettage-Druckstufen 8.000 bar, 9.000 bar und 9.500 bar dargestellt.

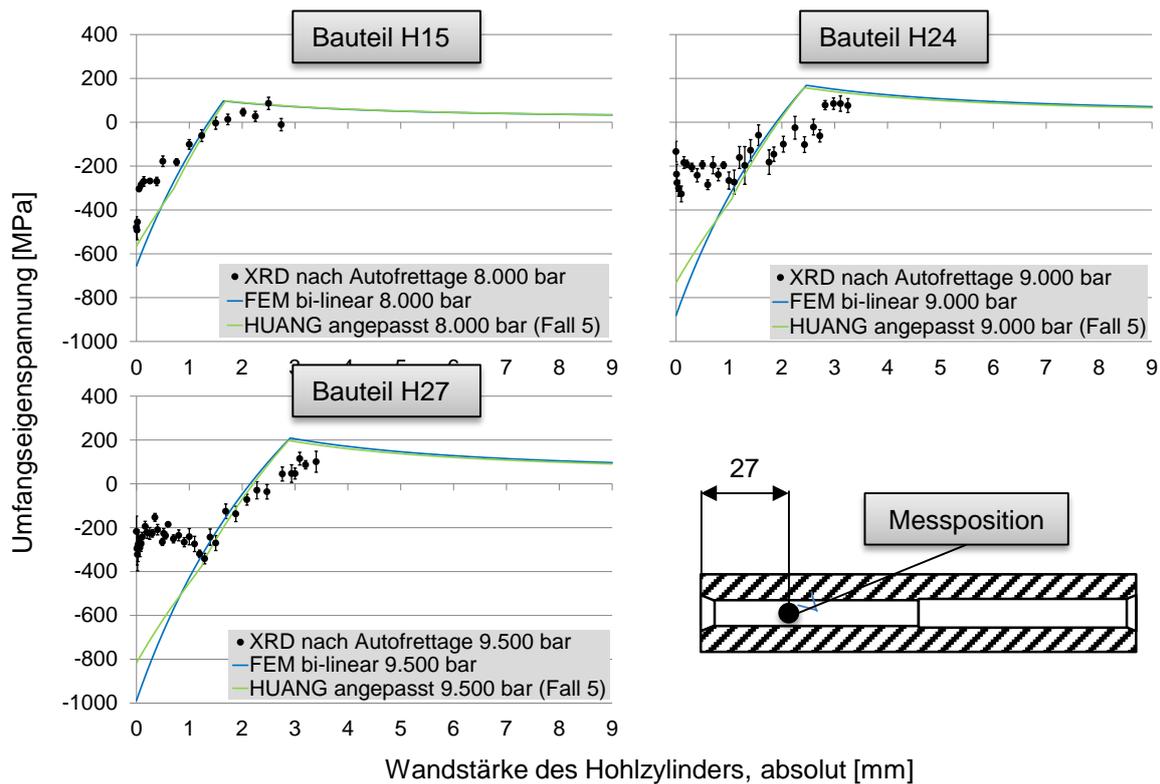


Abbildung 5-10: Umfangseigenstressen nach Autofrettage, Vergleich zwischen XRD, Finite-Elemente-Berechnung und angepassten Huang-Modell nach Fall 5

Bei einem Autofrettage-Druck von 8.000 bar lässt sich noch eine vergleichsweise gute Übereinstimmung zwischen den Messwerten und dem Finite-Elemente-Modell sowie dem analytischen Ansatz nach Huang feststellen. Der bohrungsnahe Bereich weist einen steilen Spannungsgradienten auf. Mit zunehmender Tiefe scheint sich der Verlauf dem berechneten Verlauf anzunähern, wenngleich es schwierig ist, aus den Messwerten den elastisch-plastischen Übergang oder die Tiefe des rückplastizierten Bereichs herauszulesen. Der Nulldurchgang von Druck- in Zugeigenstressen lässt sich in guter Übereinstimmung erkennen. Deutlich abweichender verhalten sich die Messwerte nach 9.000 bar und 9.500 bar Autofrettage. Während sich der Tiefenverlauf für Werte größer ca. 1,5 mm tendenziell zwischen Experiment und Berechnung annähert, vor allem für die 9.500 bar Druckstufe, lässt sich eine große Diskrepanz im bohrungsnahen Bereich feststellen. Aus analytischer und Finite-Elemente-Berechnung sind proportional mit dem Autofrettage-Druck ansteigende Umfangseigenstressenbeträge zu erwarten, der Trend aus dem Experiment scheint aber gegenläufig zu sein.

Bei der Interpretation der Messwerte muss hier zum ersten Mal der Einfluss der Präparation der Messteile thematisiert werden. Zur Messung an der Bohrungswand benötigt die XRD einen freien Zugang zur Messstelle, was nur zerstörend durch das Auftrennen des Hohlzylinders erfolgen kann. Auf dieses Problem stößt man bei innen zu vermessenden Bauteilen immer wieder. Es lässt sich vermuten, dass das Auftrennen eine signifikante Umlagerung der zu messenden Eigenstressen bewirkt. Erwähnenswert ist diesbezüglich beim 9.500 bar Druckniveau, dass sich der Tiefen-

verlauf der Messung nach dem Erreichen der aus dem Huang-Modell theoretisch berechneten Tiefe des rückplastizierten Bereichs dem berechneten Verlauf anpasst. Offensichtlich scheint ein Zusammenhang zwischen der Umlagerung und der Tiefe des rückplastizierten Bereichs vorzuliegen. Das analytische Modell nach Huang kann diesen Effekt nicht abbilden, sehr wohl kann aber ein Finite-Elemente-Modell erstellt werden, das den Einfluss des Auftrennens systematisch untersucht. Dies wird im letzten Schritt der Prozesskettenanalyse noch einmal ausführlich diskutiert und ein Modell zur Berücksichtigung der Umlagerungseffekte präsentiert. Um einen weiteren experimentellen Eindruck zu gewinnen, werden nachfolgend die Messergebnisse der Bohrlochmethode mit optischer Dehnungsauswertung ausgewertet und gegenübergestellt.

Eigenspannungsmessungen: Bohrlochmethode

Die Bohrlochmethode in Verbindung mit einer optischen Dehnungsmessung mittels Laser-Interferometrie ist ein relativ neues Messverfahren. Vor allem die Messung an gekrümmten Oberflächen stellt ein prinzipielles Problem des Messverfahrens dar, wie im Stand der Technik beschrieben wurde. Das Verfahren geht im Allgemeinen von einer Ebene als Messfläche aus und erfasst demzufolge einen zweiachsigen Spannungszustand. Im vorliegenden Fall ist die Messrichtung aus Gründen geometrischer Restriktionen axial, wodurch die höchste Empfindlichkeit der gemessenen Dehnungen in dieser Messrichtung liegt. Der Anteil der Dehnungen, die in Umfangsrichtung ausgewertet werden, ist durch die Berechnungsmethode um den Faktor der Querkontraktionszahl weniger sensitiv, also um ca. 30 %. Als Folge werden die Umfangseigenspannungen einen durch den Messaufbau bedingten Fehler in dieser Größenordnung aufweisen.

Eine weitere Einschränkung des Verfahrens ist die endliche Messtiefe. Sie ist limitiert auf maximal 50 – 60 % des Bohrerdurchmessers [162, 163]. Des Weiteren muss der Einfluss der hohen Druckeigenspannungen berücksichtigt werden. Sind die Druckeigenspannungen betragsmäßig größer als ca. 50 - 60 % der Fließgrenze des Werkstoffs, führt dies durch die Kerbwirkung um die Bohrung zu weiteren plastischen Deformationen, die von der Auswertemethode nicht berücksichtigt werden können, da sie auf elastizitätstheoretischen Grundlagen beruhen [13, 162, 163]. Solch hohe Druckeigenspannungen sind aus den zuvor vorgestellten Untersuchungen nach Autofrettage jedoch zu erwarten. Weitere Einflussfaktoren sind die Oberflächenbeschaffenheit und auch hohe Spannungsgradienten. Letztere konnten in den zuvor gezeigten XRD-Tiefenverläufen bohrungsnah beobachtet werden. Schließlich nimmt die Sensitivität des Verfahrens mit steigender Bohrungstiefe ab.

Um das Verfahren anwenden und seine Tauglichkeit für das Messproblem bewerten zu können, werden deshalb zu Beginn Ergebnisse von Grundlagenuntersuchungen präsentiert. Das Verfahren wird in der Folge als PRISM abgekürzt. Während sich bei der XRD-Methode die Fehlerbalken aus der Abweichung der Geradenabweichung des $\sin^2\Psi$ -Verlaufs direkt ablesen lassen, ist eine solche direkte Angabe der Fehlergröße bei der Bohrlochmethode nicht ohne weiteres möglich. In Abbildung 5-11 sind

zur Bewertung der Wiederholbarkeit deshalb zwei Vergleichsmessungen an zwei dicht nebeneinander positionierten Messstellen bei einem mit 8.000 bar autofrettierten Bauteil gegenübergestellt. Sowohl die axiale als auch die Umfangs-Komponente der Eigenspannung werden betrachtet. Die Messtiefe ist durch den verwendeten Bohrer auf 0,5 mm beschränkt. Die kleinste gewählte Schrittweite für die inkrementellen Bohrvorgänge beträgt 20 μm . Prinzipiell kann das Messverfahren keine Oberflächenmesswerte ermitteln, da immer ein Mindestabtrag zur Auswertung der Dehnung um die Bohrung notwendig ist. Aus diesem Grund liegt der erste Messwert in 20 μm Tiefe.

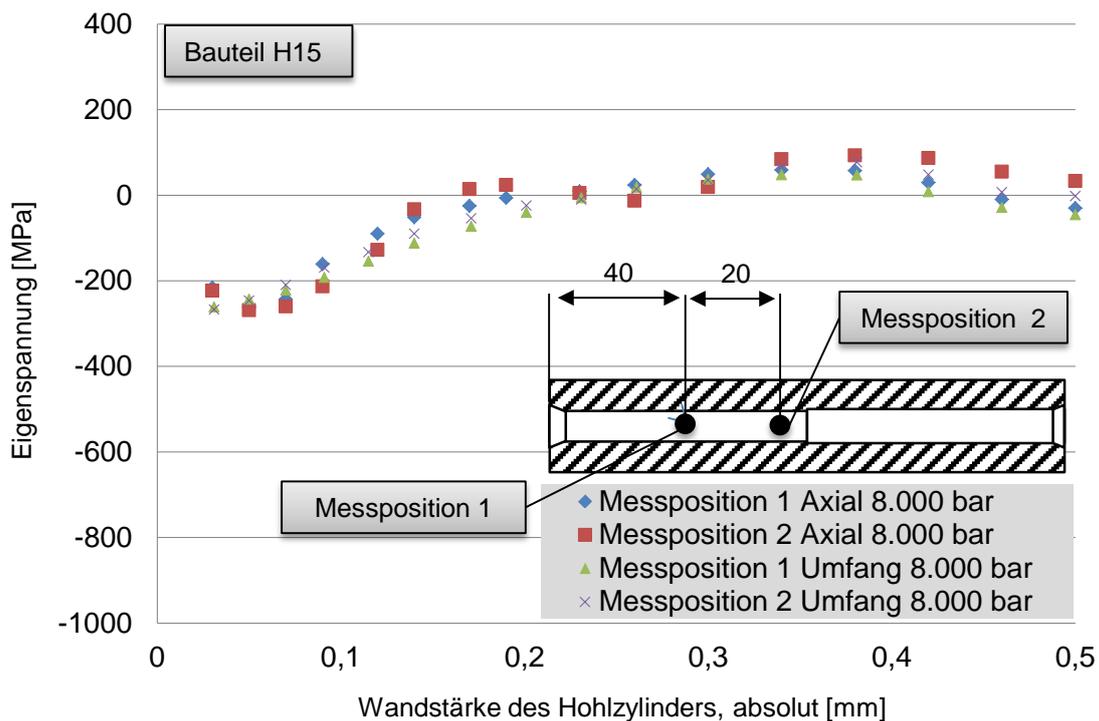


Abbildung 5-11: Bewertung der Wiederholbarkeit der Eigenspannungsmessung mittels PRISM durch eine Vergleichsmessung bei einem mit 8.000 bar autofrettierten Hohlzylinder

Beide Messungen zeigen für beide Eigenspannungskomponenten eine sehr gute Übereinstimmung, sodass von einer guten Wiederholbarkeit der Messergebnisse ausgegangen werden kann. Der maximale Fehler liegt bei 65 MPa am Ende des Messbereichs. Dieser Wert wird im Folgenden als konstante Gesamtbreite des Fehlerbalkens verwendet. In der Wiederholmessung wird schon deutlich, dass die axiale Messrichtung die deutlich empfindlichere ist, da die Beträge der axialen und Umfangseigenspannungen fast identisch sind. In der Realität müssten die Umfangseigenspannungen deutlich weiter im Druckbereich liegen, wie die analytische Lösung in Abbildung 5-7 zeigt.

In Abbildung 5-12 sind die Messwerte der XRD-Messung und Bohrlochmethode, die im Folgenden als PRISM abgekürzt werden, für die ersten 0,5 mm der Wandstärke des gleichen Hohlzylinders vor Autofrettage gegenübergestellt.

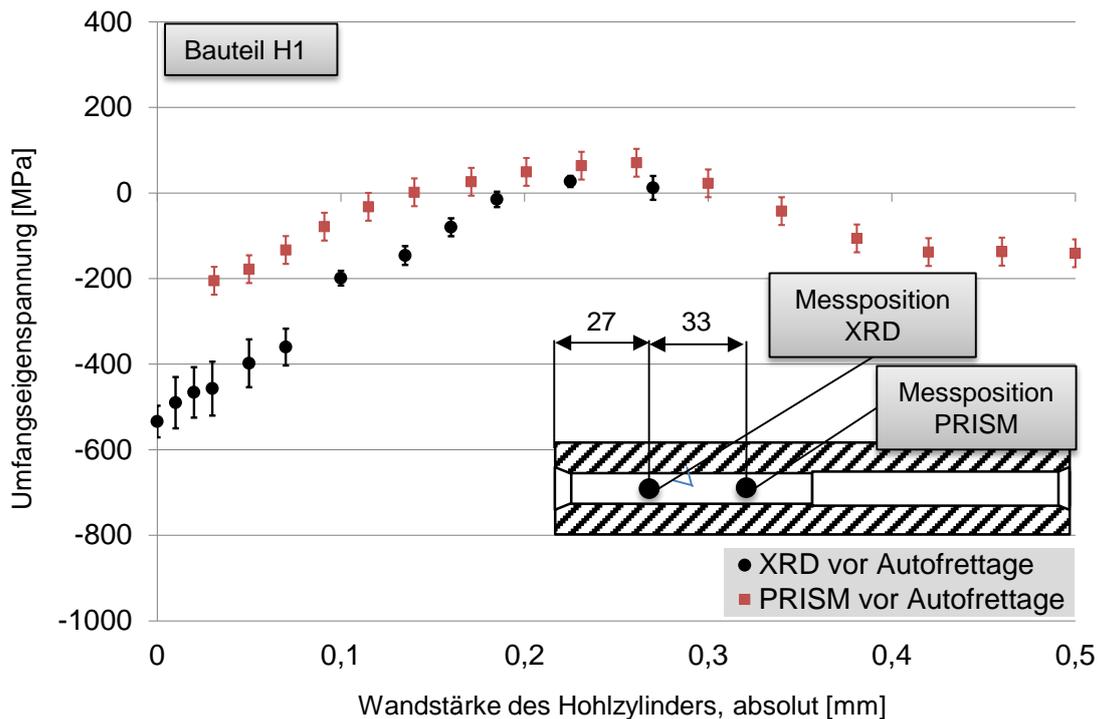


Abbildung 5-12: Gegenüberstellung der Eigenspannungsmessergebnisse mit XRD und PRISM für den gleichen Hohlzylinder vor Autofrettage

Tendenziell ermittelt auch PRISM Druckeigenspannungen im bohrungsnahen Randschichtbereich bis ca. 0,14 mm Tiefe. Die reduzierte Sensitivität der Messung in Umfangsrichtung führt zu einem systematisch kleineren Niveau der ausgewerteten Umfangsdruckeigenspannungen. Es muss auch die Tatsache berücksichtigt werden, dass die Messungen an zwei unterschiedlichen Messpositionen ermittelt wurden und somit eine direkte Vergleichbarkeit nur eingeschränkt möglich ist. Der Einfluss der Messposition wird deshalb später separat betrachtet. Um die Empfindlichkeit des Verfahrens abschließend beurteilen zu können, sind in Abbildung 5-13 die Umfangseigenspannungen für fünf weitere Druckstufen zwischen 6.000 bar und 9.500 bar Autofrettage-Druck ausgewertet und den Ergebnissen der Finite-Elemente-Berechnung gegenübergestellt. Zusätzlich sind die axialen Eigenspannungen für drei ausgewählte Autofrettage-Druckstufen in Höhe 6.000 bar, 8.000 bar und 9.000 bar aus PRISM-Messung und Finite-Elemente-Berechnung gegenübergestellt.

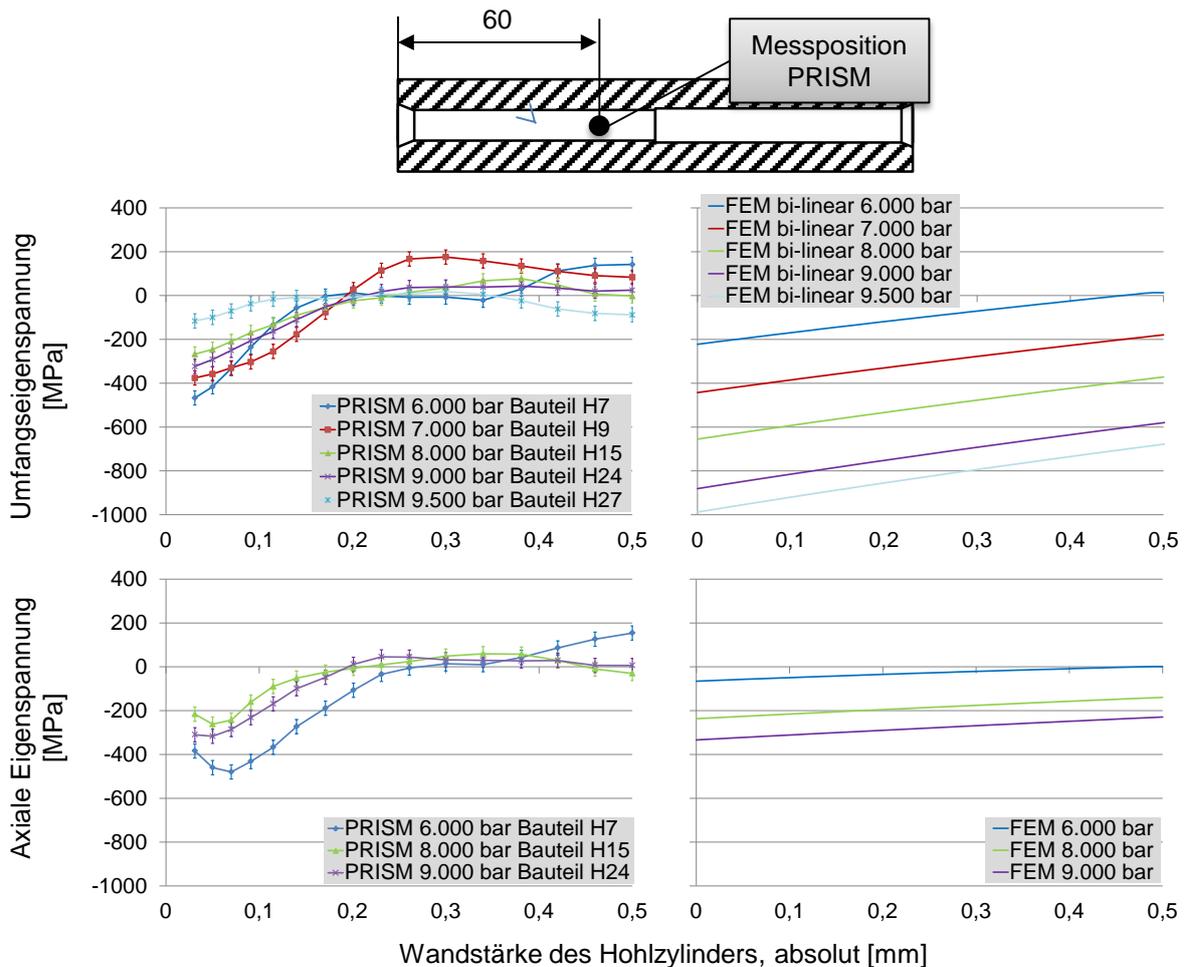


Abbildung 5-13: Eigenspannungs-Tiefenverläufe ermittelt mit PRISM und Finite-Elemente-Berechnung für Autofrettage-Drücke zwischen 6.000 und 9.500 bar

Während die Finite-Elemente-Berechnung einen proportionalen Anstieg der Umfangseigenspannungen prognostiziert sowie tiefer liegende Druckeigenspannungen, zeigen die PRISM-Messungen einen gegenläufigen Trend. Mit zunehmendem Autofrettage-Druck werden die bohrungsnahen Druckeigenspannungen immer geringer. Diese Feststellung deckt sich mit den XRD-Messungen. Die höchsten Druckeigenspannungen werden für das 6.000 bar Druckniveau ermittelt, was auf eine Dominanz der durch die spanende Bearbeitung induzierten Eigenspannungen schließen lässt. Fast alle Messwerte zeigen einen Nulldurchgang vom Druck- in den Zugeigenspannungsbereich bereits bei 0,2 mm, was den XRD-Messungen entgegensteht. Neben der geringeren Sensitivität des Messverfahrens durch die axiale Messrichtung macht sich hier auch die sinkende Empfindlichkeit mit steigender Bohrungstiefe bemerkbar. Im Falle der axialen Eigenspannungen stimmen die Messwerte für das 8.000 bar und 9.000 bar Druckniveau gut überein mit der Finite-Elemente-Berechnung. Mit steigender Messtiefe und sinkender Empfindlichkeit laufen die Werte auseinander, liegen aber gegen Ende des Messbereichs wieder näher beisammen. Das 6.000 bar Druckniveau ergibt sehr geringe Druckeigenspannungsbeträge in der Finite-Elemente-Berechnung durch die geringe Plastizierung der Randschicht. Die hohen axialen Druckeigenspannungen in der PRISM-Messung lassen sich aus

diesem Grund überwiegend auf die Bearbeitungseigenstressungen im bohrungsnahen Bereich zurückführen.

Insgesamt scheint das Bohrlochverfahren mit optischer Dehnungsmessung gut geeignet, die bohrungsnahen Eigenstressungen auszuwerten, sofern man die durch den Messaufbau bedingte geringere Empfindlichkeit der Messung in Umfangsrichtung durch eine optimierte Probenaufnahme vermeiden kann. Der Effekt sinkender Druckeigenstressungen mit steigendem Autofrettage-Druck wird sowohl von der XRD-Messung als auch von der Messung mittels PRISM bestätigt, sodass eine signifikante Beeinflussung des Tiefenverlaufs durch die Messpräparation angenommen werden kann. Im betrachteten Fall sind die durch das Auftrennen geringeren Druckeigenstressungsbeträge günstig für das PRISM-Messverfahren, da die Druckeigenstressungen kleiner als 60 % der Fließgrenze des Werkstoffs bleiben. Aus diesem Grund beschäftigt sich das letzte Kapitel der Prozesskettenanalyse des Hohlzylinders mit dieser Thematik und der Entwicklung eines verwendbaren Finite-Elemente-Modells zur Prognose der Beeinflussung durch die zerstörende Präparation.

Eigenstressungsmessung: Einfluss der Messposition

Eine abschließende Eigenstressungsanalyse nach dem Prozessschritt Autofrettage beschäftigt sich mit den Messwerten unmittelbar an der Oberfläche. Sowohl die verwendeten analytischen Berechnungsmethoden als auch die Finite-Elemente-Modellierung gehen von einem ebenen Dehnungszustand als Randbedingung aus. Das bedeutet, dass über die Länge des Hohlzylinders aufgrund der radialen Wirkungsweise des Autofrettage-Drucks keine Beeinflussung erwartet wird. In der Realität beeinflussen aber auch Kenngrößen wie die Oberflächenrauigkeit oder inhomogene Spannungsverteilungen nach der spanenden Fertigung die lokalen Eigenstressungsbeträge. Da die Bohrlochmethode nicht direkt an der Oberfläche messen kann, wird zur Auswertung ausschließlich die XRD-Messung verwendet. In Abbildung 5-14 sind die Messwerte für die Bauteile mit einem Autofrettage-Druck von 8.000 bar, 9.000 bar und 9.500 bar über die Länge des Hohlzylinders aufgetragen. An ausgewählten Messstellen wurde neben der $\varphi = 0^\circ$ -Messung auch eine $\varphi = 180^\circ$ -Messung zur Verifikation durchgeführt, die im Diagramm mit aufgenommen ist. Vor der Interpretation der Messergebnisse muss dem Kapitel Nachbearbeitung des Hohlzylinders vorgegriffen werden. Um die Messteile optimal ausnutzen zu können, wurden für die spätere Betrachtung der Nachbearbeitung mit Bohren und Reiben nicht jeweils separate Bauteile gefertigt, sondern jeweils ein Hohlzylinder auf einer Seite nachbearbeitet und auf einer Seite nicht nachbearbeitet. Dadurch entsteht ein Absatz in der Mitte der Hohlzylinders, da eine Seite einen Innendurchmesser von 9 mm aufweist, die andere von 10 mm. Entsprechend könnten die Messwerte in der Nähe dieses Absatzes beeinflusst werden. Dies ist in Abbildung 5-14 oben rechts explizit dargestellt.

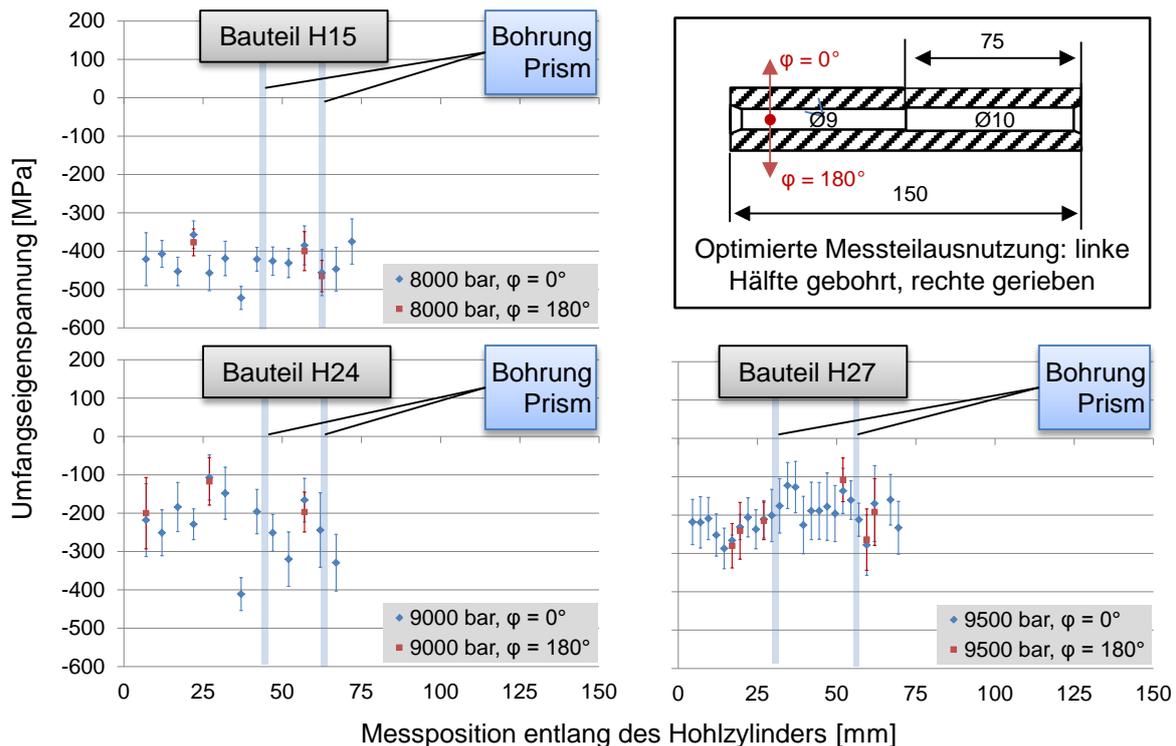


Abbildung 5-14: Oberflächen-Umfangseigenstress nach Autofrettage mit 8.000 bar, 9.000 bar und 9.500 bar, ermittelt mit XRD

Die Messwerte liefern ein weiteres Indiz für die Abnahme der bohrungsnahen Druck-eigenstressungen mit steigendem Autofrettage-Druck. Es ist eine deutliche Streuung der Messwerte über die Länge des Hohlzylinders zu erkennen, die bei der 9.000 bar Druckstufe am größten ausgeprägt ist. Insgesamt liegen die 8.000 bar und 9.500 bar Messwerte mit Berücksichtigung der Messgenauigkeit dicht beieinander. Die Verifikationsmessungen in $\varphi = 0^\circ$ und $\varphi = 180^\circ$ veranschaulichen eine sehr gute Messwiederholbarkeit. Der Einfluss des Absatzes bei Position 75 mm ist vernachlässigbar, wohingegen die Messwerte in der Nähe der PRISM-Bohrung deutlich unterschiedlich sind. Vernachlässigt man die jeweils um die PRISM-Bohrung benachbarten Messpositionen, ergibt sich ein vergleichsweise homogener Verlauf im Bereich der Messgenauigkeit. Der nach der Vorbearbeitung verhältnismäßig hohe lokale Rauigkeitsunterschied scheint am ehesten als Erklärungsansatz für die Schwankung der Oberflächenmesswerte geeignet zu sein. In Abbildung 5-15a sind zunächst die Rauigkeitskennwerte R_a und R_z vor und nach Autofrettage über alle gemessenen Hohlzylinder aufgetragen, um einen Eindruck über die absolute Rauigkeit zu erhalten. In Abbildung 5-15b sind zusätzlich zwei Bauteile H21 und H26 vor und nach Autofrettage gegenübergestellt, um einen Eindruck über die Veränderung an den Einzelbauteilen zu erhalten. Auf die Angabe der Fehlerbalken wird in diesem Diagramm verzichtet, da die Genauigkeit der Einzelmessung mit $0,076 \mu\text{m}$ ausreichend klein ist.

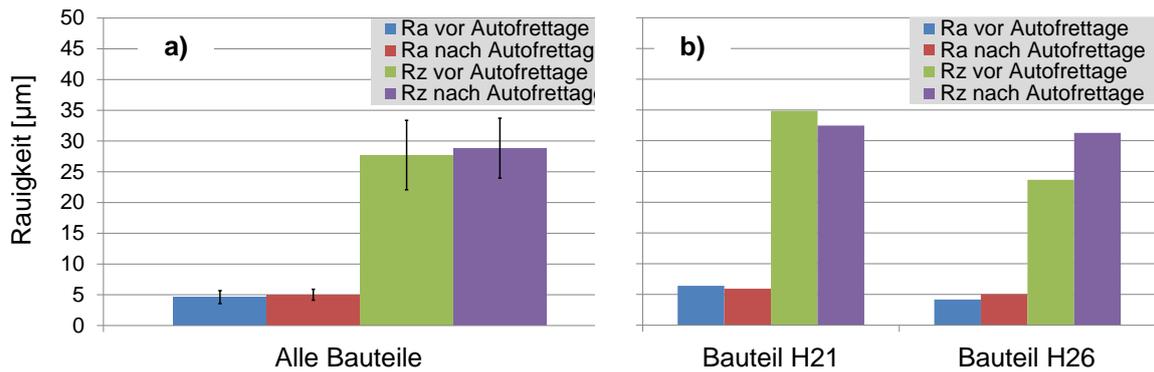


Abbildung 5-15: Rauigkeitskennwerte über: a) alle gemessenen Hohlzylinder und b) im Vergleich für zwei ausgewählte Bauteile H21 und H26

Die Rauigkeitskennwerte vor und nach Autofrettage liegen in für das Bohrverfahren normalen Größenordnungen. Mit Bezug auf die XRD-Messung sind dies jedoch schon recht hohe Rauigkeiten, weshalb mit einer Beeinflussung der Messergebnisse zu rechnen ist. Die Veränderung vor und nach Autofrettage ist weder für die Gesamtheit der Bauteile noch für die Einzelbauteile signifikant. Um den lokalen Einfluss der Rauigkeit auf die Messergebnisse zu untersuchen, werden des Weiteren in Abbildung 5-16 zwei Messstellen des Bauteils H25 mit einem optischen Oberflächenmessgerät mit integriertem Digitalmikroskop im Detail gezeigt.

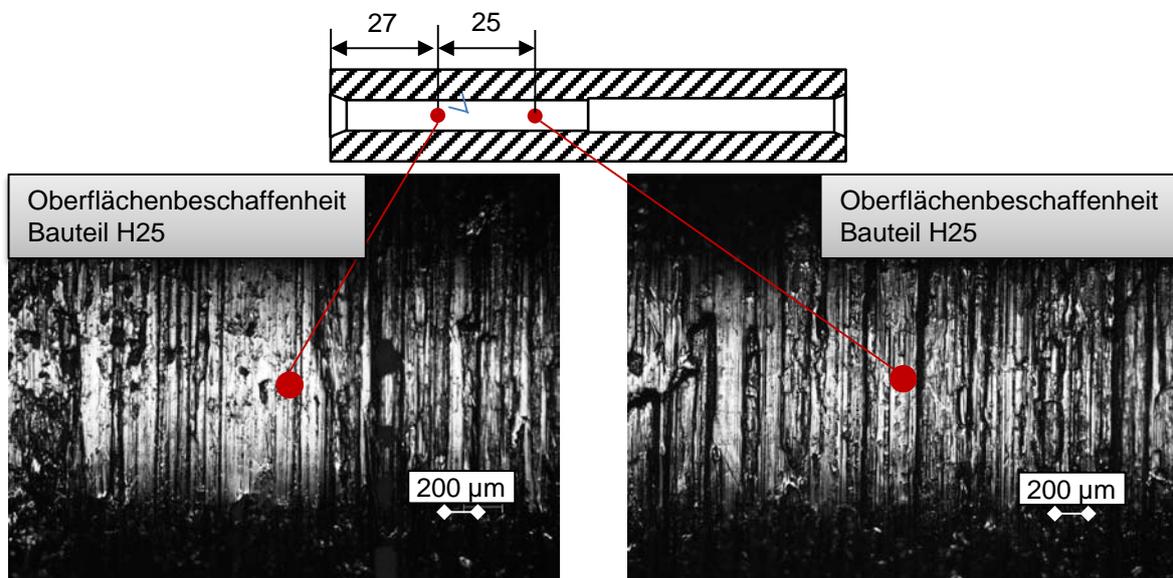


Abbildung 5-16: Oberflächenbeschaffenheit der Probe H25 über die Länge des Hohlzylinders; Bilder aufgenommen mit einem Alicona Infinite Focus Oberflächenmessgerät an der FH Kaiserslautern [197]

Man kann die lokalen Unterschiede in der Rauigkeit optisch erkennen. Da die sehr lokalen Effekte nicht explizit im Finite-Elemente-Modell abgebildet werden können und von Bauteil zu Bauteil variieren, wird für die Prozesskettenanalyse weiterhin von einem homogenen Verhalten entlang der Hohlzylinderlänge ausgegangen. Der qualitative Vergleich zwischen den Prozessschritten rechtfertigt dieses Vorgehen.

5.5 Prozessschritt Nachbearbeitung

5.5.1 Experimentelle Eingangsgrößen

Zur Nachbearbeitung der Hohlzylinder wird das Fertigungsverfahren Reiben eingesetzt. Wie im Prozessschritt der Autofrettage gezeigt wurde, weitet sich die Bohrung in Abhängigkeit des Autofrettage-Drucks auf. Sofern eine bestimmte Maßhaltigkeit für diese Bohrung gefordert wird oder eine Mindestanforderung an die Oberflächengüte gestellt wird, ist ein Nachbearbeitungsprozess erforderlich. Wie in Abbildung C 2 in Anhang C gezeigt wird, werden die Hohlzylinder einseitig zunächst auf einen Innendurchmesser von 9,8 mm aufgebohrt. Dies entspricht einem Reibaufmaß von 0,2 mm, wie es für die Geometrie und das Endmaß 10H7 nach [201] üblich ist. Danach erfolgt der eigentliche Reibvorgang, der das Endmaß von $(10 + 0,015)$ mm herstellt. In Tabelle 5-4 sind die Fertigungsparameter aufgeführt. Die Hohlzylinder H1 und H2 werden nicht nachbearbeitet, um Versuchsteile im Ausgangszustand zu erhalten.

Tabelle 5-4: Fertigungsparameter für das Aufbohren und Reiben auf 10H7

Hohlzylinder	n [1/min.]	v_f [mm/s]	Bohrerdurchmesser [mm]	Bohrergeometrie	Bohrermaterial
H3 – H29	630	1	9,8	Spiralbohrer	HSS
H2 - H25	200	0,6	10H7	Zylindrisch, 6-Schneiden	HSS-E

5.5.2 Experimentelle Eingangsgrößen für den Analogieversuch Temperatur-entstehung beim Reiben

Bevor die Finite-Elemente-Modellansätze im Detail vorgestellt werden, wird als Einschub der experimentelle Aufbau des Analogieversuchs zur Temperaturmessung während des Fertigungsverfahrens Reiben vorgestellt. Das nachfolgend verwendete Nachbearbeitungsmodell in Abaqus/CAE beschränkt sich in seiner Betrachtung auf die rein mechanische Induzierung von Eigenspannungen infolge inhomogener plastischer Deformationen bei der Interaktion zwischen Werkzeugschneide und Werkstückrandschicht. Diese Annahme kann nicht als allgemein gültig für Zerspanungsprozesse angesehen werden, da die durch die Zerspanung freiwerdende Wärmeenergie durchaus Größenordnungen erreichen kann, die zu einer Induzierung wärmebedingter Zugeigenspannungen führen kann, siehe Abbildung A 2 in Anhang A. Das Fertigungsverfahren Reiben hingegen wird in der Regel bei vergleichsweise niedrigen Schnittparametern durchgeführt und trägt Materialschichten im Zehntel-Millimeter Bereich ab. Aus diesem Grund ist die Annahme gerechtfertigt, die Wärmeentstehung als sehr niedrig einzuschätzen. Nichtsdestotrotz wird ein Analogieversuch durchgeführt, um die Annahme zu verifizieren. Die Versuche wurden im Rahmen einer vom Autor ausgeschrieben Bachelor-Thesis am Lehrstuhl für Fertigungstechnik der Universität des Saarlandes durchgeführt [202]. Der gewählte Ver-

suchsaufbau zur Temperaturmessung bedient sich einer thermoelektrischen Messung, bei der das Thermoelement werkstückseitig eingebaut wird [110].

Versuchsteile

Als Versuchsteile kommen dickwandige Hohlzylinder mit einem Außen- zu Innendurchmesser Verhältnis von $K = 2,8$ zum Einsatz. In Abbildung C 5 in Anhang C sind die Fertigungszeichnung der Versuchsteile sowie das Bild eines gefertigten Versuchsteils dargestellt. Die Hohlzylinder werden einseitig abgefräst, um eine kleine Querbohrung für die Temperaturmessung möglichst nah an die Bohrungswand einbringen zu können, ohne ein überlanges Werkzeug verwenden zu müssen. Die Länge der Hohlzylinder wird mit 60 mm kurz gehalten, um das Bohren ins Volle sowie das spätere Reiben mit einem Standardwerkzeug durchführen zu können. Dabei wird zunächst der Innendurchmesser von 9,7 mm hergestellt, was einem Reibaufmaß von 0,3 mm nach [201] entspricht. Das herzustellende Endmaß der Bohrung wird auf 10H7 festgelegt, um zu den später durchgeführten Nachbearbeitungsversuchen an den Hohlzylindern entsprechend gegenüberstellbar zu sein. Die Querbohrung für den Temperatursensor wird mit 4,3 mm Tiefe so gewählt, dass sie mindestens 0,2 mm von der herzustellenden Bohrungswand mit Innendurchmesser 10H7 entfernt bleibt und der Temperatursensor selbst bei einem etwaigen Konzentrizitätsfehler der Bohrung nicht beschädigt werden kann.

Als Temperatursensor kommt ein Eindraht-Nickel-Chrom-Nickel-Thermoelement der Firma OMEGA zum Einsatz, das mittels Wärmeleitpaste GELID GC-2 in der Bohrung einen thermischen Kontakt mit dem Versuchsteil herstellt. Die Standardfehlertoleranz des Thermoelements wird mit 0,75 % angegeben, was für den erwarteten Messbereich einem Fehler von ca. 0,5 °C entspricht. Das Thermoelement wird über einen Steckmessumformer der Firma OMEGA vom Typ Super MCJ-K an ein Datenerfassungsgerät des Typs HBM Gen2i angeschlossen, das die Messdaten erfassen, speichern und direkt auswerten kann. Die Datenblätter des Thermoelements und des Steckmessumformers finden sich in Anhang C in Abbildung C 6 und C 7. Der Steckmessumformer hat über den gesamten Messbereich von -100 °C bis +1250 °C eine Genauigkeit von ± 3 °C, das ergibt in Kombination mit dem Fehler des Thermoelements einen kumulierten größten Fehler von ca. $\pm 3,5$ °C, der im Folgenden als Breite des Fehlerbalkens angewendet wird. In Anhang C Abbildung C 8 sind der Versuchsaufbau sowie die gewählte Messtechnik dargestellt.

Versuchsparameter

Um für die Temperaturentstehung möglichst ungünstige Verfahrensparameter für das Reiben einzustellen, werden zunächst alle Versuche ohne die Zugabe eines Schneidöls durchgeführt. Die gewählten Fertigungsparameter und die Teilezuordnung sind in Anhang C in Tabelle C 2 dargestellt. Als Bohrwerkzeug kommt ein Spiralbohrer aus HSS mit einem Durchmesser von 9,7 mm zum Einsatz, als Reibahle eine 6-Schneiden Maschinenreibahle 10H7 aus HSS-E. Die Fertigungsparameter

des letzten Versuchsteils mit Schneidöl werden nach Auswertung der vorherigen Messreihe für die Parameter mit dem höchsten Temperaturmesswert festgelegt.

5.5.3 Finite-Elemente-Modelle

Die Finite-Elemente-Modellierung der Nachbearbeitung gliedert sich in vier Hauptbetrachtungszweige:

- a) Verformung und Rückstellung infolge des Abtrags eigenspannungsbehafteter Werkstückvolumina,
- b) Eigenspannungsumlagerung ohne Berücksichtigung der Interaktion zwischen Werkzeug und Werkstück,
- c) Eigenspannungsumlagerung mit Berücksichtigung der Interaktion von Werkzeug und Werkstück und
- d) Simulation der Temperaturentstehung beim Fertigungsprozess Reiben durch eine starr-plastische, thermo-mechanisch gekoppelte Simulation mit dem Software-Werkzeug SFTC DEFORM 3D v10.2.

Verformung und Rückstellung

Der Materialabtrag eigenspannungsbehafteter Randschichten infolge des Bohrens und Reibens kann vereinfacht modelliert werden durch das Löschen von Elementen im Finite-Elemente-Modell. Wie im Stand der Forschung ausgeführt, stellten dazu bereits einige wenige Arbeitsgruppen Ergebnisse vor [75, 136-138]. Zur Optimierung der Rechenzeit kommt ein axialsymmetrisches Modell zur Anwendung mit quadratischen Elementen erster Ordnung und reduzierter Integration vom Typ CAX4R. Die Kantenlänge beträgt 0,1 mm, wodurch sich 90 Elemente über die Wandstärke ergeben. Der Hohlzylinder wird in erster Näherung als homogen über die Länge definiert, was durch die Randbedingung eines ebenen Dehnungszustands realisiert wird. Die Materialschichten werden schrittweise über die Wandstärke des Hohlzylinders, ausgehend vom Innendurchmesser, abgetragen. In Abaqus/CAE werden dazu Element-Sets gebildet, die dann über die Option `*Model Change, Remove` aus dem Modell entfernt werden. Das bewirkt ein Löschen der Elemente im Element-Set und kann als ein Nullsetzen der Steifigkeitsmatrix im zu lösenden Gleichungssystem gesehen werden. Für den betrachteten Hohlzylinder entspricht jedes Element-Set einer Abtragtiefe von 0,25 mm entlang der Wandstärke und damit 0,5 mm über den Innendurchmesser des Hohlzylinders. Als Solver kommt der implizite Abaqus/Standard Solver zum Einsatz. In Abbildung 5-17 ist das Finite-Elemente-Modell mit Randbedingungen dargestellt. Als Werkstoffmodell findet das elastisch, plastische Werkstoffmodell mit isotroper Verfestigung Anwendung.

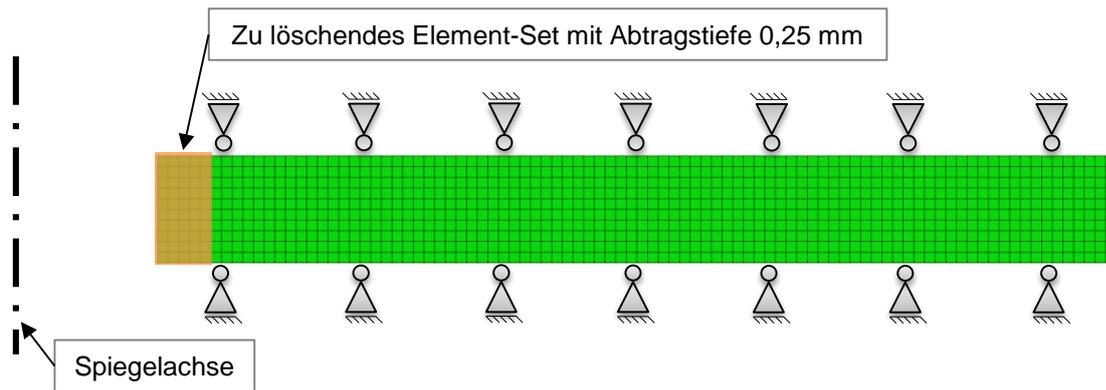


Abbildung 5-17: Finite-Elemente-Modell mit schrittweisem Löschen von Element-Sets über die Wandstärke des Hohlzylinders

Eigenspannungen: Ohne Berücksichtigung der Interaktion Werkzeug/Werkstück

Die Eigenspannungen durch den schrittweisen Materialabtrag ohne Interaktion Werkzeug / Werkstück werden mit dem gleichen Finite-Elemente-Modell wie die Verformungen ermittelt. Einziger Unterschied ist das elastisch, plastische Werkstoffmodell mit bi-linearer kinematischer Verfestigung.

Eigenspannungen: Mit Berücksichtigung der Interaktion Werkzeug/Werkstück

Das einfache Löschen von Elementen zur Simulation des Materialabtrags gibt einen schnellen und guten Überblick über die elastischen Rückstellungen infolge der Entfernung eigenspannungsbehafteter Randschichten. Der große Nachteil dieser Modellierung ist die Vernachlässigung der neu induzierten Bearbeitungseigenspannungen. Wie im Stand der Forschung ausgeführt, gibt es viele Modellierungsansätze zur Simulation der komplexen Vorgänge während der spanenden Bearbeitung. In dieser Arbeit wird ein Modell entwickelt, das die mechanischen Eigenspannungsentstehungsprozesse unter gleichzeitiger Vernachlässigung der thermischen Effekte abbilden kann. In Verbindung mit dem Analogieversuch zur Temperaturmessung beim Reiben ist das Ziel der Nachweis der Anwendbarkeit dieser Annahme.

Das vorliegende Modell zur Simulation der Interaktion zwischen Werkzeug und Werkstück wendet ein vollständiges 3D-Modell in Abaqus/CAE unter Verwendung des expliziten Abaqus/Explicit Solver an. Das Bohrwerkzeug sowie die Reibahle werden als 3D-CAD-Daten aus Catia V5R19 importiert und als Starrkörper modelliert, um Rechenzeit einzusparen. Dabei wird jeweils nur der Schneidenbereich abgebildet. In Abbildung C 9 in Anhang C sind die verwendeten Werkzeuge gezeigt. In Abbildung 5-18 ist die Vernetzung des Gesamtmodells dargestellt. Die Detailgeometrie der Schneiden ist in Abbildung C 10 in Anhang C gezeigt.

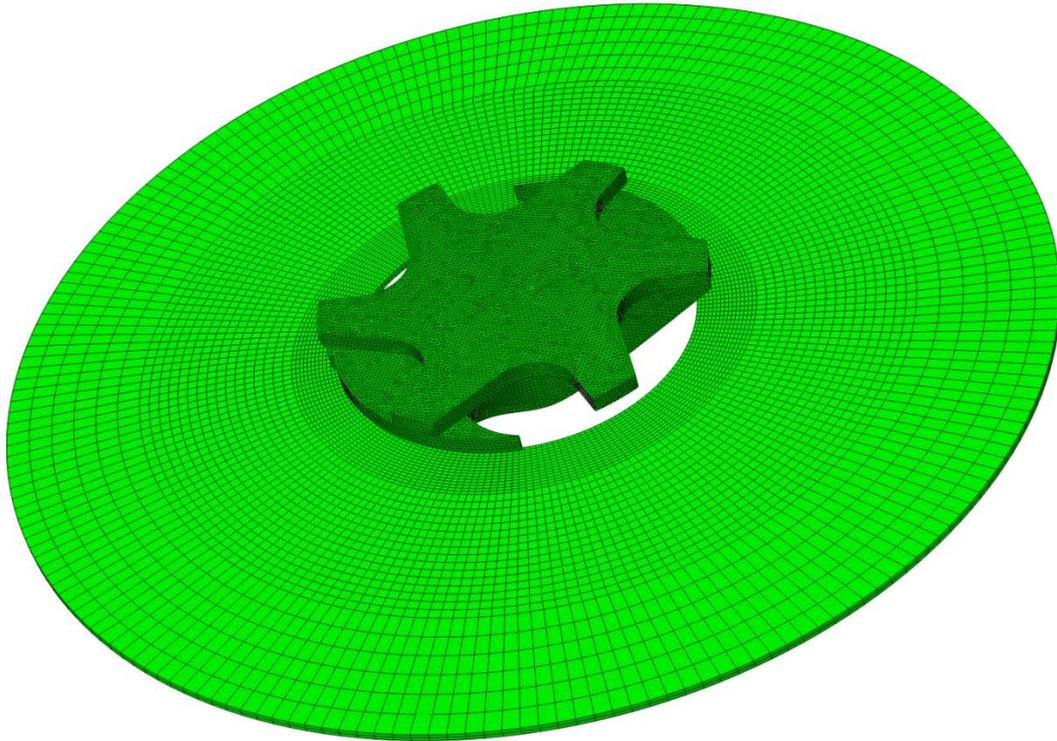


Abbildung 5-18: Vernetzung des Gesamtmodells zum Bohren und Reiben des Hohlzylinders

Der Hohlzylinder wird als dünne Scheibe simuliert, da über die Randbedingung „Ebener Dehnungszustand“ ein homogenes Verhalten in Längsrichtung angenommen wird. Vernetzt wird mit quadratischen Elementen erster Ordnung und reduzierter Integration vom Typ C3D8R. Die kleinste Kantenlänge beträgt 0,1 mm in einem Radius von 6,5 mm entlang der Wandstärke. Nach außen hin wird die Kantenlänge schrittweise vergrößert. Der Autofrettage-Druck wird als mechanische Drucklast am Innendurchmesser aufgebracht. Der Hohlzylinder wird außen an vier Punkten fixiert. Zur vollständigen Simulation der Autofrettage und nachfolgenden Fertigbearbeitung durch das Bohren und Reiben wird das Finite-Elemente-Modell in drei Teile aufgeteilt:

- a) Im ersten Teil findet die Autofrettage statt, wobei Abaqus/Standard als impliziter Solver angewendet wird. Nach dem Druckabbau werden die Ergebnisse in Form der Spannungs- und Dehnungsdaten in eine sogenannte „Restart“-Datei geschrieben, die Abaqus als Eingangsdatei für weiterführende Simulationen verwenden kann.
- b) Im zweiten Teil werden die Spannungs- und Dehnungsdaten aus der Autofrettage über ein „Predefined Field“ in ein zweites Modell geladen und im Initialisierungsschritt eines expliziten Rechenschritts als Ausgangszustand für alle weiteren Simulationen definiert. Diese Vorgehensweise erlaubt eine Weiterreichung der Daten von einem impliziten zu einem expliziten Rechenschritt. Die Bearbeitungsparameter werden in Form von Geschwindigkeitsrandbedingungen definiert. Für die Berechnung der Eigenspannungen wird ein elastisch, plastisches Werkstoffmodell mit bi-linearer kinematischer Verfestigung angewendet. Darüber hinaus braucht Abaqus/CAE zusätzlich eine Information da-

rüber, wie eine Entfernung der Elemente durch den Werkzeugeingriff zu erfolgen hat. Hier kommt das „Progressive Damage and Failure“ Konzept zum Einsatz. Es wird der Punkt definiert, ab dem ein Element Schädigung erfährt, das sogenannte Schädigungsinitiierungskriterium. Charakterisiert wird dieser Punkt über den wahren Wert der Gleichmaßdehnung. Wird das Element über die Schädigungsinitiierung hinaus belastet, muss ein Schädigungswachstumsmodell den Verlauf der progressiven Schädigung definieren. Die Materialsteifigkeit und –festigkeit wird solange herabgesetzt, bis ein Minimalwert erreicht ist. Dies ist im vorliegenden Fall die Bruchdehnung aus dem einachsigen Zugversuch. Das Element wird bei Erreichen dieses Punktes aus der Berechnung und dem Modell gelöscht. Bis zum Erreichen dieses Punktes haben alle darunterliegenden Elemente jedoch die mechanische Belastung erfahren und somit Eigenspannungen aufgenommen. Nach dem Löschen der darüber liegenden Elemente bilden diese Elemente nun die neue Randschicht, die in der Folge mit Bearbeitungseigenspannungen behaftet ist. In Abbildung C 11 in Anhang C sind Screenshots aus Abaqus/CAE mit den jeweiligen Eingabeparametern für das Modell hinterlegt.

- c) Im dritten Teil wird das erzeugte „Input File“, das der Abaqus-Preprocessor als Ausgabedatei an den Solver bereitstellt, in ein drittes Modell geladen, das nun nur noch die eigentliche Berechnung durchführt.

Da das 3D-Modell aufgrund der Größe und der Vielzahl der Rechenvorgänge in Echtzeit auf dem verwendeten Dell Precision T1500 mit 8 GB RAM und 2,8 GHz i7-860-Prozessor fast 30 Tage rechnen würde, erfolgt eine Beschleunigung der Zerspanungsparameter um den Faktor 24. Um einen möglichst realitätsnahen Modell-aufbau zu erhalten, wird die spanende Nachbearbeitung in die Simulationsschritte „Einfahren der Werkzeuge“, „Bohren“, „Werkzeugwechsel“ und „Reiben“ unterteilt. Die Verfahrenswege und der Modellaufbau sind in Abbildung C 12 in Anhang C dargestellt, die verwendeten Abaqus-Randbedingungen für alle Simulationsschritte in Tabelle C-3.

Kontakt wird in Abaqus über die Option „General Contact“ realisiert. Die Kontakteigenschaften werden im Dialogfenster „Interaction Properties“ definiert. Die Einstellungen in der Benutzeroberfläche von Abaqus/CAE sind in Abbildung C 13 in Anhang C dargestellt und entsprechen den Empfehlungen für diese Art von Kontaktproblem [203].

Temperaturentstehung beim Fertigungsprozess Reiben

Zur Gegenüberstellung der Messergebnisse aus dem Analogieversuch zur Temperaturentstehung beim Fertigungsprozess Reiben wird ein kommerzielles Finite-Elemente Software-Paket mit dem Namen DEFORM 3D in Version 10.2 der SFTC verwendet, das in Deutschland derzeit von der Kistler Automotive GmbH vertrieben und betreut wird. Der Aufbau dieses Modells beruht auf dem „3D Machining (Drilling) Lab“ Benutzerhandbuch, eine Schritt-für-Schritt Anweisung zum Aufbau des Modells [204]. Das vorgestellte Modell wurde im Rahmen einer Bachelor-Abschlussarbeit

entwickelt [202], bei der die Temperaturentstehung beim Reiben ausgewertet wurde. Die Simulationsergebnisse werden nachfolgend den Messwerten aus dem Analogieverfahren gegenübergestellt. DEFORM bietet im Unterschied zu Abaqus/CAE eine integrierte Materialdatenbank, in der auch der verwendete 42 CrMoS 4 zu finden ist. In Abbildung C 14 in Anhang C sind die verwendeten Werkstoffdaten des Johnson-Cook-Modells [205], der Aufbau des Modells sowie die Auswertepositionen für die Temperaturwerte dargestellt. Die Werkzeuggeometrien entsprechen den für das Abaqus/CAE-Modell verwendeten Größen. Nachteil der Messung ist die Entfernung von ca. 0,2 mm zur Bohrungsoberfläche, an der die höchsten Temperaturen auftreten. Aus diesem Grund bietet die Simulation den Vorteil, bei einem Abgleich der Temperaturmesswerte an der Messstelle in 0,2 mm Tiefe, auf die Temperatur an der Bohrungsoberfläche schließen zu können. Nachteil dieses Simulationsansatzes ist die Nicht-Berücksichtigung der Eigenspannungsentstehung.

5.5.4 Ausgangsgröße Makroskopische Formänderungen

Durch den Abtrag eigenspannungsbehafteter Schichten in der plastisch deformierten Randschicht am Innendurchmesser der autofrettierten Bohrung entstehen makroskopische Formänderungen infolge von Rückstelleffekten. Aus diesem Grund ist mit einer Beeinflussung der Fertigungstoleranzen zu rechnen. In Abbildung 5-20 sind die Durchmesseränderungen nach dem Reiben dargestellt. Die Ergebnisse aus Experiment und Finite-Elemente-Analyse sind jeweils gegenübergestellt. Da der Hohlzylinder nur einseitig fertig bearbeitet wurde, sind nur diese Messpositionen dargestellt.

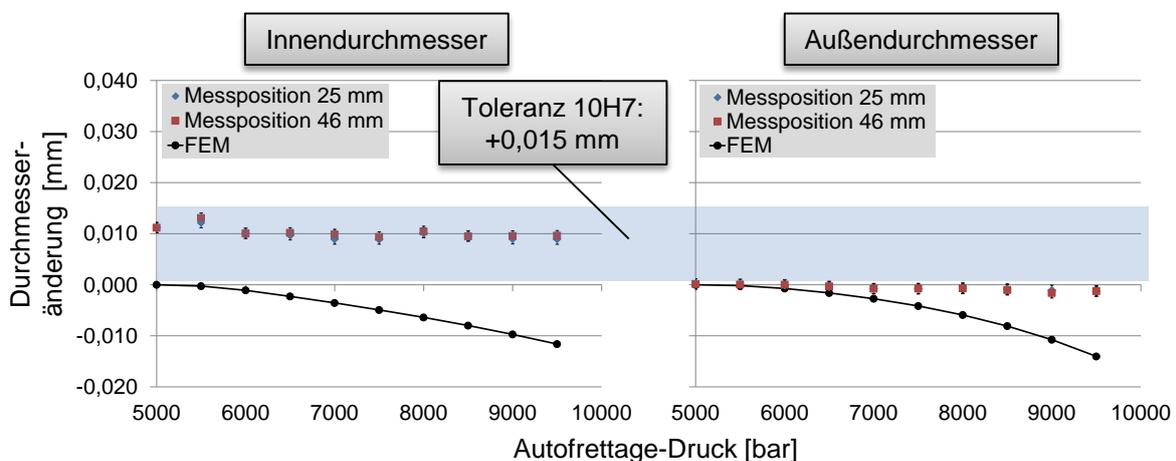


Abbildung 5-19: Durchmesseränderung des Innen- und Außendurchmessers nach Reiben als Differenz zwischen dem Zieldurchmesser 10H7 und den tatsächlichen Mess- bzw. Simulationsergebnissen

Die Änderung berechnet sich zum einen als Differenz zwischen dem theoretisch zu erzielenden Innendurchmesser 10H7 und dem Messwert und zum anderen der Änderung zwischen dem Außendurchmesser nach Autofrettage und dem Außendurchmesser nach dem Reiben auf 10H7. Die durchgeführte Fertigbearbeitung auf den Soll-Innendurchmesser 10H7 entspricht im Prinzip dem Vorgehen der Eigenspannungsmessmethode nach Sachs [159]. Aus diesem Grund ist die durch die Finite-Elemente-Berechnung prognostizierte Verkleinerung des Innendurchmessers mit

steigendem Autofrettage-Druck nachvollziehbar. Im Experiment ist jedoch keine signifikante Beeinflussung der umgelagerten Eigenspannungen nachzuweisen. Die Messwerte liegen alle recht homogen im erlaubten Toleranzband für 10H7 von $(10+0,015)$ mm. Ein ähnliches Bild zeichnet sich für das Verhalten des Außendurchmessers ab. Während die durch die Finite-Elemente-Berechnung prognostizierte Verkleinerung des Außendurchmessers analytisch sinnvoll ist, kann dieser Trend im Experiment nur ansatzweise bei den Autofrettage-Druckstufen über 8.000 bar erkannt werden. In diesem Fall ist keine signifikante Beeinflussung der Maßhaltigkeit durch den Abtrag der eigenspannungsbehafteten Randschicht zu erkennen. Bevor dies abschließend so beurteilt werden kann, muss der Blick auf die Veränderung der Eigenspannungen durch den Materialabtrag gelenkt werden. Die durch die Rückplastizierung beeinflusste Randschicht könnte ein Erklärungsansatz für die Abweichung vom analytisch und numerisch erwarteten Trend sein, da in beiden Fällen nur eine elastische Formänderung berücksichtigt wird.

5.5.5 Ausgangsgröße Eigenspannungen

Einfluss der Temperaturentstehung beim Fertigungsverfahren Reiben

Die Temperaturentstehung scheint einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Eigenspannungsentstehung zu haben. Dies wird untermauert durch die Ergebnisse des Analogieversuchs zur Temperaturmessung beim Reiben. In Abbildung 5-20 sind die Messwerte den Finite-Elemente-Ergebnissen aus der DEFORM Berechnung gegenübergestellt, in Abbildung C 15 in Anhang C ist das Simulationsergebnis eines Durchlaufs für das Versuchsteil R9 im Falschfarben-Plot dargestellt. Die Auswertepositionen im Finite-Elemente-Modell für die Gegenüberstellung der Messergebnisse sind in Abbildung C 16 in Anhang C dargestellt. Die Messwerte sind pro Versuchsteil dargestellt, die Zuordnung der Versuchsparameter ist in Tabelle C 2 in Anhang C einzusehen. Der Wiederholversuch mit Schneidöl wurde mit den gleichen Parametern wie für das Versuchsteil R7 durchgeführt, das die höchste Temperaturentwicklung zeigt. Ausgangstemperatur bei allen Versuchen war die gemessene Raumtemperatur von 21,5 °C.

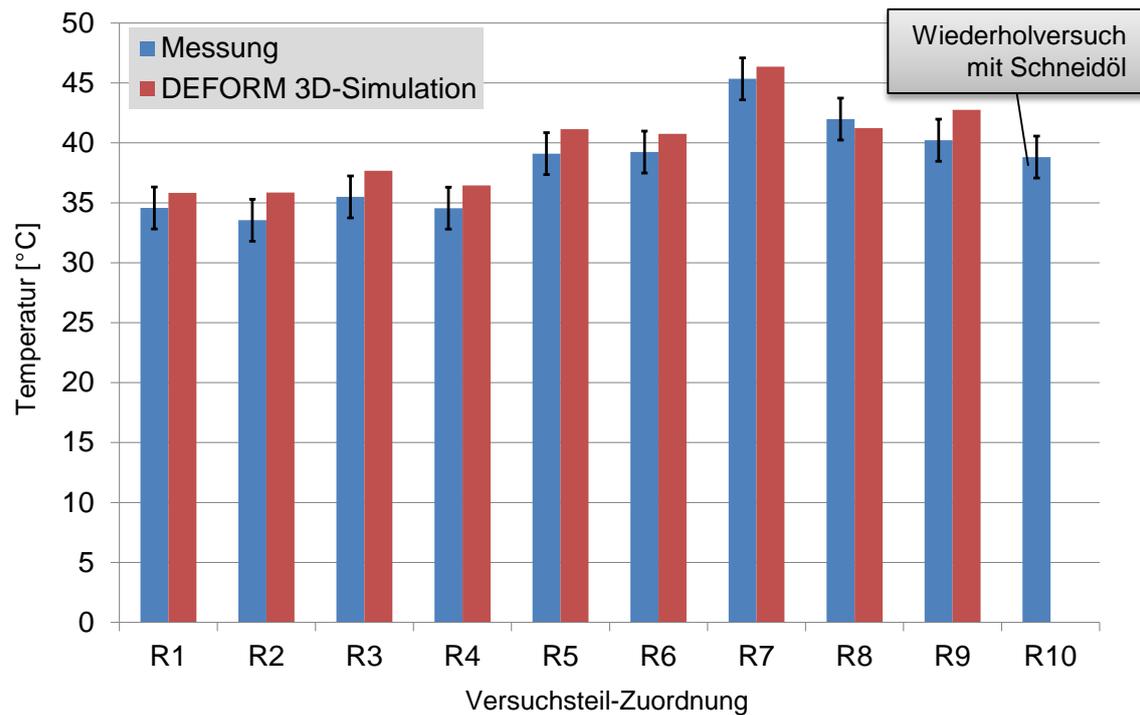


Abbildung 5-20: Ergebnisse des Analogieversuchs zur Temperaturentstehung beim Fertigungsprozess Reiben gegenübergestellt mit Ergebnissen der Finite-Elemente-Berechnung mit DEFORM 3D

Messung und Simulation liefern eine sehr gute Übereinstimmung an der Mess- bzw. Auswertestelle in 0,2 mm Entfernung von der Bohrungsoberfläche. Dank dieses Abgleichs lässt sich nun durch die Simulation auf die maximale Temperatur an der Bohrungsoberfläche schließen. Sie ergibt sich für die ungünstigste Kombination der betrachteten Fertigungsparameter auf max. 140 °C. Bei dieser Maximaltemperatur kann davon ausgegangen werden, dass keine signifikanten Zugeigenspannungen durch thermische Beeinflussung entstehen. Das Schneidöl erlaubt eine Reduzierung um ca. 6,5 °C an der Messstelle bei den ungünstigsten, gewählten Fertigungsparametern, sodass bei Verwendung von Schneidöl von noch geringeren Maximaltemperaturen an der Bohrungsoberfläche auszugehen ist. Die angewendete Vereinfachung für das explizite Abaqus/CAE-Modell mit einer Reduzierung auf die mechanischen Eigenspannungsentstehungsmechanismen ist also für das Fertigungsverfahren Reiben zulässig.

Eigenspannungsverläufe ohne die Berücksichtigung der Interaktion Werkzeug/Werkstück

In Abbildung 5-21 sind die von Mises Vergleichseigenspannung sowie die Umfangseigenspannung nach einer Autofrettage mit 11.000 bar sowie dem schrittweisen Materialabtrag durch das Löschen der zugehörigen Element-Sets im Finite-Elemente Modell dargestellt. Das hohe Autofrettage-Druckniveau wird im Finite-Elemente-Modell gewählt, um sicher einen rückplastizierten Materialbereich zu erzeugen. Jeder Abtragschritt beträgt dabei 0,5 mm über den Durchmesser, also 0,25 mm über die Wandstärke des Hohlzylinders. Der Übersichtlichkeit halber werden nur die ersten

vier Abtragungsschritte dargestellt, was einem Aufbohren auf 11 mm Innendurchmesser entspricht. Die Tiefenverläufe der Eigenspannungen beginnen trotz des fortschreitenden Materialabtrags immer auf der Null-Position der Wandstärke, um die Veränderungen am Innendurchmesser besser herausstellen zu können.

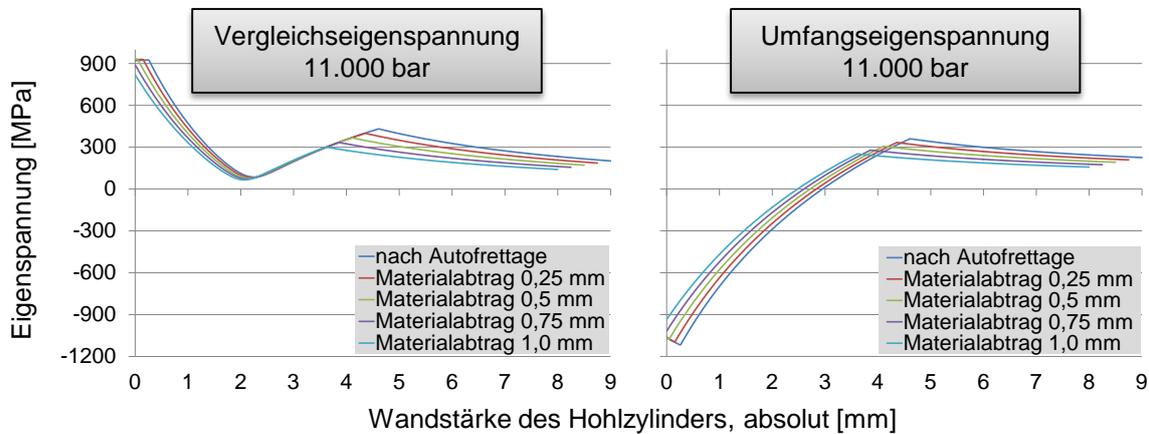


Abbildung 5-21: Entwicklung der von Mises Vergleichseigenspannung sowie Umfangseigenspannung nach Autofrettage mit 11.000 bar und vier aufeinanderfolgenden Materialabträgen

Das Finite-Elemente-Modell berechnet für das Autofrettage-Druckniveau von 11.000 bar eine deutliche Rückplastizierung bis ca. 0,25 mm Tiefe der Randschicht. Der erste Materialabtrag sollte diesen rückplastizierten Bereich folglich vollständig entfernen. Schaut man allerdings auf die Spannungsverläufe, so stellt man fest, dass es infolge der hohen Rückstellspannungen des äußeren elastischen Materialbereichs zu einer weiteren Rückplastizierung am Innendurchmesser kommt und erst ab einem Materialabtrag ab 0,75 mm die Rückplastizierung endgültig entfernt ist. Dies wiederlegt die Annahmen der meisten mechanischen Eigenspannungsmessverfahren, die ein rein elastisches Umlagerungsverhalten annehmen, und stützt die Prognosen von Parker et al. [89] an bearbeiteten Kanonenrohren. Das eigentliche Druckeigenspannungsmaximum liegt bei Auftreten einer Rückplastizierung unterhalb der Bohroberfläche. Der maximale Betrag der Eigenspannungen am Innendurchmesser bleibt interessanterweise für die ersten 0,5 mm Materialabtrag fast konstant groß. Erst nach Überschreiten der 0,75 mm Materialabtragungsgrenze scheint sich eine proportionale Reduzierung des Maximums am Innendurchmesser einzustellen. Betrachtet man die Verläufe über die ganze Wandstärke des Hohlzylinders, so flachen die Verläufe langsam mit zunehmendem Materialabtrag ab. Aufgrund des geforderten Eigenspannungsgleichgewichts reduziert sich zusammen mit dem druckeigenspannungsbehafteten Innenbereich der Betrag der Zugeigenspannungen im äußeren Bereich. Führt man den Materialabtrag bis zum elastisch-plastischen Übergang fort, sind letztlich alle Eigenspannungen ausgelöst (der Übersichtlichkeit halber hier nicht gezeigt). Die Position des elastisch-plastischen Übergangs bleibt dabei praktisch konstant, wenn auch die Darstellungsweise eine Verschiebung nach links im Diagramm suggeriert. Sie entsteht lediglich durch die Normierung des Beginns der Tiefenverläufe auf die Null-Position der x-Achse. Die Konstanz des elastisch-plastischen Übergangs trotz Materialabtrag bestätigt die Unter-

suchungen von Hameed et al. [137]. Um noch einmal zu verdeutlichen, dass ohne die Präsenz einer Rückplastizierung eine proportionale Umlagerung stattfindet, ist in Abbildung 5-22 der Verlauf der Mises Vergleichseigenspannung sowie die Umfangseigenspannung für den Materialabtrag von 1 mm über die Wandstärke des Hohlzylinders dargestellt.

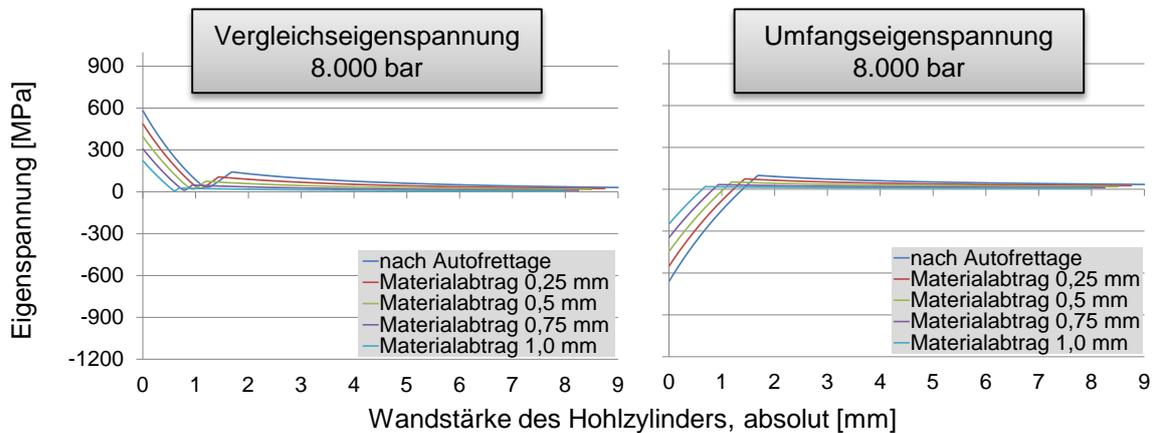


Abbildung 5-22: Entwicklung der von Mises Vergleichseigenspannung sowie Umfangseigenspannung nach Autofrettage mit 8.000 bar und vier aufeinanderfolgenden Materialabträgen

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass der Materialabtrag zu einer kontinuierlichen Reduzierung der vorteilhaften Druckeigenspannungen in der Randschicht der Hohlzylinder führt, und zwar sowohl in Betrag als auch in Tiefe. Liegt der Materialabtrag unterhalb einer kritischen Tiefe, die offenbar der Tiefe der Rückplastizierung entspricht, bleibt zumindest das Druckeigenspannungsmaximum am Innendurchmesser nahezu konstant. In Verbindung mit der Feststellung, dass keine signifikante Beeinflussung der Formänderung bei einem Reiben auf den Innendurchmesser 10H7 im Experiment beobachtet werden kann, obwohl dies analytisch wie numerisch prognostizierbar ist, stellt die Tiefe des rückplastizierten Bereichs demzufolge einen wichtigen Anhaltspunkt bei der Vorgabe einer maximalen Abtragtiefe dar. Hier muss berücksichtigt werden, dass das Finite-Elemente-Modell die Tiefe des rückplastizierten Bereichs unterschätzt und somit zu einer konservativen Abschätzung verhilft.

Berücksichtigung der Interaktion Werkzeug/Werkstück, Vergleich XRD und Finite-Elemente-Modell

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Finite-Elemente-Berechnung nach Autofrettage mit Berücksichtigung der Interaktion zwischen Werkzeug und Werkstück den XRD-Messergebnissen gegenübergestellt. In Abbildung 5-23 sind die Tiefenverläufe der Umfangseigenspannungen für die Autofrettage mit 8.000 bar, 9.000 bar und 9.500 bar mit anschließendem Aufbohren und Reiben auf 10H7 zu sehen. Die Ergebnisse der Finite-Elemente-Berechnung sind in diesem Fall wie die Messwerte als Einzelpunkte dargestellt, die zusätzlich mit einer interpolierten Linie verbunden sind. Dies trägt der Tatsache Rechnung, dass die Finite-Elemente-Vernetzung eine endliche Größe aufweist.

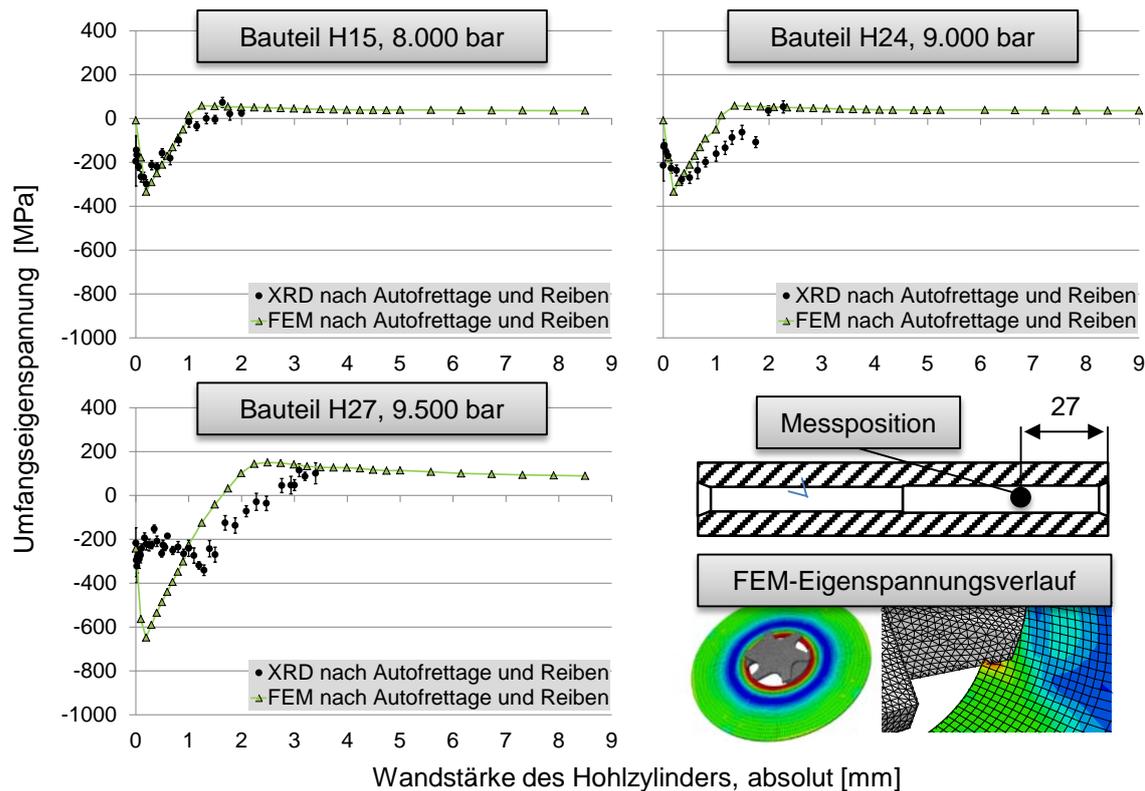


Abbildung 5-23: Tiefenverlauf der Umfangseigenspannung aus der XRD-Messung und der Finite-Elemente-Berechnung mit Berücksichtigung der Interaktion zwischen Werkzeug/Werkstück nach Autofrettage mit 8.000 bar, 9.000 bar und 9.500 bar

Die Ergebnisse der Finite-Elemente-Berechnung zeigen eine sehr gute Übereinstimmung mit den XRD-Messungen für die Druckstufen 8.000 bar und 9.000 bar über den gesamten vergleichbaren Tiefenverlauf. Im Gegensatz zum Finite-Elemente-Ansatz ohne Berücksichtigung der Interaktion Werkzeug/Werkstück wird auch das komplexe Verhalten im bohrungsnahen Bereich gut abgebildet. Für die Abweichung bei der 9.500 bar Druckstufe können zwei Erklärungsansätze formuliert werden: Zum einen kann das bi-lineare kinematische Verfestigungsmodell die Rückplastizierung nicht vollständig darstellen, weshalb vor allem der bohrungsnaher Bereich abweicht. Zum anderen führt die zerstörende Präparation für die XRD-Messungen vermutlich zu signifikanten Umlagerungen über den Eigenspannungstiefenverlauf. Dieser Punkt wird im letzten Prozessschritt ausführlich betrachtet. Der steile Spannungsgradient in den ersten 0,2 mm der Randschicht kann vom Finite-Elemente-Modell nur interpoliert dargestellt werden. Hier können zukünftige Simulationen eine feinere Vernetzung vorsehen. Der kleinste stabile Berechnungsschritt des expliziten Lösungsverfahrens wird in Abhängigkeit der kleinsten Elementgröße festgelegt. Das führt zu noch längeren Rechenzeiten, wodurch der Einsatz eines Mehrkern-Rechenclusters notwendig wird. Die Rechenzeit-Restriktion wird aber mit der schnellen technischen Weiterentwicklung neuer Rechnersysteme in den kommenden Jahren ein lösbares Problem darstellen. Der in diesem Kapitel neu entwickelte Finite-Elemente-Ansatz mit Berücksichtigung der Interaktion Werkzeug/Werkstück ist prinzipiell gut geeignet, das komplexe Verhalten entlang der Prozessschritte Autofrettage und Nachbearbeitung

nachzubilden. Experiment und Finite-Elemente-Analyse zeigen eine deutliche Beeinflussung der spanenden Nachbearbeitung auf den finalen Tiefenverlauf. Die Wegnahme des Materials führt zu einer Reduktion des durch Rückplastizierung behafteten Bereichs. Dadurch könnte der Einfluss der für die XRD-Messung benötigten zerstörenden Präparation verringert werden. Dies würde die gute Übereinstimmung zwischen Finite-Elemente-Analyse und XRD-Messung erklären. In jedem Fall führt die Nicht-Berücksichtigung der Interaktion zwischen Werkzeug und Werkstück zu überschätzten Druckeigenspannungsbeträgen und kann für die Simulation des Materialabtrags an dieser Stelle nicht empfohlen werden. Stellt man die Ergebnisse für die 8.000 bar Druckstufe aus Abbildung 5-22 denen aus Abbildung 5-23 gegenüber, kann eine Reduzierung der Druckeigenspannungen am Innendurchmesser von ca. 50 % festgestellt werden.

Zum Abschluss der Betrachtung des Finite-Elemente-Ansatzes mit Berücksichtigung der Interaktion zwischen Werkzeug und Werkstück wird in Abbildung 5-24 der Tiefenverlauf der Umfangseigenspannung aus der Finite-Elemente-Berechnung für den Fall ohne vorherige Autofrettage dargestellt. Das Versuchsteil ohne Autofrettage liegt nicht im geriebenen Zustand vor, sodass kein Vergleich zu den Messwerten gezogen werden kann.

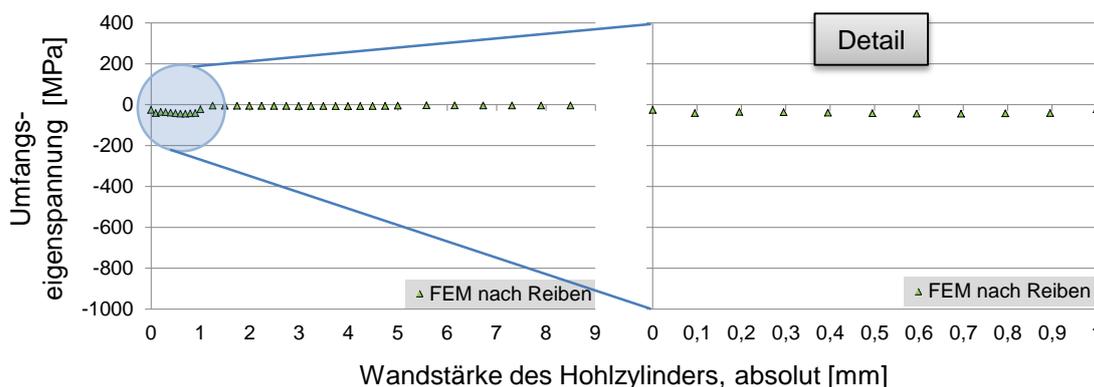


Abbildung 5-24: Tiefenverlauf der Umfangseigenspannung aus der Finite-Elemente-Berechnung nach Aufbohren und Reiben und ohne vorherige Autofrettage

Das Finite-Elemente-Modell berechnet Druckeigenspannungen für die ersten 1 mm der Wandstärke mit einem Maximum von ca. -45 MPa, kann jedoch aufgrund der begrenzten Netzdichte keine Spannungsgradienten in der bohrungsnahen Randschicht abbilden, selbst wenn der Modellierungsansatz dies abbilden könnte. Die Genauigkeit der Berechnung kann aufgrund der fehlenden experimentellen Daten an dieser Stelle nicht verifiziert werden. Bei der Analogiebetrachtung für den Werkstoff X2 CrNiMo 17-12-2, die in Kapitel 6.5 durchgeführt wird, wird der simulierte oberflächennahe Eigenspannungstiefenverlauf durch einen Vergleich mit in der Literatur präsentierten Ergebnissen plausibilisiert.

Berücksichtigung der Interaktion Werkzeug/Werkstück, Vergleich XRD und PRISM

Auch bei der Nachbearbeitung wird ein Blick auf die Aussagefähigkeit der PRISM-Messungen geworfen. In Abbildung 5-25 sind die Umfangseigenstressungen für die ersten 0,5 mm des Tiefenverlaufs für die Druckstufen 8.000 bar und 9.000 bar gegenübergestellt.

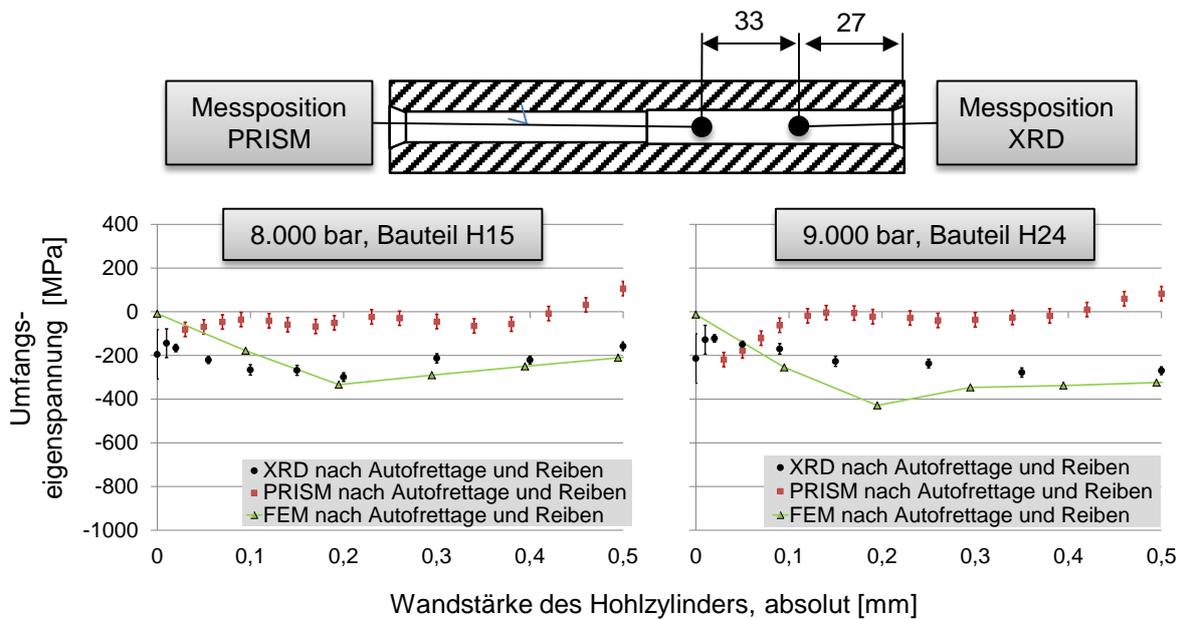


Abbildung 5-25: Tiefenverläufe der Umfangseigenstressung aus der XRD-Messung, PRISM-Messung und Finite-Elemente-Berechnung für die ersten 0,5 mm der Wandstärke

Während die PRISM-Messergebnisse für die ersten 0,1 mm noch in vergleichbaren Größenordnungen mit XRD und der Finite-Elemente-Berechnung liegen, werden danach im Prinzip keine Druckeigenstressungen mehr nachgewiesen. Die reduzierte Empfindlichkeit aufgrund der gewählten Messrichtung sowie die sinkende Empfindlichkeit mit steigender Bohrtiefe führen zu einer nicht ausreichenden Aussagefähigkeit der PRISM-Messergebnisse. Trotzdem muss der Vollständigkeit halber auch erwähnt werden, dass die XRD-Messungen aufgrund des elektrochemischen Polierens [176] zur Messung des Tiefenverlaufs nicht vollkommen fehlerfrei sind.

Zum Abschluss wird die empfindlichere axiale Messrichtung betrachtet. In Abbildung 5-26 ist der mit PRISM gemessene Tiefenverlauf der axialen Eigenstressung den Ergebnissen der Finite-Elemente-Berechnung gegenübergestellt. Zusätzlich ist der Mittelwert der XRD-Oberflächenmesswerte für die axiale Eigenstressung eingetragen, um einen Eindruck über die Vergleichbarkeit im bohrungsnahen Bereich zu erhalten.

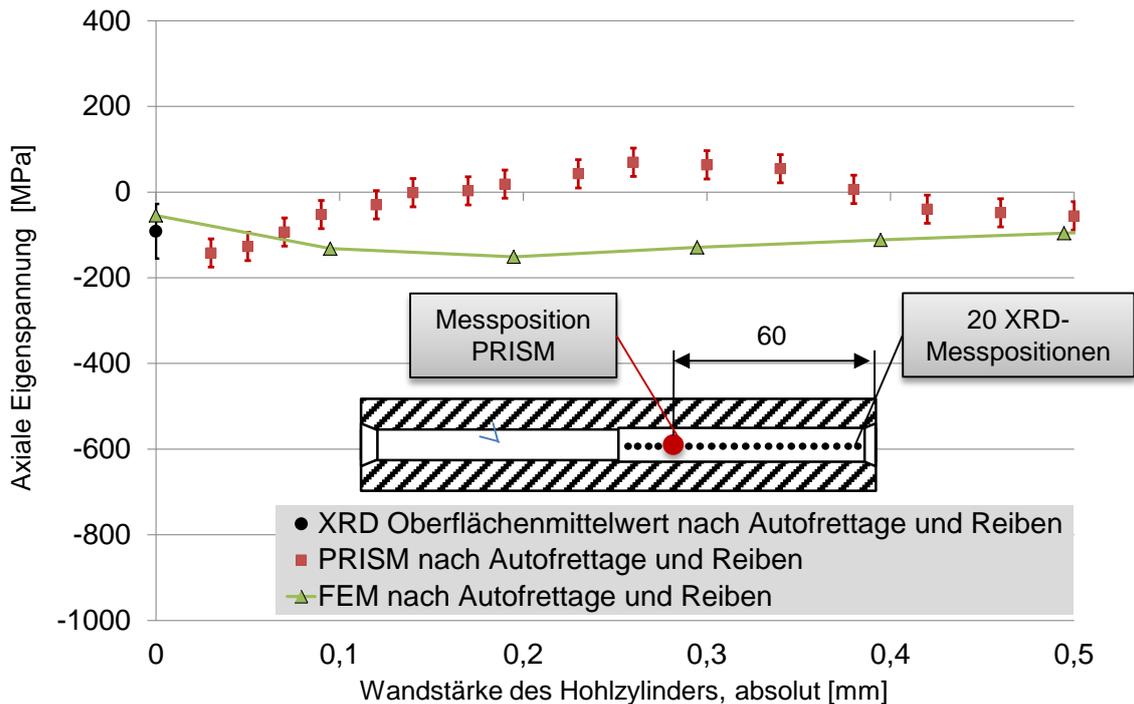


Abbildung 5-26: Gegenüberstellung des PRISM Tiefenverlaufs und Ergebnisse der Finite-Elemente-Berechnung nach Autofrettage mit 9.500 bar und anschließendem Reiben für die axialen Eigenspannungen sowie Mittelwert der XRD-Oberflächenmesswerte

Wie für die Umfangsmessungen, liegen die Werte für die ersten 0,1 mm dicht beieinander, mit steigender Tiefe weichen die PRISM-Ergebnisse jedoch zunehmend von der Finite-Elemente-Berechnung ab. Da kein XRD-Tiefenverlauf vorliegt, kann die Genauigkeit nicht abschließend bewertet werden. Im oberflächennahen Bereich scheint das PRISM-Messverfahren aber trotz aller Restriktionen verwertbare Ergebnisse liefern zu können.

Eigenspannungsmessung: Einfluss der Messposition

Eine abschließende Eigenspannungsanalyse nach dem Prozessschritt Nachbearbeitung beschäftigt sich mit den Messwerten direkt an der Oberfläche. In Abbildung 5-27 sind für die Bauteile mit einem Autofrettage-Druck von 8.000 bar, 9.000 bar und 9.500 bar die XRD-Messwerte über die Länge des Hohlzylinders aufgetragen. An ausgewählten Messstellen wurde neben der $\varphi = 0^\circ$ -Messung auch eine $\varphi = 180^\circ$ -Messung zur Verifikation durchgeführt, die im Diagramm mit aufgenommen ist.

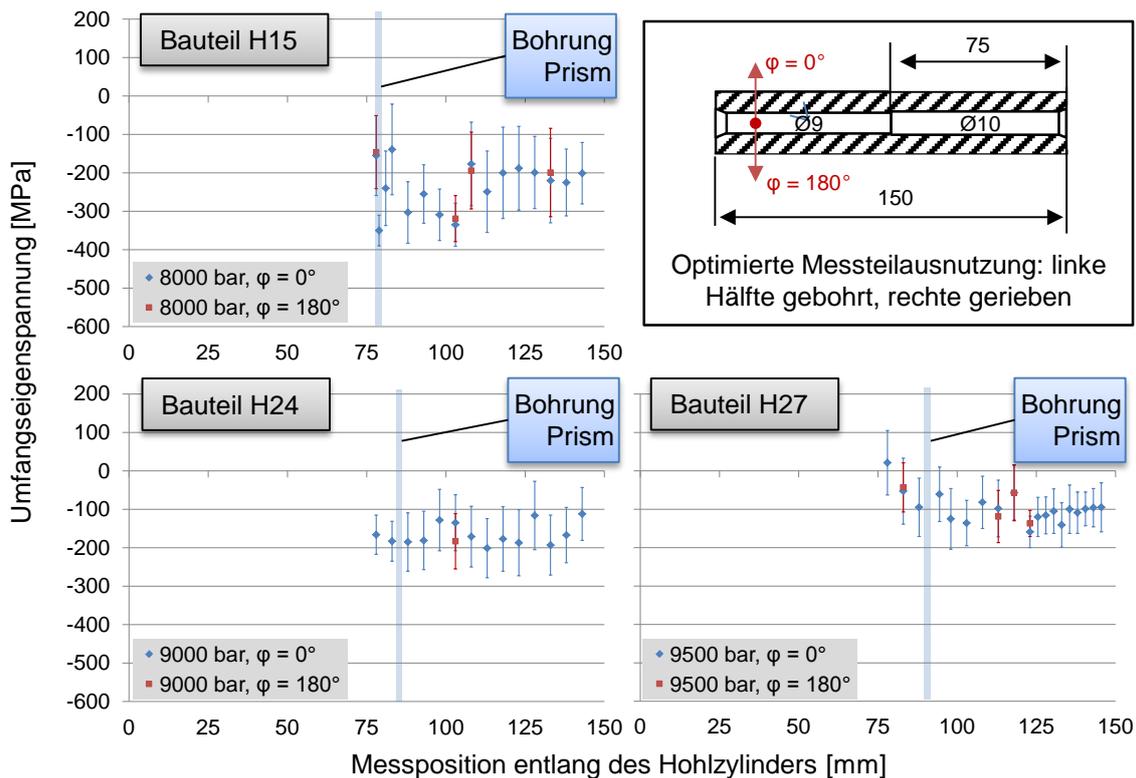


Abbildung 5-27: Oberflächen-Umfangseigenstressen nach Autofrettage mit 8.000 bar, 9.000 bar und 9.500 bar, ermittelt mit XRD

Es ist eine deutliche Streuung der Messwerte über die Länge des Hohlzylinders zu erkennen, die bei der 8.000 bar Druckstufe am größten ausgeprägt ist. Insgesamt liegen die 9.000 bar und 9.500 bar Messwerte mit Berücksichtigung der Messgenauigkeit dichter beieinander als die Messwerte nach Autofrettage. Die Verifikationsmessungen in $\varphi = 0^\circ$ und $\varphi = 180^\circ$ veranschaulichen eine sehr gute Messwiederholbarkeit. Der Einfluss des Absatzes bei Position 75 mm ist erkennbar, ebenso die Beeinflussung der Messwerte in der Nähe der PRISM-Bohrung. Vernachlässigt man die jeweils um die PRISM-Bohrung benachbarten Messpositionen, ergibt sich ein vergleichsweise homogener Verlauf. Um den Einfluss der Oberflächenrauigkeit auf die Messwerte zu untersuchen, sind in Abbildung 5-28a zunächst die Rauigkeitskennwerte R_a und R_z nach Bohren und Autofrettage sowie Reiben über alle gemessenen Hohlzylinder aufgetragen, um einen Eindruck über die absolute Rauigkeit zu erhalten. In Abbildung 5-28b sind zusätzlich die Bauteile H21 und H26 nach Bohren und Autofrettage sowie Reiben gegenübergestellt, um einen Eindruck über die Veränderung an den Einzelbauteilen zu erhalten. Auf die Angabe der Fehlerbalken wird in diesem Diagramm verzichtet, da die Genauigkeit der Einzelmessung mit $0,076 \mu\text{m}$ ausreichend klein ist.

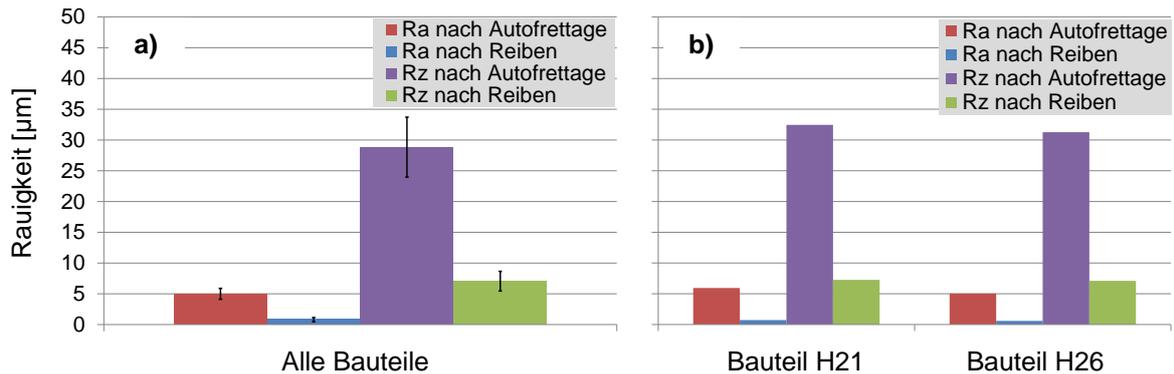


Abbildung 5-28: Rauigkeitskennwerte über: a) alle gemessenen Hohlzylinder und b) im Vergleich für zwei ausgewählte Bauteile H21 und H26

Die Rauigkeitskennwerte nach Reiben zeigen eine deutliche Verbesserung, wie dies für das Fertigungsverfahren zu erwarten ist. Um den lokalen Einfluss der Rauigkeit auf die XRD-Messergebnisse zu untersuchen, werden des Weiteren in Abbildung 5-29 zwei Messstellen des Bauteils H25 mit einem optischen Oberflächenmessgerät mit integriertem Digitalmikroskop im Detail gezeigt.

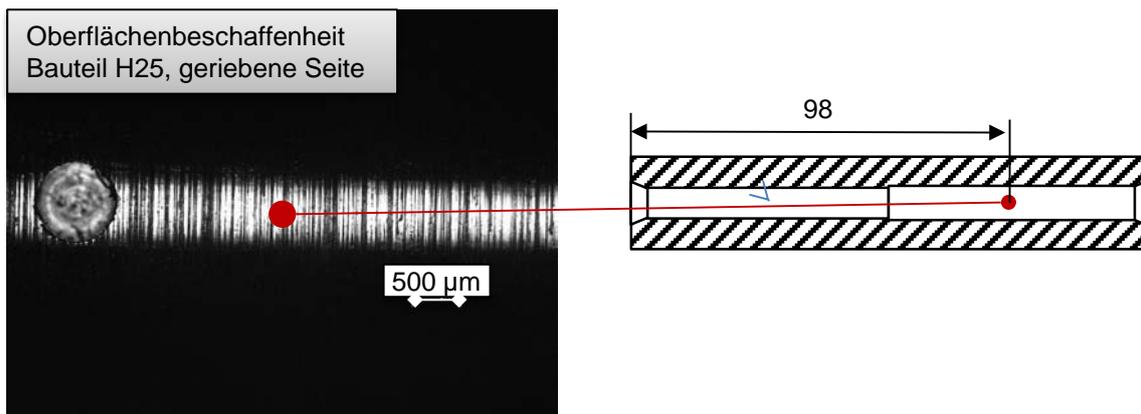


Abbildung 5-29: Oberflächenbeschaffenheit der Probe H25 über die Länge des Hohlzylinders; aufgenommen mit einem Alicona Infinite Focus Oberflächenmessgerät an der FH Kaiserslautern [197]

Die Oberfläche ist, wie zu erwarten, auch lokal wesentlich glatter als nach dem Bohren. Damit kann die geringere Streuung im Vergleich zur gebohrten und autofretteten Seite erklärt werden.

5.6 Prozessschritt Präparation zur Eigenspannungsmessung

Die gemessenen Eigenspannungstiefenverläufe nach den Prozessschritten Autofrettage und Nachbearbeitung zeigen einen deutlichen Unterschied zu den analytisch sowie numerisch mit Finite-Elemente-Berechnung prognostizierten Ergebnissen. Um den Einfluss der zerstörenden Präparation zur Messung der Eigenspannungen zu quantifizieren und daraus ein Finite-Elemente-Modell zur Vorhersage der Einflussgrößen zu entwickeln, wird im Folgenden dieser Prozessschritt systematisch untersucht.

5.6.1 Experimentelle Eingangsgrößen

Zur Erfassung der Eigenspannungen an der Bohrungs Oberfläche und in der Tiefe der darunterliegenden Randschicht mittels Bohrlochmethode und XRD werden die Hohlzylinder mittig aufgetrennt. Um einen größtmöglichen Winkelbereich für die XRD-Messung zu gewährleisten, werden die Hohlzylinder nach der Vermessung mit der Bohrlochmethode auf einen Restabstand zwischen Bohrungsgrund und Fräsfläche von 4 mm abgefräst. In Abbildung 5-30 sind die Präparationsschritte und der Restabstand dargestellt.

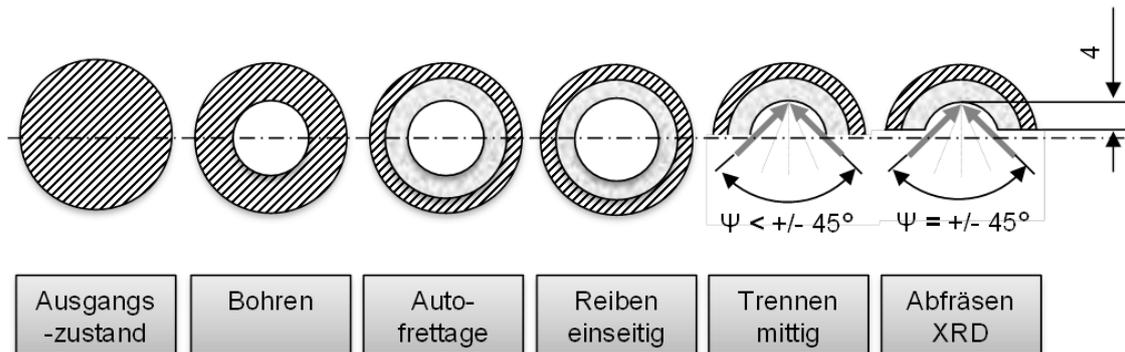


Abbildung 5-30: Präparationsschritte zur experimentellen Messung der Eigenspannungen mittels Bohrlochmethode und XRD

5.6.2 Finite-Elemente-Modelle

Einfluss des Auftrennens

Zur Simulation der Eigenspannungsumlagerung durch die zerstörende Präparation wird der Hohlzylinder unter Ausnutzung aller Symmetriebedingungen vollständig 3D simuliert unter Verwendung eines elastisch, plastischen Werkstoffmodells mit bilinearer kinematischer Verfestigung. Somit lassen sich neben dem mittigen Auftrennen auch außermittige Trennpositionen im Modell berücksichtigen und deren möglicher Einfluss untersuchen. Zur Vernetzung kommen quadratische Elemente zweiter Ordnung mit 20 Knoten und reduzierter Integration des Typs C3D20R zum Einsatz [203]. Die kleinste Kantenlänge wird mit 20 μm in der Nähe der Bohrung festgelegt und nach außen hin schrittweise vergrößert. Um das Modell so klein wie möglich zu halten, kommen je nach Schnittposition zwei Modellierungsansätze zum Einsatz. Für den mittigen Schnitt reicht die Modellierung eines Viertels des Hohlzylinders, während für die außermittigen Schnitte die Hälfte des Hohlzylinders modelliert wird. Die Finite-Elemente-Modelle und die berücksichtigten Schnittpositionen sind in Abbildung C 17 in Anhang C dargestellt. Als Solver kommt der implizite Abaqus/Standard-Solver zum Einsatz.

Das Auftrennen kann durch zwei Varianten modelliert werden. Zum einen im Viertelmodell durch das einfache Löschen der x-Symmetrie Randbedingung, zum anderen durch das schrittweise Löschen zugehöriger Element-Sets durch den Befehl `model Change, Remove` in Abaqus/CAE, wie dies auch schon für den Materialabtrag ohne

Interaktion Werkzeug/Werkstück getan wurde. Als außermittige Schnittpositionen werden 16 Schnittpositionen mit einer Breite von 0,5 mm berücksichtigt, wovon eine Hälfte links der Mitte und eine Hälfte rechts der Mitte angeordnet ist. Die Randbedingung „Ebener Dehnungszustand“ wird durch ein Nullsetzen der Verschiebungen in Längsrichtung des Hohlzylinders erreicht, was in Abbildung C 17 in Anhang C als „ $z = 0$ “ dargestellt ist. Der Tiefenverlauf der Eigenspannungen wird zwischen Innen- und Außendurchmesser entlang der y -Symmetrielinie ermittelt. Da die Geometrie des Hohlzylinders – vor allem sein Außen- zu Innendurchmesserverhältnis K – zusammen mit dem angewendeten Autofrettage-Druck einen entscheidenden Einfluss auf die Ausbildung des Eigenspannungstiefenverlaufs und somit der Rückplastizierung hat, werden zwei weitere Außendurchmesser 18 mm und 36 mm berücksichtigt. Dadurch ergeben sich die drei Außen- zu Innendurchmesserverhältnisse $K = 2, 3,$ und 4 . Neben den experimentell umgesetzten Autofrettage-Drücken bis 9.500 bar werden in der Simulation zusätzlich Autofrettage-Drücke bis 12.000 bar berücksichtigt.

Einfluss der Nachbearbeitung und des Auftrennens

Zur Berücksichtigung des Reibens auf 10H7 und anschließendem Auftrennen wird das gleiche Finite-Elemente-Modell wie für das Auftrennen allein ohne Berücksichtigung der Interaktion Werkzeug/Werkstück verwendet. Es wird lediglich ein weiteres Element-Set am Innendurchmesser des Hohlzylinders definiert, das die Elemente enthält, die zur Berücksichtigung des Materialabtrags auf 10H7 benötigt werden. Dieses Element-Set wird dann wiederum durch die Abaqus/CAE-Option `Model Change, Remove` gelöscht. Anschließend erfolgt das Auftrennen analog der zuvor beschriebenen Vorgehensweise.

5.6.3 Ausgangsgröße Eigenspannungen

Eigenspannungen nach dem Auftrennen

In Abbildung 5-31a sind die Umfangseigenspannungen nach der Autofrettage mit den Drücken 8.000 bar, 9.000 bar, 10.000 bar, 11.000 bar und 12.000 bar als Ergebnis der Finite-Elemente-Simulation für den Hohlzylinder mit Außen- zu Innendurchmesserverhältnis $K = 3$ dargestellt. In Abbildung 5-31b sind die gleichen Umfangseigenspannungen nach dem mittigen Auftrennen des Hohlzylinders als Ergebnis der Finite-Elemente-Simulation dargestellt.

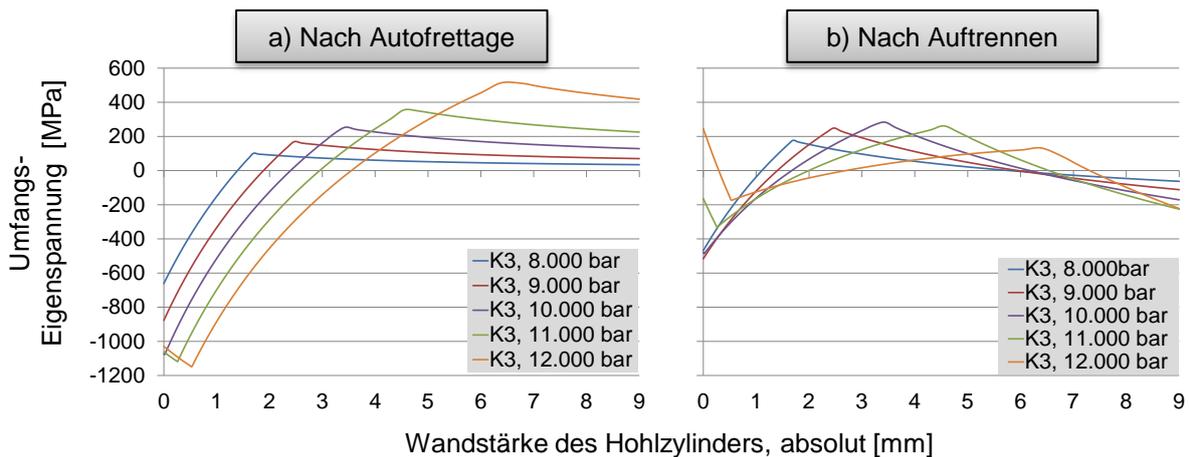


Abbildung 5-31: Einfluss des Auftrennens auf die Umfangseigenstressungen über die Wandstärke des Hohlzylinders mit einem Außen- zu Innendurchmesser Verhältnis $K = 3$

Es ist eine massive Umlagerung der Umfangseigenstressungen nach dem Auftrennen zu beobachten. Die Umlagerung lässt sich leicht aus einer Analogievorstellung erklären: Trennt man eine Heizungsrohrverkleidung aus Schaumstoff mittig auf, so wird sich an der Schnittposition eine Lücke bestimmter Größe bilden. Beim Hohlzylinder hängt diese Lücke von den enthaltenen Eigenstressungen ab. Die Lücke führt an der Messstelle dazu, dass der Werkstoff unter Zug gerät und somit das Messergebnis verfälscht wird. Während für die Druckstufen ohne Rückplastizierung die Umlagerung zu einer fast gleich großen Reduzierung der Druckeigenstressungen am Innendurchmesser und im Tiefenverlauf führt, scheint das Vorhandensein einer Rückplastizierung den Umlagerungseffekt zu verstärken. Hier kippen die Tiefenverläufe zu einem sehr flachen Verlauf um. Bei der 12.000 bar Druckstufe führt die Umlagerung sogar zu deutlichen Zugeigenstressungen am Innendurchmesser. Auf eine quantitative Analyse der Druckeigenstressungsveränderungen wird an dieser Stelle verzichtet, da – wie bereits diskutiert – das zugrundeliegende Werkstoffmodell die Druckeigenstressungen leicht überschätzt und die Tiefe des rückplastizierten Bereichs leicht von den analytischen Ergebnissen abweicht. Qualitativ lässt sich jedoch feststellen, dass das Auftrennen zu einer völligen Veränderung des Eigenstressungszustands führt. Eine Auswertung von Messergebnissen macht deshalb nur Sinn, wenn Modelle zur Vorhersage des Einflusses dieses Auftrennens eingesetzt werden. Die Lage des elastisch-plastischen Übergangs bleibt auch nach dem Auftrennen gleich.

Um die Prognosegenauigkeit des Finite-Elemente-Ansatzes zu untersuchen, sind in Abbildung 5-32 die mit XRD gemessenen Eigenstressungstiefenverläufe mit den Finite-Elemente Ergebnissen nach Auftrennen für die Druckstufen 8.000 bar, 9.000 bar und 9.500 bar gegenübergestellt.

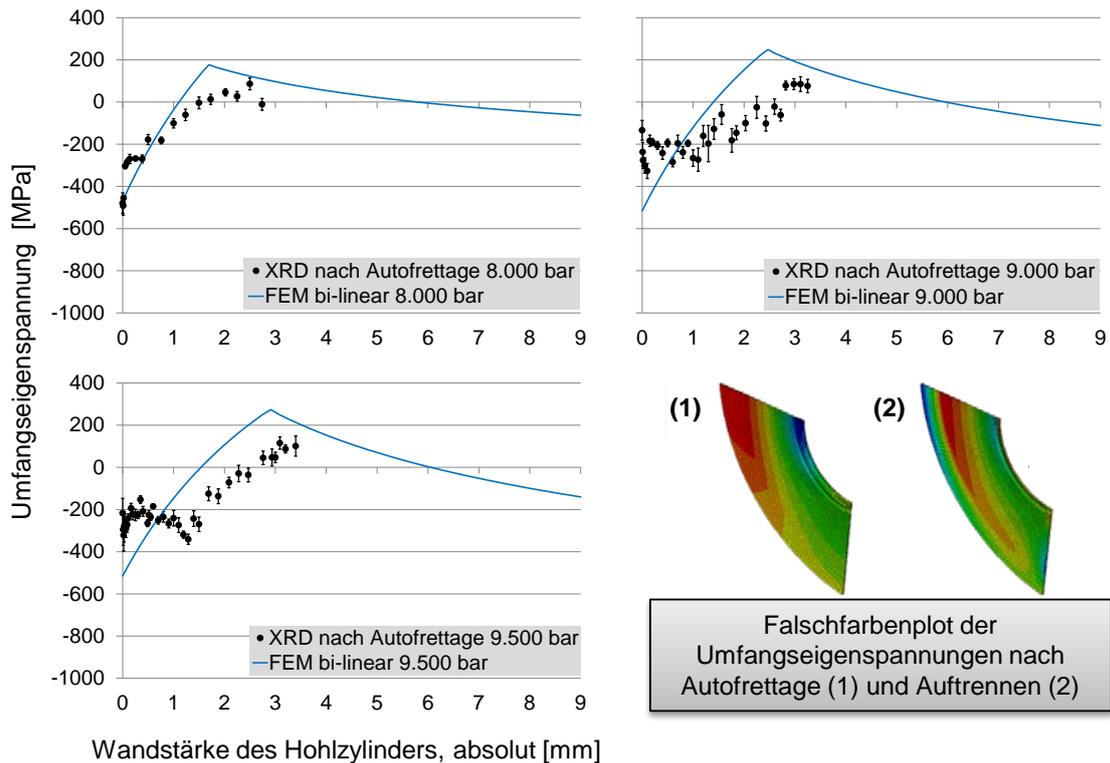


Abbildung 5-32: Umfangseigenstressungen aus XRD-Messung und Finite-Elemente-Berechnung gegenübergestellt sowie Falschfarbenplot der Umfangseigenstressverteilung nach Autofrettage und Auftrennen aus der Finite-Elemente-Berechnung

Für die 8.000 bar Druckstufe lässt sich eine gute Übereinstimmung feststellen. In der Tiefe weichen die Verläufe etwas voneinander ab. Der elastisch-plastische Übergang scheint etwas weiter in der Tiefe zu liegen, wobei der genaue Punkt schwer aus den experimentellen Daten abzulesen ist. Hier muss auch bemerkt werden, dass die XRD mit steigender Abtragtiefe durch die elektrochemische Politur einen größer werdenden Messfehler erzeugen kann [176]. Dies wird bei den XRD-Tiefenverläufen bei der Prozesskettenanalyse des Verteilerblocks noch einmal explizit betrachtet und diskutiert. Für die Druckstufen 9.000 bar und 9.500 bar ist eine deutliche Abweichung sowohl am Innendurchmesser als auch in der Tiefe festzustellen. Die Druckeigenstressungen liegen – experimentell gemessen – weiter im Material, als das Finite-Elemente-Modell dies berechnet. Wie schon bei der Analyse der Eigenstressungen im Prozessschritt Autofrettage festgestellt, ist ein deutlich rückplastizierter Bereich zu erkennen, der mit der durch das angepasste Huang-Modell analytisch berechneten Tiefe des rückplastizierten Bereichs übereinstimmt. Das Finite-Elemente-Modell mit bi-linearer kinematischer Verfestigung unterschätzt die Tiefe des rückplastizierten Bereichs, wodurch die Abweichungen vor allem im oberflächennahen Bereich der Randschicht bis zur Tiefe des rückplastizierten Bereichs zu erklären sind. Wie in Abbildung 5-31 gezeigt, wird die Rückplastizierung erst ab einem Druck von 10.000 bar berücksichtigt. Bei Betrachtung des Falschfarben-Plots erkennt man auch rein visuell die Veränderung des Eigenstresszustands in Folge des Auftrennvorgangs. Es kann festgestellt werden, dass das Finite-Elemente-Modell vor allem für die Druckstufen ohne Rückplastizierung sehr gut geeignet ist, den Einfluss

des Auftrennens vorherzusagen. Für die höheren Druckstufen mit Rückplastizierung muss das Werkstoffmodell zur quantitativen Analyse an den ausgeprägten Bauschinger-Effekt aus dem Zug-Druckversuch angepasst werden. Für eine qualitative Abschätzung im Rahmen der Prozesskettenanalyse ist das Finite-Elemente-Modell aber gut geeignet.

Um den Einfluss der Rückplastizierung auf die Umlagerung der Eigenspannungen nach dem Auftrennen des Hohlzylinders weiter zu untersuchen, werden unterschiedliche Außen- zu Innendurchmesserverhältnisse $K = 2$ und $K = 4$ verwendet. Die unterschiedlichen K -Verhältnisse führen auch zu unterschiedlichen Autofrettage-Drücken, da sowohl der Druck zu vollständigen Plastizierung der Wandstärke, p_{IVPL} , als auch der Druck zum Einsetzen des Fließens, p_{IFB} , vom K -Verhältnis abhängig sind. Hier bietet sich zur Vergleichbarkeit die Definition eines Autofrettage-Grades C an, der sich als Quotient von p_{AF} und p_{IVPL} ergibt. Die ermittelten Autofrettage-Drücke und Autofrettage-Grade C sind in Tabelle C 4 in Anhang C dargestellt. In Abbildung 5-33 sind die mit der Finite-Elemente-Methode berechneten Tiefenverläufe der Umfangseigenspannungen für $K = 2$ und $K = 4$ nach Autofrettage und nachfolgendem Auftrennen dargestellt.

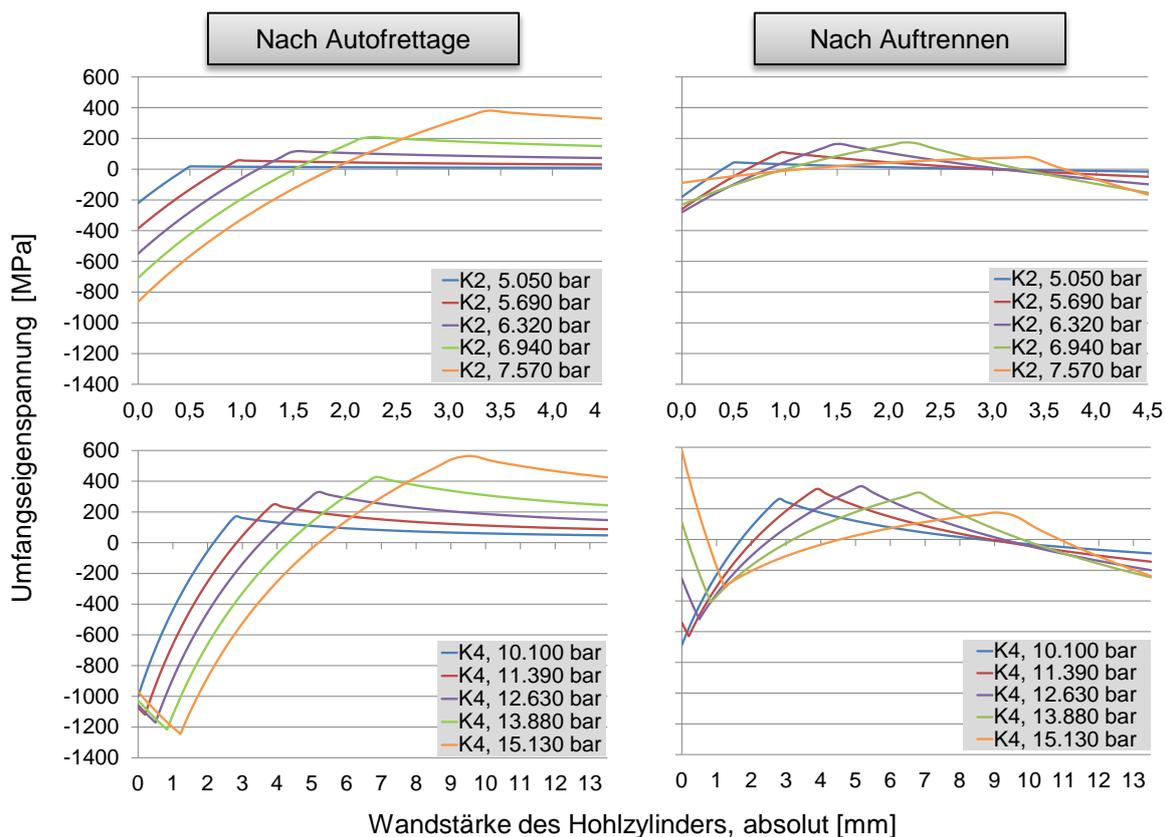


Abbildung 5-33: Tiefenverläufe der Umfangseigenspannungen nach Autofrettage und Auftrennen für die Außen- zu Innendurchmesserverhältnisse $K = 2$ (oben) und $K = 4$ (unten), berechnet mit der Finite-Elemente-Methode

Für das K -Verhältnis 2 ergibt sich in der Finite-Elemente-Berechnung keine Rückplastizierung, sodass die Umlagerung durch das Auftrennen für alle Druckstufen

ähnlich ist. Während die drei geringsten Autofrettage-Drücke am Innendurchmesser fast identische Eigenspannungsbeträge ergeben und erst über den Tiefenverlauf divergieren, ist der Einfluss des Auftrennens für die beiden größten Autofrettage-Drücke deutlicher ausgeprägt. Für die jeweils höchsten Autofrettage-Drücke mit $C = 97\%$ erfolgt eine fast vollständige Umlagerung der Eigenspannungen. Daraus kann abgeleitet werden, dass neben dem Einfluss der Rückplastizierung die Tiefe der eingebrachten Eigenspannungen an sich die beiden Haupteinflussgrößen für die Ausprägung des Umlagerungseffektes sind. Für das K-Verhältnis 4 wird der Einfluss der Kombination beider Einflussfaktoren am deutlichsten. Aufgrund der großen Wandstärke tritt die Rückplastizierung bereits bei einem Autofrettage-Grad von 73% deutlich in Erscheinung. Das Auftrennen führt in der Folge zu massiven Umlagerungen, die beim größten Autofrettage-Grad von 97% zu einer Ausbildung massiver Zugeigenspannungen bis in ca. 1 mm Tiefe führt.

Interessanterweise hat die Schnittposition keinen Einfluss auf die Umfangseigenspannungen an der Auswertestelle. Dabei spielt es auch keine Rolle, ob die Schnittposition zur Messstelle hin variiert oder weiter davon entfernt ist. Wird der Hohlzylinder einmal entlang der Hauptbohrung aufgetrennt, muss mit einer gleich großen Umlagerung der Tiefenverläufe gerechnet werden. Eine Beispielauswertung dazu ist in Abbildung C 18 in Anhang C am Beispiel der Autofrettage-Druckstufe 12.000 bar für $K = 3$ gezeigt.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass mit steigender Tiefe der eingebrachten Druckeigenspannungen und Auftreten einer Rückplastizierung mit massiven Umlagerungen durch das Auftrennen zu rechnen ist. Das präsentierte Finite-Elemente-Modell eignet sich für die qualitative Abschätzung dieser Umlagerung und kann durch weitere Optimierung des Werkstoffmodells potentiell auch für die quantitative Abschätzung verwendet werden.

Eigenspannungen nach dem Reiben und anschließendem Auftrennen

Zur Abschätzung der Eigenspannungsumlagerung nach der Autofrettage, dem Reiben und anschließendem Auftrennen werden in Abbildung 5-35 die Tiefenverläufe der Umfangseigenspannungen aus der XRD-Messung und der Finite-Elemente-Berechnung mit Berücksichtigung des Reibens und Auftrennens dargestellt. Die Interaktion Werkzeug/Werkstück ist in diesem Analogiemodell nicht berücksichtigt. Die Tiefenverläufe, die durch den Materialabtrag von 0,5 mm über die Wandstärke eigentlich an der absoluten Position von 0,5 mm auf der x-Achse beginnen müssten, sind zur besseren Vergleichbarkeit auf die Nullposition verschoben. Dadurch beträgt die maximale Wandstärke nun nur noch 8,5 mm.

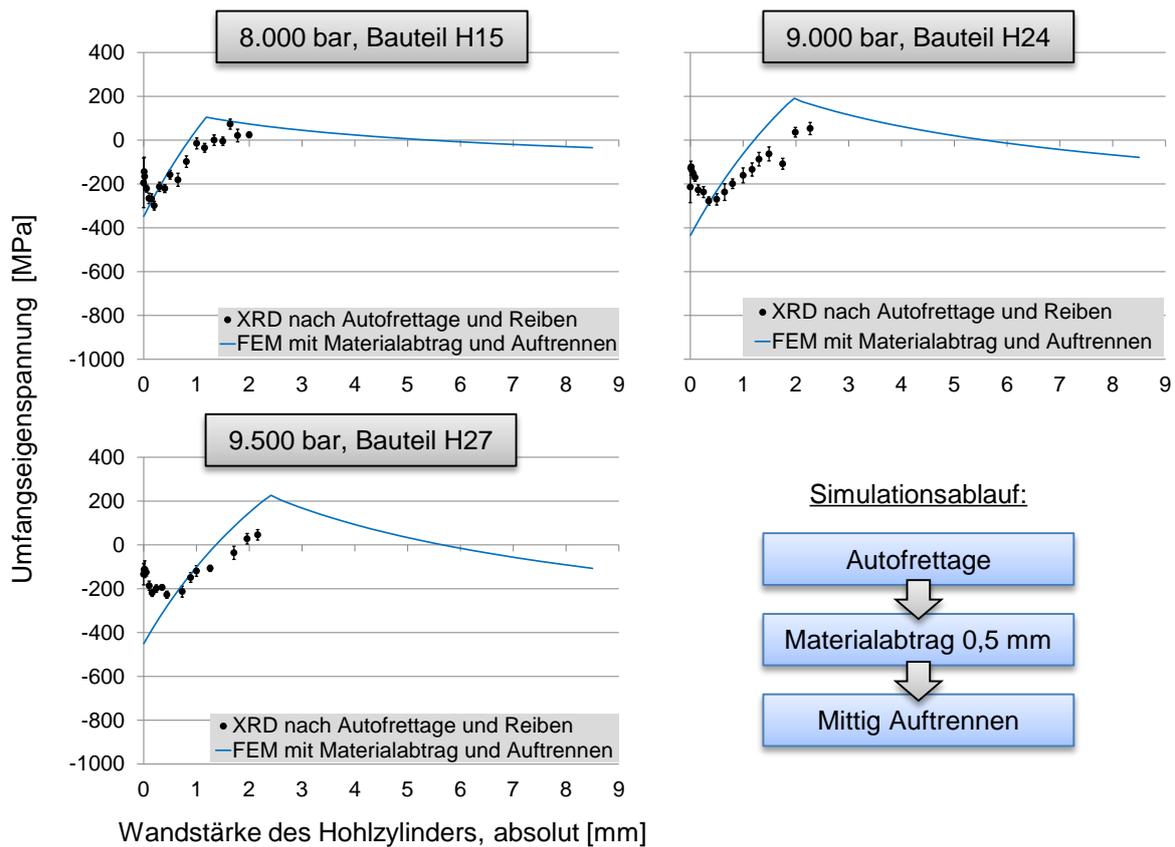


Abbildung 5-34: Tiefenverläufe der Umfangseigenspannungen nach Autofrettage und anschließendem Reiben auf 10H7 bzw. Simulation des Materialabtrags von 0,5 mm über die Wandstärke

Wie zu erwarten ist, kann das Finite-Elemente-Modell, das nur das Löschen der Elemente und somit die rein elastische Rückstellung nachbildet, die komplexe Eigenspannungsverteilung vor allem in der bohrungsnahen Randschicht nicht berechnen. Hier fehlt die Information über die zusätzlich durch das Reiben induzierten Bearbeitungseigenspannungen. Die Tiefenverläufe werden hingegen recht gut nachgebildet. Wie aus der Analyse der Nachbearbeitung bereits klar geworden ist, handelt es sich bohrungsnah um einen komplex überlagerten Eigenspannungszustand, der nur durch die Berücksichtigung der Interaktion zwischen Werkzeug und Werkstück erfasst werden kann.

5.7 Zerstörungsfreie Prüfung des Eigenspannungszustands entlang der Prozesskette mit Hilfe der Neutronenbeugung

5.7.1 Vorbemerkung

Eine Ermittlung der Eigenspannungstiefenverläufe nach den einzelnen Prozessschritten ohne die Beeinflussung einer zerstörenden Präparation ist nur möglich, wenn eine zerstörungsfreie Prüfung durchgeführt werden kann. Bei dem großen Messvolumen und dem stark absorbierenden martensitischen Vergütungsstahl 42 CrMoS 4 bietet sich dafür in erster Linie die Neutronenbeugung an. Die Verfügbarkeit geeigneter Neutronenquellen ist allerdings stark begrenzt. Diese Arbeit beruht auf Experimenten, die am Stress-Spec Instrument, betrieben vom Helmholtz-

Zentrum Geesthacht Zentrum für Material und Küstenforschung (HZG) am Heinz Maier-Leibnitz-Zentrum, Garching, Deutschland, durchgeführt wurden.

5.7.2 Herstellung der Versuchsteile

Für das Neutronenbeugungsexperiment werden 5 Hohlzylinder aus dem Werkstoff 42 CrMoS 4 Charge 2 nach der Skizze in Anhang C Abbildung C 19 verwendet, die nachfolgend mit N1 – N5 bezeichnet werden. Die Bearbeitungsreihenfolge zur Herstellung des Außen- zu Innendurchmesserverhältnis von $K = 3$ entspricht der Reihenfolge zur Herstellung der Hohlzylinder H1 – H29. Für die Innenbohrung sowie für das Aufbohren und Reiben werden überlange Spiralbohrer und eine überlange Reibahle eingesetzt, sodass die Bearbeitung von einer Seite durchführbar ist. Aus diesem Grund ist auch die Länge der Hohlzylinder N1 – N5 auf 110 mm verkürzt. Abschließend wird ein 60° -Konus an den beiden Bohrungsenden jedes Hohlzylinders als Dichtfläche für die spätere Autofrettage hergestellt. Die Fertigungsparameter der einzelnen Prozessschritte „Herstellung des Ausgangszustands“, „Autofrettage“ und „Nachbearbeitung“ sind zusammenfassend in Tabelle C-5 bis C-7 in Anhang C vorgestellt. Bei der Nachbearbeitung muss erwähnt werden, dass die verwendeten überlangen Werkzeuge zu leichten Vibrationen und infolgedessen zu leichter Riefenbildung in der Bohrung führten. Vor allem der Bohrer zeigte eine Tendenz zu einer Pendelbewegung, weshalb für die Reibahle kaum noch Material zur Wegnahme übrig blieb. Dies führt zu einer Beeinflussung des Bearbeitungseigenspannungszustands im oberflächennahen Bereich und muss bei der Interpretation der Messergebnisse berücksichtigt werden.

Zur Messung des spannungsfreien bzw. Referenz-Gitterebenenabstands d_0 wird ein Würfel mit einer Kantenlänge von 3 mm x 3 mm x 3 mm aus dem Rundstab des Ausgangsmaterials per Drahterodieren gefertigt. Der Würfel wird anschließend spannungsarmgeglüht. Das Referenzteil sowie die Parameter zum Spannungsarmglühen sind in Abbildung C 20 in Anhang C dargestellt.

5.7.3 Stress-Spec Neutronendiffraktometer

Das Stress-Spec Instrument befindet sich an der Strahllinie SR3 der Forschungsneutronenquelle Heinz Maier-Leibnitz (FRM II) in Garching bei München. Das Instrument wird von der reaktorbasierten Neutronenquelle FRM II mit sogenannten thermischen Neutronen versorgt [206]. Der FRM II ist dabei die leistungsstärkste Neutronenquelle in Deutschland, und bezogen auf seine thermische Leistung (20 MW) erreicht er weltweit den höchsten Neutronenfluss mit ca. 8×10^{14} Neutronen pro cm^2 und s. Für die Eigenspannungsanalyse am martensitischen 42 CrMoS 4 Charge 2 kommt ein Silizium Si(400) Monochromator zum Einsatz mit einer Wellenlänge von 0,126 nm. Die hochenergetische Neutronenstrahlung kann den Stahl zerstörungsfrei bis in mehrere Zentimeter Tiefe untersuchen. Gemessen werden die Gitterdehnungen in axialer, radialer und tangentialer Richtung, die aus den Maxima der Beugungsreflexe der {211}-Gitterebenen des α -Eisen bestimmt werden können. Ein Vergleich mit dem spannungsfreien Gitterebenenabstand d_0 , der über eine spannungsarme Referenzprobe ermittelt wird, kann auf die resultierenden Gitterdehnun-

gen geschlossen werden. Unter Anwendung des allgemeinen Hooke'schen Gesetzes können aus den axialen, radialen und tangentialen Hauptdehnungen bzw. -stauchungen dann die zugehörigen Eigenspannungskomponenten nach Gleichung 5-1 bestimmt werden [207].

$$\sigma_i = \frac{E_{hkl}}{1+\nu_{hkl}} \left(\varepsilon_i + \frac{\nu_{hkl}}{1-2\nu_{hkl}} \sum_j \varepsilon_j \right) \quad (\text{Gleichung 5-1})$$

ε_i und ε_j stehen dabei für die Hauptdehnungskomponenten und σ_i für die zugehörigen Spannungskomponenten. Die Messbedingungen und Kennwerte sind in Tabelle C 8 in Anhang C zusammengefasst. Der Messaufbau für die Messung der radialen und tangentialen Gitterdehnungen ist in Abbildung C 21, der Messaufbau für die Messung der axialen Gitterdehnungen in Abbildung C 22, die Erklärung des jeweils berücksichtigten Messvolumens in Abbildung C 23 und die Messpunkte in allen drei Auswertrichtungen in den Abbildungen C 24 und C 25 in Anhang C dargestellt.

Für die Erfassung der Messergebnisse wird zunächst der Referenz-Gitterdehnungszustand d_0 erfasst. Dies wird in mehreren Messungen und Winkeln an der Referenzprobe durchgeführt. Die Ergebnisse für die radialen und tangentialen Messrichtungen werden dabei zu einem Mittelwert zusammengefasst und als Referenz zur Berechnung verwendet. Das Gleiche wird für die die axiale Messrichtung wiederholt, da hier eine andere Primärblende verwendet wird, wodurch sich das Messvolumen ändert. Bei der Auswertung der Messdaten über den Tiefenverlauf ist zu beachten, dass die Messpunkte immer eine Integration über das gesamte Messvolumen darstellen. Die kleine Schrittweite einer XRD-Messung in Kombination mit elektrochemischem Polieren kann somit nicht erreicht werden. Zudem müssen die Messwerte in der Nähe des Innen- sowie Außendurchmessers kritisch betrachtet werden, da ein Teil des Messvolumens bereits außerhalb des Materials liegen kann. Dies ist insbesondere bei der Interpretation der Bearbeitungseigenspannungen im bohrungsnahen Bereich zu beachten.

5.7.4 Vergleich der Eigenspannungstiefenverläufe

Zunächst werden die aus der Neutronenbeugungsmessung erhaltenen Eigenspannungstiefenverläufe für die Prozessschritte „Herstellung des Ausgangszustands“, „Autofrettage“ und „Nachbearbeitung“ betrachtet. Dazu sind in Abbildung 5-35 die Tiefenverläufe der Umfangseigenspannungen für alle fünf Hohlzylinder N1 – N5 gegenübergestellt. Zur Berechnung der Spannungskomponenten nach Gleichung 5-1 werden Literaturdaten für $E_{hkl} = 220.000 \text{ MPa}$ und $\nu_{hkl} = 0,28$ aus [179] verwendet. Bei den nur autofrettierten Hohlzylindern N2 und N4 sind die Tiefenverläufe aus der analytischen Berechnung des Huang-Modells zum Vergleich mit dargestellt.

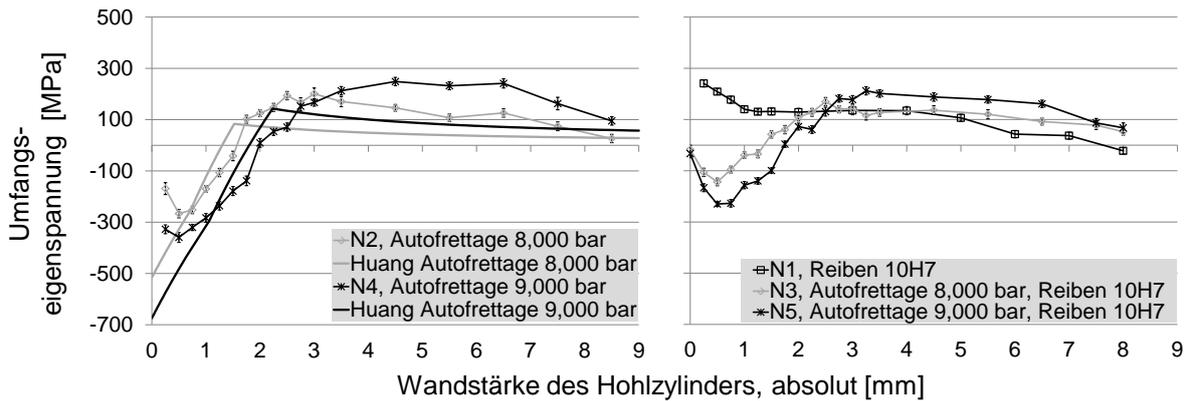


Abbildung 5-35: Gemessene und berechnete Tiefenverläufe der Umfangseigenstressungen nach Autofrettage, Nachbearbeitung mit Reiben sowie Autofrettage und Nachbearbeitung mit Reiben

Die Stress-Spec Messwerte zeigen qualitativ eine gute Übereinstimmung zu den mit dem Huang-Modell nach Autofrettage analytisch berechneten Tiefenverläufen. Anders als bei den zuvor diskutierten XRD- und PRISM-Messungen steigen die bohrungsnahen Druckeigenstressungen mit steigendem Autofrettage-Druck an. Die in den XRD- und PRISM-Messungen gefundene Abnahme der Umfangseigenstressungen mit steigendem Autofrettage-Druck lässt sich also eindeutig auf die Präparation zurückführen. In der Nähe des Bohrungsdurchmessers sowie in Wandstärken größer 3,5 mm weichen die Messwerte quantitativ deutlich von der analytischen Lösung ab. Dieser Vergleich muss mit Hinblick auf die Randbedingungen des analytischen Modells vorsichtig interpretiert werden. Um eine geschlossene analytische Lösung ermitteln zu können, geht das Modell von einem ebenen Dehnungszustand sowie einer Inkompressibilität des Werkstoffs aus, also $\nu = 0,5$. Bei den Messwerten nahe der Bohrung tritt das Messvolumen zudem teilweise aus dem Hohlzylinder aus, weshalb die Messwerte für die ersten 0,5 mm bis 1 mm nur bedingt aussagefähig sind. Dies muss auch bei der Betrachtung der Tiefenverläufe nach Autofrettage und Nachbearbeitung berücksichtigt werden. Es gilt auch zu beachten, dass die Messungen an der Referenzprobe zwar wiederholbar einen d_0 -Wert als Referenz ergeben, dies aber nicht zwangsläufig bedeutet, dass es sich bei der Referenzprobe um einen wirklich spannungsfreien Referenzkörper handelt.

Generell wird deutlich, dass die Nachbearbeitung zu einem Verlust an bohrungsnahen Druckeigenstressungen führt. Wie bereits in der vorangegangenen Prozesskettenanalyse gezeigt, stellt sich der Tiefenverlauf als eine komplexe Überlagerung der Autofrettage- und Bearbeitungseigenstressungen dar. Dies unterstützt die aufgestellte These, dass die Materialwegnahme nicht als kräfteneutraler Abtrag betrachtet werden kann, sondern die Bearbeitungseigenstressungen sich komplex mit den Autofrettage-Eigenstressungen überlagern. In Abbildung 5-36 sind die mit Stress-Spec gemessenen Tiefenverläufe aller drei Haupteigenstressungskomponenten den nach Huang berechneten Tiefenverläufen gegenübergestellt, um eine Aussage über das eventuelle Vorhandensein eines nicht spannungsfreien Zustands der Referenzprobe treffen zu können.

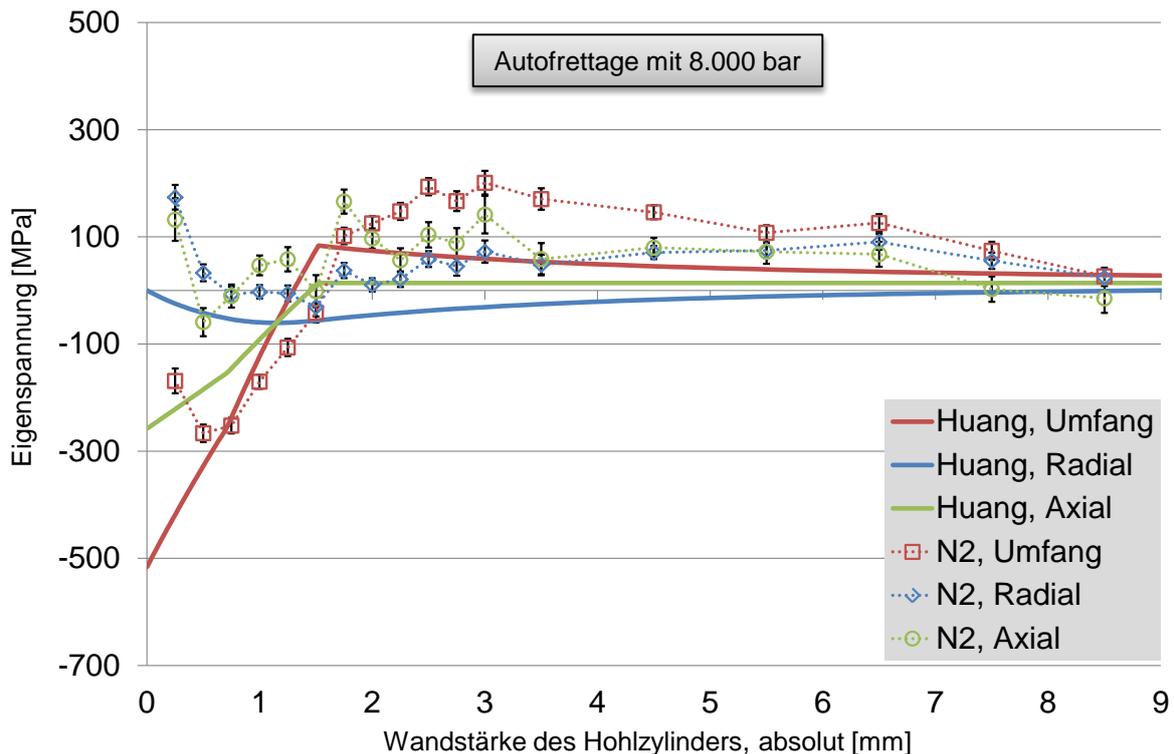


Abbildung 5-36: Gemessene und berechnete Tiefenverläufe aller drei Haupteigenstresskomponenten nach Autofrettage mit 8.000 bar

Die Verläufe an sich zeigen qualitativ eine sehr gute Übereinstimmung, mit der Ausnahme der ersten beiden Messpunkte. Da alle drei Spannungskomponenten in der Stress-Spec-Messung einen deutlichen Gradienten an den ersten beiden Messpunkten aufweisen, kann auf die komplexe Ausbildung eines rückplastizierten Bereichs geschlossen werden. Die radiale Spannung sollte am Innen- und Außendurchmesser null sein, wie die analytische Berechnung zeigt. Da die Messwerte vor allem am Innendurchmesser ungleich null sind, muss man von einem nicht spannungsfreien Zustand des Referenzkörpers ausgehen. Abhilfe könnte die Berechnung eines theoretischen d_0 -Wertes sein, der die bohrungsnahen Wert korrigiert. In Folge würden auch die axiale und Umfangsspannungskomponente weiter in den Druckbereich verschoben werden. Dies wird Umfang weiterführender Untersuchungen sein.

Abschließend soll geklärt werden, ob das Finite-Elemente Modell mit Berücksichtigung der Interaktion zwischen Werkzeug und Werkstück die grundlegenden Mechanismen der Eigenstressentstehung und -umlagerung abbilden kann. Dazu sind in Abbildung 5-37 die mit dem Finite-Elemente-Modell berechneten Tiefenverläufe der Umfangseigenstressungen mit und ohne Autofrettage mit 8.000 bar und 9.000 bar sowie anschließender Nachbearbeitung durch Reiben auf 10H7 gegenübergestellt.

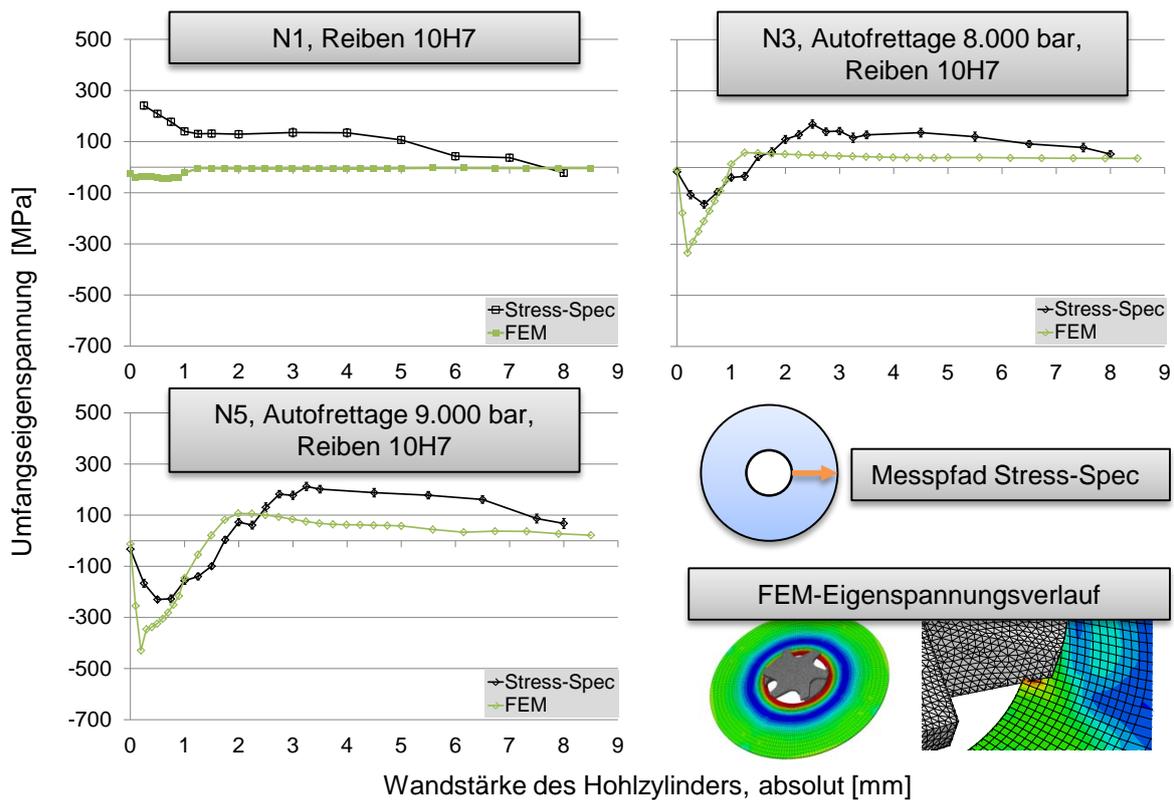


Abbildung 5-37: Tiefenverläufe der Umfangseigenspannung mit und ohne Autofrettage und anschließender Nachbearbeitung, Finite-Elemente-Berechnung und Stress-Spec Messung gegenübergestellt

Die Tiefenverläufe der Umfangseigenspannungen nach Autofrettage und anschließender Nachbearbeitung zeigen eine gute Übereinstimmung mit den Finite-Elemente-Berechnungen des Modells mit Berücksichtigung der Interaktion zwischen Werkzeug und Werkstück. Im gradientenbehafteten bohrungsnahen Bereich sind erkennbare Abweichungen festzustellen. Hier muss beachtet werden, dass zum einen die Stress-Spec Messergebnisse – wie bereits diskutiert – im bohrungsnahen Bereich fehlerbehaftet sein können und zum anderen die Diskretisierung des Finite-Elemente-Modells im bohrungsnahen Bereich weiter verfeinert werden muss. Trotzdem zeigt sich eine sehr gute qualitative Übereinstimmung der Verläufe. Die grundlegenden Eigenspannungsentstehungsmechanismen in Folge der Autofrettage und der anschließenden Nachbearbeitung können abgebildet werden. Für das Versuchsteil N1, das nur nachbearbeitet wurde, zeigt sich in der Stress-Spec Messung eine durchgehende Zugeigenspannungsverteilung. Hier erwartet das Finite-Elemente-Modell lediglich leichte Druckeigenspannungen im bohrungsnahen Bereich in Folge der Nachbearbeitung. Es berücksichtigt nicht die Eigenspannungs-Vorgeschichte des Versuchsteils. Anders ist dies bei der Stress-Spec Messung. Die gefundene Tiefenverteilung spiegelt die gesamte Fertigungshistorie wieder, sodass keine eindeutige Zuordnung zu einem einzelnen Fertigungsprozess – in diesem Fall dem Reiben – möglich ist.

5.8 Erkenntnisse aus der Prozesskettenanalyse

5.8.1 Verformungen und Formänderungen

- Die neu entwickelten Finite-Elemente-Modelle zur Vorhersage der Verformungen nach Autofrettage zeigen eine sehr gute Übereinstimmung zu den Messergebnissen.
- Der Hohlzylinder weitet sich in Abhängigkeit des angewendeten Autofrettage-Drucks proportional am Innen- und Außendurchmesser auf.
- Die Rundheit nach DIN EN ISO 1101 wird durch die Autofrettage nicht beeinflusst, weshalb auf eine gleichmäßige Aufweitung des Bohrungsdurchmessers geschlossen werden kann.
- Während die Finite-Elemente-Berechnung eine Reduzierung des Bohrungsdurchmessers infolge des Abtrags eigenspannungsbehafteter Materialschichten nach Reiben auf 10H7 prognostiziert, liegen die Messwerte im erlaubten Toleranzband für das Fertigungsverfahren. Das Modell berücksichtigt hierbei nicht das Vorhandensein des rückplastizierten Bereichs. Ein Materialabtrag innerhalb dieses rückplastizierten Bereichs könnte demzufolge weniger kritisch sein als ein Materialabtrag über diesen hinaus. Diese Beobachtung würde zu den Ergebnissen der simulierten Eigenspannungstiefenverläufe nach einem Materialabtrag ohne Berücksichtigung der Interaktion Werkzeug/Werkstück passen.

5.8.2 Eigenspannungen

- XRD- und PRISM-Messungen zeigen eine Abnahme der bohrungsnahen Umfangseigenspannungen trotz steigender Autofrettage-Drücke. Dies ist im Widerspruch zur analytischen Lösung und der angewendeten Finite-Elemente-Berechnung. Die weitere Analyse sowie die Stress-Spec Neutronenbeugungsmessungen offenbaren den Grund dieses Verhaltens: Die zur Eigenspannungsmessung nötige zerstörende Präparation führt zu einer signifikanten Umlagerung des gesamten Tiefenverlaufs. Das neu entwickelte Finite-Elemente-Modell für das Auftrennen kann diesen Effekt qualitativ gut vorhersehen, muss quantitativ aber an das komplexe Werkstoffverhalten vor allem im Bauschinger-Effekt-beeinflussten Entlastungsbereich der Zug-Druckkurve aus dem einachsigen Zug-Druckversuch angepasst werden. Dadurch lässt sich die Rückplastizierung genauer berechnen, die einen nachweisbar verstärkenden Effekt auf die Umlagerung nach dem Auftrennen hat.
- Der entwickelte Finite-Elemente-Ansatz ohne Berücksichtigung der Interaktion zwischen Werkzeug und Werkstück führt zu einer idealisierten Simulation des Materialabtrags infolge Bohren und Reiben. Das komplexe Verhalten vor allem im bohrungsnahen Bereich durch die Bearbeitungseigenspannungen des Fertigungsprozesses Reiben kann nicht abgebildet werden. Das idealisierte Modell zeigt aber qualitativ, dass ein Materialabtrag bis zur Tiefe des rückplastizierten Bereichs zu einem deutlich geringeren Verlust an Eigenspannungen führt als ein Materialabtrag darüber hinaus. Dies deckt sich mit

den Feststellungen aus den Untersuchungen zu den resultierenden Formänderungen.

- Die Annahme, dass der Fertigungsprozess Reiben im betrachteten Prozessparameterbereich eine nur sehr geringe Temperaturentstehung zur Folge hat, kann durch Experiment und 3D-Simulation bestätigt werden. Dadurch ist die Annahme des Finite-Elemente-Modells für das Reiben mit Berücksichtigung der Interaktion zwischen Werkzeug und Werkstück gerechtfertigt, die Eigenspannungsentstehung auf rein mechanische Mechanismen zu reduzieren.
- Das neu entwickelte 3D-Modell für das Bohren und Reiben mit Berücksichtigung der Interaktion zwischen Werkzeug und Werkstück zeigt für die Tiefenverläufe der Umfangseigenspannungen eine sehr gute Übereinstimmung zu den XRD- als auch Stress-Spec-Messungen für Autofrettage-Drücke bis 9.000 bar. Es kann demzufolge zur Prognose der komplexen Überlagerung der Autofrettage- und Bearbeitungseigenspannungen genutzt werden. Um die steilen Spannungsgradienten in der Berechnung abbilden zu können, sollte bei Verfügbarkeit größerer Rechenkapazitäten die Netzdichte weiter erhöht werden. Liegen hohe Eigenspannungsbeträge, ausgeprägte Tiefenverteilungen und signifikante Rückplastizierung vor, muss der Modellierungsansatz um die Berücksichtigung des Auftrennens erweitert werden, damit die Prognosegenauigkeit des Modells umfassend bewertet werden kann.
- Die zerstörende Präparation zur Messung der Eigenspannungen an der Bohrungswand führt zu einer massiven Umlagerung der Eigenspannungstiefenverläufe in Abhängigkeit der Tiefe, dem Betrag der Umfangseigenspannungen sowie dem Vorhandensein eines rückplastizierten Bereichs. Die Position des Schnitts zum Auftrennen des Hohlzylinders scheint dabei keinen Einfluss zu haben. Der neu entwickelte Finite-Elemente-Ansatz zur Berücksichtigung des Auftrennens liefert eine gute Übereinstimmung für den Tiefenverlauf der Umfangseigenspannungen, kann aber die komplexe Überlagerung mit den Bearbeitungseigenspannungen im bohrungsnahen Bereich nicht abbilden. Eine Kombination der Modelle mit Berücksichtigung der Interaktion zwischen Werkzeug und Werkstück und mit Berücksichtigung des Auftrennens sollte zukünftiger Inhalt von Forschungsarbeiten sein.
- Die ausführlichen XRD-Messungen an der Oberfläche zeigen eine Abhängigkeit von der Oberflächenrauigkeit. Die Messwerte auf der geriebenen und damit glatteren Seite sind gleichmäßiger über die Länge der Bohrung verteilt. Nichtsdestotrotz ist die Vernachlässigung der Einflüsse über die Länge des Hohlzylinders durch die Annahme eines „Ebenen Dehnungszustands“ in den neu entwickelten Finite-Elemente-Modellen vertretbar, auch unter Berücksichtigung der vorhandenen Messungenauigkeiten. Eine Nachbildung der lokalen Rauigkeitsunterschiede wäre im Modell ohnehin schwer durchführbar.
- Die Bohrlochmethode mit optischer Dehnungsauswertung PRISM liefert trotz der hohen Krümmung der Messfläche für die empfindlichere axiale Messrichtung gute Ergebnisse im Vergleich mit der XRD-Messung. Die Bestimmung der Umfangseigenspannung erweist sich bei Wahl der axialen Messrichtung

als schwierig. Die Wiederholmessungen deuten aber generell auf eine gute Reproduzierbarkeit der Messergebnisse hin. Kann die Wahl der Messrichtung in Umfangsrichtung justiert werden, sind für bohrungsnahе Eigenspannungen kleiner 60 % der Fließgrenze des Werkstoffs aussagekräftige Ergebnisse zu erwarten.

6 Konzeptentwicklung Teil 2: Prozesskettenanalyse an Verteilerblöcken

6.1 Vorbemerkungen

Die Prozesskettenanalyse des dickwandigen Hohlzylinders hat viele grundlegende Erkenntnisse über die Eigenspannungsentstehung und das Verhalten der gezielt eingebrachten Eigenspannungs-Tiefenverläufe unter spanender Nachbearbeitung und zerstörender Präparation zum Vorschein gebracht. In der Realität sind die in der Hochdrucktechnik verwendeten Bauteile aber wesentlich komplexer gestaltet. Bohrungsverschneidungen werden häufig zur Realisierung von Abzweigungen eingesetzt, so beispielsweise bei Common-Rail-Verteilerrohren [42]. Im zweiten Teil der Prozesskettenanalyse wird deshalb ein Hochdruck-Verteilerblock mit einer T-förmigen Bohrungsverschneidung betrachtet. Die Verschneidung selbst als Stelle der höchsten Spannungskonzentration unter Innendruckbelastung führt zu analytisch nicht mehr berechenbaren Spannungs- und Eigenspannungsverteilungen, weshalb die Entwicklung und Anwendung eines geeigneten Finite-Elemente-Modells zur Prognose der Verformungen, Formänderungen und Eigenspannungstiefenverläufe über die Prozesskette das Ziel dieser Teilbetrachtung ist.

Betrachtet werden dabei die Prozessschritte Ausgangszustand nach Vorbearbeitung, Autofrettage, Entgraten/Verrunden, Fertigbearbeitung mit Bohren und Reiben sowie die zerstörende Präparation zur Eigenspannungsmessung.

6.2 Herstellung der Versuchsteile

Zur Prozesskettenanalyse werden 10 Verteilerblöcke aus dem Serienspektrum der Fa. Maximator aus dem Werkstoff X2 CrNiMo 17-12-2 verwendet, die nachfolgend mit V1 – V10 bezeichnet werden. Die vollständige Fertigungszeichnung mit allen Fertigungstoleranzen wird aus Vertraulichkeitsgründen nicht präsentiert, da es sich um ein industriell verwendetes Bauteil handelt. Eine auf die analysierten Geometriemerkmale reduzierte, schematische Bauteilzeichnung ist in Abbildung D 1 in Anhang D als Querschnitt abgebildet. Die Verteilerblöcke werden auf einem Bearbeitungszentrum (BAZ) in einer Aufspannung gefertigt. Für die Innenbohrungen, die im Folgenden als Druckkanal bezeichnet werden, kommt ein VHM Bohrer Perschmann Horex mit einem Durchmesser von 4,8 mm zum Einsatz. Die Dichtflächen für die spätere Autofrettage werden mit einem zweiseitigen VHM-Sonderwerkzeug auf einen Winkel von 60° gesenkt.

Nach der Herstellung der Versuchsteile wird zunächst der Ausgangszustand in Bezug auf Oberfläche, Geometrie, Form und Eigenspannungszustand erfasst. Das Vorgehen dazu ist in Abbildung 6-1 dargestellt.



Abbildung 6-1: Prozesskette zur Anfertigung der Verteilerblöcke und Erfassung des Ausgangszustands in Bezug auf Oberfläche, Geometrie, Form und Eigenspannungszustand

Da die verwendete Messtechnik für die gesamte Prozesskettenanalyse angewendet wird, werden die eingesetzten Messverfahren und die Messpositionen im Verteilerblock nachfolgend beschrieben.

6.3 Verwendete Messtechnik

Oberflächenmessung

Die Oberflächenmessungen in den hergestellten Druckkanälen werden mit einem taktilen Tastschnittgerät der Firma Mahr durchgeführt. Das MarSurf XR20 erreicht dabei eine Auflösung von $0,076\ \mu\text{m}$ im Messbereich zwischen $\pm 25\ \mu\text{m}$. Als Oberflächenkennwerte werden der arithmetische Mittenrauwert R_a sowie die mittlere Rautiefe R_z nach DIN EN ISO 4287 [199] ausgewertet. Die Messpositionen sind in Abbildung D 2 in Anhang D veranschaulicht.

Messung der Geometriemerkmale

Für die taktile und zerstörungsfreie Vermessung der Geometriemerkmale wird eine ZEISS Prismo 3D-Koordinatenmessmaschine verwendet. Das Gerät erreicht eine Auflösung von $\pm 2\ \mu\text{m}$. Die Durchmesser der Druckkanäle werden durch Kreis-Scans erfasst, die neben dem Durchmesserwert auch eine Auswertung der Rundheit ermöglichen. In Abbildung D 2 in Anhang D sind die Messpositionen dargestellt. Da eine inhomogene Aufweitung des Druckkanaldurchmessers zu erwarten ist, werden je Druckkanal drei Messpositionen erfasst.

Messung der Eigenspannungen

XRD

Als Messgerät kommt ein Ψ -Diffraktometer der Firma Seifert vom Typ XRD 3000 PTS zu Einsatz. In Tabelle 6-1 sind die Messbedingungen dargestellt. Zur Ermittlung der Eigenspannungs-Tiefenverläufe wird elektrochemisch poliert. Der Aufbau des Diffraktometers entspricht dem Aufbau aus Abbildung 3-18b. Alle Messungen wurden im Labor für Werkstoffkunde der FH Kaiserslautern durchgeführt.

Tabelle 6-1: Messbedingungen zur Eigenspannungsmessung mittels XRD

Eindringtiefe γ -Eisen	5,1 μm
Röntgenstrahlung	Cr-K α
Strahldurchmesser in Diffraktometermitte	0,4 mm
Gitternetzebene	{220}
2 θ -Winkel	128,78°
Messbereich	$\Theta = 121^\circ$ bis 133°
Kippwinkel	$\Psi = 0^\circ$ bis $\pm 45^\circ$
Messzeit	120 s pro Ψ -Winkel
Messrichtung	0°
Auswertemethode	$\sin^2\Psi$

Zur Ermittlung eines aussagekräftigen Eigenspannungstiefenverlaufs wird die Winkelhalbierende zwischen Druckkanal A und Druckkanal C ausgewählt. Aus Untersuchungen zum Bruchverhalten von quergebohrten, innendruckbelasteten Bauteilen weiß man [42, 48], dass sich Ermüdungsrisse zumeist entlang dieser Winkelhalbierenden muschelförmig nach außen hin ausbreiten. Da die Autofrettage an der Stelle der höchsten Spannungskonzentration, eben der Bohrungsverschneidung, die größten Druckeigenspannungen induziert, ist dieser Bereich für die Erhöhung der Druckschwingfestigkeit maßgeblich verantwortlich. Das Maximum der Druckeigenspannungen sollte also entlang dieser Winkelhalbierenden ausgewertet werden. Dazu muss der Verteilerblock zerstörend präpariert werden, um die Messstelle für die XRD-Messung zugänglich zu machen. Der Tiefenverlauf selbst wird über eine elektrochemische Politur realisiert. Der Einfluss dieses Vorgangs wird im letzten Schritt der Prozesskettenanalyse separat diskutiert. In Abbildung 6-2 sind die Messpositionen im Querschnitt des Verteilerblocks eingezeichnet und in x-y-Koordinaten tabellarisch dargestellt. Die Oberflächenmessung erfolgt in einem Mindestabstand von 0,5 mm zur Bohrungsverschneidung, da die integrale Auswertung der XRD-Messmethode einen bestimmten Strahldurchmesser aufweist. Um keine Artefakte in der Nähe der Bohrungsverschneidung zu erhalten, wird deshalb der Abstand von 0,5 mm vorgehalten. Ab dem zweiten Abtragsschritt entspricht der Messpfad dann dem Pfad der Winkelhalbierenden. Gemessen wird an den Versuchsteilen V1 und V10.

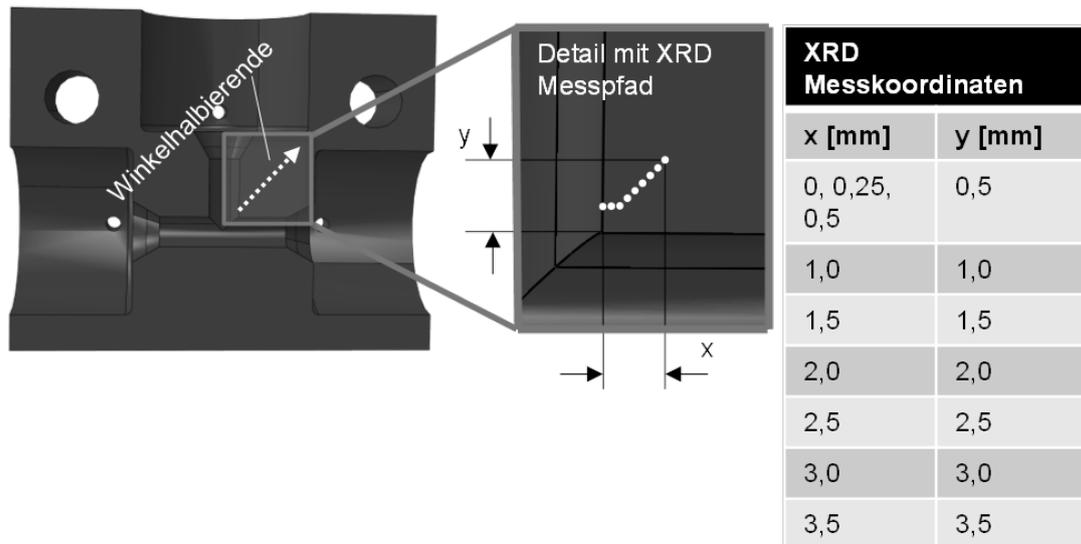


Abbildung 6-2: XRD-Messpositionen zur Erfassung des Eigenspannungstiefenverlaufs entlang der Winkelhalbierenden zwischen Druckkanal A und Druckkanal C

6.4 Prozessschritt Autofrettage

6.4.1 Experimentelle Eingangsgrößen

Zur Autofrettage der 10 Verteilerblöcke wird eine Autofrettage-Maschine der Firma Maximator mit der Bezeichnung PS 9 eingesetzt, die sowohl statisch als auch proportional bis zu einem Maximaldruck von 15.000 bar abdichten kann. Die Verteilerblöcke werden dabei zwischen einem konusförmigen Dichtelement mit einem Winkel von 58° zur Aufnahme der Dichtfläche an Druckkanal B und zwei kugelförmigen Dichtelementen mit einem Radius von 4 mm an den Druckkanälen A und C gespannt. Die kugelförmigen Dichtelemente sind dabei als Vollmaterial ausgeführt, das konusförmige Dichtelement ist mit einer Bohrung ausgestattet, um das niedrigviskose Medium mit dem Markennamen Maxifluid zuzuführen. In Abbildung D 3 in Anhang D ist die Dichtstrategie schematisch dargestellt. Aufgrund der großen Wandstärke des Verteilerblocks können sehr große Autofrettage-Drücke angewendet werden, auch wenn die Streckgrenze des Werkstoffs im Vergleich zum Vergütungsstahl 42 CrMoS 4 vergleichsweise niedrig ist. Um möglichst tiefenwirksam Druckeigenstressungen induzieren zu können, werden deshalb vier Autofrettage-Druckstufen angewendet. In Tabelle D 1 in Anhang D sind die verschiedenen Druckstufen den jeweiligen Bauteilen mit den berechneten statischen Abdichtkräften in Abhängigkeit der verwendeten Dichtgeometrie zugeordnet. Bei der Interpretation der Messergebnisse ist zu beachten, dass Bauteil V8 zweifach autofrettiert wurde, da es bei dem ersten Zyklus zu Undichtigkeiten kam.

6.4.2 Finite-Elemente-Modelle

Zur Simulation der Verformungen und Eigenspannungen durch den Fertigungsprozess Autofrettage kommen verschiedene Modellierungsansätze und Werkstoffmodel-

le in Abaqus/CAE zum Einsatz, die im Folgenden getrennt vorgestellt werden. Als Solver kommt hier der implizite Solver Abaqus/Standard zum Einsatz.

Verformungen: Aufweitung der Druckkanäle

Zur Simulation der Verformungen nach Autofrettage wird ein elastisch, plastisches Werkstoffmodell mit isotroper Verfestigung verwendet. Die Eingabedaten für das Abaqus-Werkstoffmodell finden sich in Abbildung D 4 in Anhang D. Zur Optimierung der Rechenzeit werden alle verfügbaren Symmetrien ausgenutzt, wodurch nur ein Viertel des Verteilerblocks modelliert werden muss. Aufgrund der komplexen Verschneidungsgeometrie ist es nicht möglich, quadratische Elemente anzuwenden. Deshalb kommen tetraedrische Elemente zweiter Ordnung mit 10 Knoten des Typs C3D10 zur Anwendung, deren prinzipielle Anwendbarkeit für die Autofrettage-Analyse in einem vorab veröffentlichten Beitrag mittels Konvergenzstudie nachgewiesen wurde [127]. Im Bereich der Bohrungsverschneidung wird die Vernetzung verdichtet unter Anwendung der kleinsten Elementkantenlänge von 200 μm . Das so vernetzte Modell besteht aus insgesamt 253.853 Elementen. In Abbildung 6-3 sind die Randbedingungen und das resultierende Finite-Elemente-Netz dargestellt. Die Auswertung der Durchmesseränderungen wird an den gleichen Positionen durchgeführt wie im Experiment.

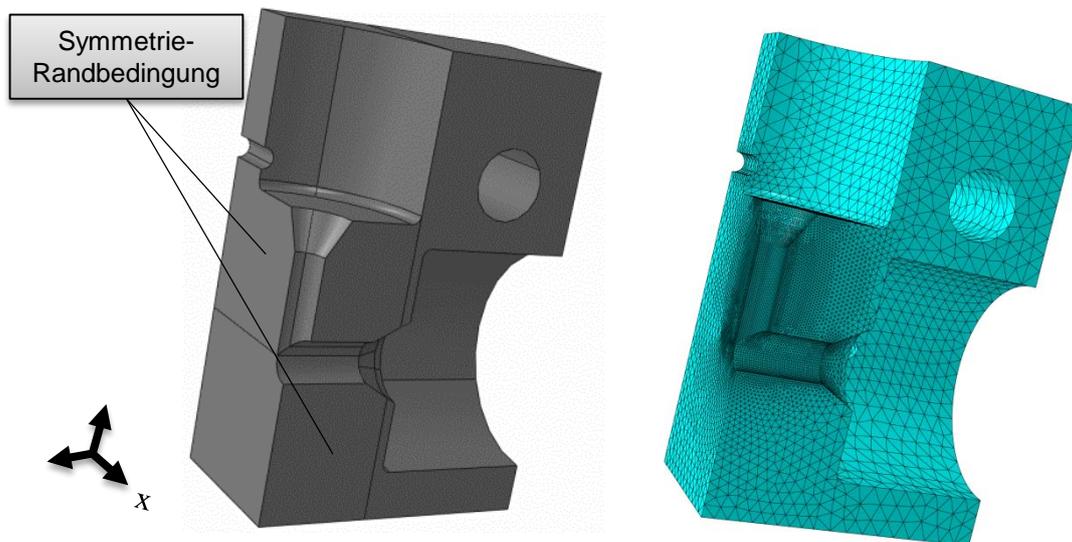


Abbildung 6-3: Geometrie, Randbedingungen und Finite-Elemente-Vernetzung des Verteilerblocks

Die Bewegung in x-, y- und z-Richtung wird an der jeweiligen Außenfläche auf null gesetzt, damit der Verteilerblock in der Analyse nicht frei im Raum beweglich ist. Der Autofrettage-Druck wird als mechanische Drucklast auf die Innenflächen der Druckkanäle aufgebracht.

Eigenspannungen: Berechnung entlang der Winkelhalbierenden

Zur Berechnung der Eigenspannungen nach dem Fertigungsschritt Autofrettage kommt das Modell aus Abbildung 6-3 zum Einsatz, das auch für die Verformungen

verwendet wird. Im Unterschied zu diesem Modell wird das Werkstoffverhalten als elastisch, plastisch mit bi-linearer kinematischer Verfestigung definiert. Die Eingabedaten für das Abaqus-Werkstoffmodell finden sich in Abbildung D 4 in Anhang D. Die Eigenspannungen werden entsprechend den XRD-Messstellen über einen Messpfad entlang der Winkelhalbierenden zwischen Druckkanal A und Druckkanal C ausgewertet.

6.4.3 Ausgangsgröße Verformungen

In Abbildung 6-4 sind die Aufweitungen der Druckkanäle A bis C für die verschiedenen Messstellen in Abhängigkeit des Autofrettage-Drucks aufgetragen. Die Aufweitung berechnet sich als Differenz der Durchmesser vor Autofrettage zu denen nach Autofrettage. Druckkanal A und B sind jeweils als Mittelwert zusammengefasst. Die Messposition 25 mm wird aufgrund der sehr hohen Verformungen durch die metallische Abdichtung nicht berücksichtigt, da hier keine eindeutige Aussage über die Aufweitung allein gemacht werden kann.

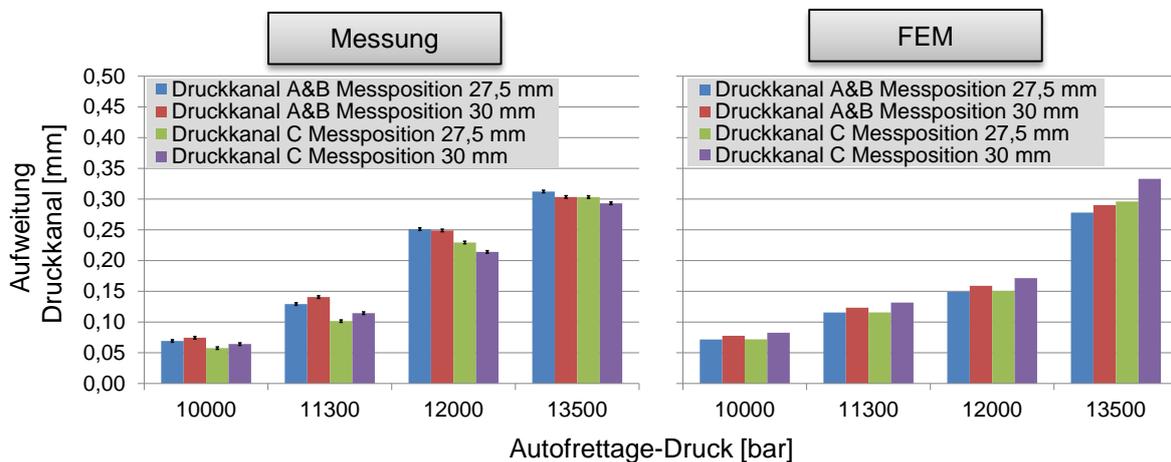


Abbildung 6-4: Aufweitung der Druckkanäle in Abhängigkeit des Autofrettage-Drucks, Messungen und Finite-Elemente-Berechnungen gegenübergestellt

Für den Verteilerblock ergibt sich eine nahezu proportionale Vergrößerung des Druckkanaldurchmessers in Abhängigkeit des Autofrettage-Drucks. Der duktile Stahl weitet sich bis zu 0,3 mm im Durchmesser auf. Die Finite-Elemente-Berechnungen stimmen gut mit den experimentellen Messergebnissen überein. Der Einfluss auf Druckkanal C wird von der Finite-Elemente-Berechnung leicht überschätzt. Bei der 12.000 bar Druckstufe führt der Einfluss der doppelten Autofrettage im Experiment zu größeren Verformungen in den Druckkanälen. Insgesamt ist das Finite-Elemente-Modell gut geeignet, die Aufweitung zu berechnen.

In Abbildung 6-5 sind die die Rundheiten nach DIN EN ISO 1101 [200] vor und nach Autofrettage über den Autofrettage-Druck aufgetragen. Hier gilt es zu beachten, dass beide Diagramme den Autofrettage-Druck als x-Achse verwenden, wenngleich die Bauteile vor Autofrettage noch nicht autofrettet wurden.

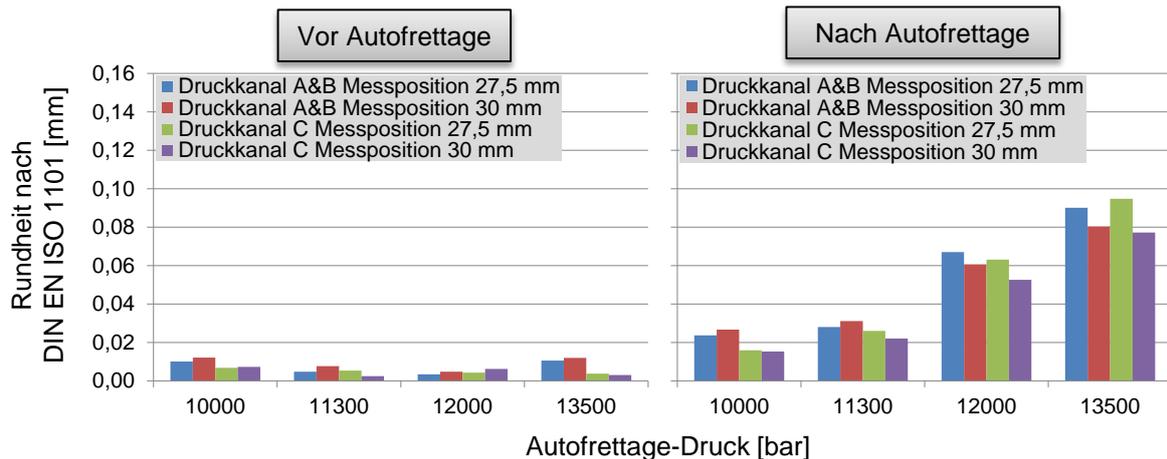


Abbildung 6-5: Rundheit der Druckkanäle nach DIN EN ISO 1101 vor und nach Autofrettage für die verschiedenen Messpositionen

Der Einfluss des Autofrettage-Drucks auf die Rundheit der Bohrungen ist deutlich erkennbar. Während die Rundheitswerte vor der Autofrettage unabhängig vom betrachteten Druckkanal sehr kleine Beträge aufweisen, vergrößert sich der Rundheitswert mit zunehmendem Autofrettage-Druck. Eine Vergrößerung bedeutet eine zunehmende Abweichung von der idealen Kreisform. Die Verschlechterung dieses Kennwerts bewegt sich zwischen einem Faktor 2 für die 10.000 bar Druckstufe und einem Faktor 9 für die 13.500 bar Druckstufe. Erklären lässt sich dies anschaulich durch einen Blick auf den Verformungsplot der Finite-Elemente-Berechnung, der in Abbildung 6-6 dargestellt ist.

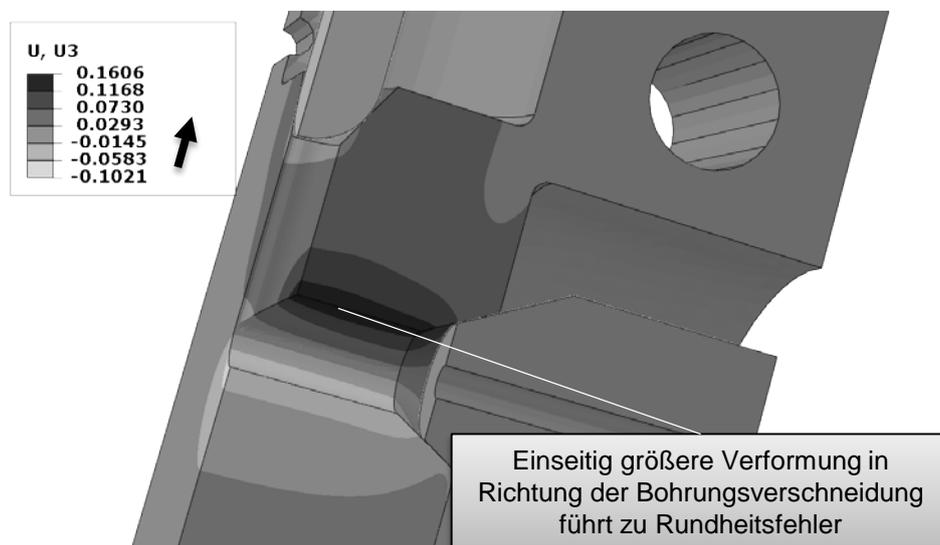


Abbildung 6-6: Inhomogene Verformung infolge des Autofrettage-Drucks in Richtung der Bohrungsverschneidung

Die einseitig größere Verformung in Richtung der Bohrungsverschneidung und Druckkanal C führt zu einem steigenden Rundheitsfehler, da der Druckkanal hier elliptisch aufgeweitet wird. Für den Druckkanal C lässt sich im Weiteren noch eine

Besonderheit finden. Dazu sind in Abbildung 6-7 die gemessenen Durchmesser vor und nach Autofrettage für alle Druckstufen über die drei Messpositionen gegenübergestellt. Die Messpositionen sind mit negativen Vorzeichen versehen, damit der Verlauf vom Beginn der Bohrung zur Bohrungsverschneidung hin besser dargestellt werden kann.

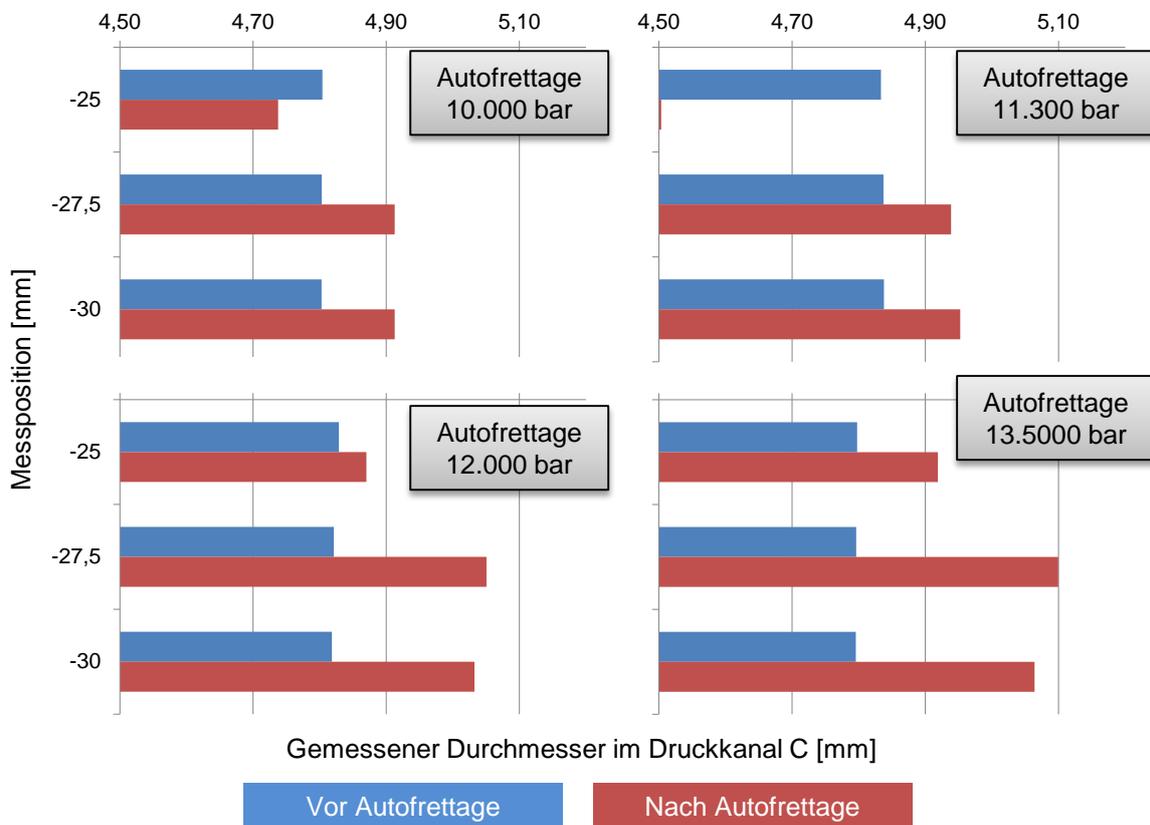


Abbildung 6-7: Gemessener Durchmesser in Druckkanal C vor und nach Autofrettage für alle berücksichtigten Autofrettage-Drücke

Während die Durchmesser vor Autofrettage aus der Vorbearbeitung einen homogenen Verlauf über die Messpositionen aufweisen, weitet sich der Durchmesser systematisch zur Bohrungsverschneidung hin auf. Es entsteht eine „A-Form“, wenn man gedanklich die Maxima nach Autofrettage mit einer Linie verbindet und berücksichtigt, dass die Aufweitung zu allen Seiten des Druckkanals stattfindet. Im Prinzip würde also ein Querschnitt mittig durch die Bohrung zu einem A-förmigen Verlauf führen. Betrachtet man die Beträge der Durchmesser in Abhängigkeit der Messposition, kann man auch feststellen, dass die erste Messposition bei -25 mm bis zu einem Autofrettage-Druck von 11.300 bar einen deutlich geringeren Betrag aufweist als vor der Autofrettage. Dies ist der bereits angesprochene Einfluss der metallischen Abdichtung. Da die Verteilerblöcke statisch abgedichtet werden, entsteht eine maximal große Verformung, die sich hier bis zu einer Größenordnung von 0,35 mm über den Durchmesser bemerkbar macht. Soll der Druckkanal noch Funktionsbauteile aufnehmen, wie beispielsweise Drosseln, oder generell als Funktionsgeometrie bestimmte Fertigungstoleranzen einhalten, ist eine Nachbearbeitung unvermeidbar. Die

Simulation der Verformung durch die metallische Abdichtung wird in Kapitel 7.2 als Fallbeispiel thematisiert.

6.4.4 Ausgangsgröße Eigenspannungen

Eigenspannungsmessungen: XRD und Finite-Elemente-Berechnung

Die Untersuchungen am Hohlzylinder haben gezeigt, dass das Finite-Elemente-Modell mit elastisch, plastischem Werkstoffverhalten und bi-linearer kinematischer Verfestigung in erster Näherung zur qualitativen Beurteilung der Tiefenverläufe der Umfangseigenspannung anwendbar ist. In Abbildung 6-8 sind die Tiefenverläufe der Umfangseigenspannung über die Pfadlänge entlang der Winkelhalbierenden für Versuchsteil V1 mit einem Autofrettage-Druck von 10.000 bar, Versuchsteil V10 ohne Autofrettage und aus der Finite-Elemente-Berechnung gegenübergestellt.

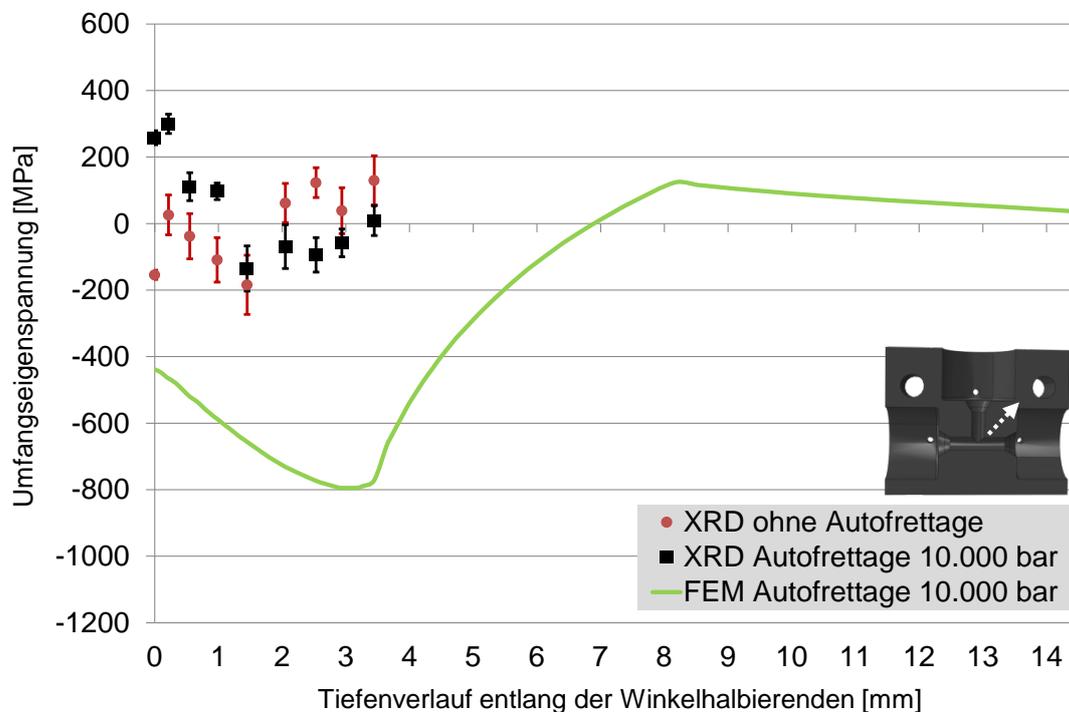


Abbildung 6-8: Tiefenverläufe der Umfangseigenspannung aus XRD-Messung und Finite-Elemente-Berechnung gegenübergestellt

Der XRD-Tiefenverlauf für den Verteilerblock ohne Autofrettage zeigt schwankende und eher zufällig verteilte Zug- und Druckeigenspannungen. Der Messwert an der Oberfläche spricht für das Vorhandensein von Bearbeitungseigenspannungen infolge der Vorbearbeitung. Die Eigenspannungen in der Tiefe des Bauteils sind auf die Fertigungshistorie inklusive Formgebung und Wärmebehandlung zurückzuführen. Besonders interessant ist der Vergleich zwischen dem XRD-Tiefenverlauf für das mit 10.000 bar autofrettierte Versuchsteil und dem durch die Finite-Elemente-Methode berechneten Tiefenverlauf. Während aus dem Modell hohe Druckeigenspannungen an der Oberfläche und in der Tiefe bis ca. 7 mm entlang der Winkelhalbierenden berechnet werden, zeigt die XRD-Messung Zugeigenspannungen mit einem Maxi-

mum von ca. 280 MPa und bis in eine Tiefe von min. 1 mm. Danach sind leichte Druckeigenspannungen zu erkennen. Der Rückplastizierungsbereich reicht bis ca. 3,5 mm in die Tiefe des Auswertepfads. Unabhängig davon, dass die Näherung des Werkstoffmodells in der Finite-Elemente-Berechnung mit bi-linearer kinematischer Verfestigung die Beträge der Druckeigenspannungen tendenziell überschätzt, muss hier ein systematischer Einfluss auf das XRD-Messergebnis vorliegen. Hält man sich die für den Hohlzylinder präsentierten Ergebnisse bzgl. des Einflusses des Auftrennens vor Augen, lässt sich daraus vermuten, dass hier ein signifikanter Einfluss des Auftrennens vorhanden ist und zudem die schrittweise elektrochemische Politur in der Tiefe der XRD-Messung zu weiteren Abweichungen führen kann [176]. Beim Hohlzylinder konnte gezeigt werden, dass mit steigendem Betrag und steigender Tiefe der Druckeigenspannungen sowie mit zunehmender Ausprägung des rückplastizierten Bereichs ein zunehmender Einfluss der zerstörenden Präparation auf den gemessenen Eigenspannungstiefenverlauf zu erwarten ist. Alles das trifft ebenfalls für den Verteilerblock zu, weshalb im Prozessschritt Präparation ein Finite-Elemente-Modell präsentiert wird, das diesen Effekt qualitativ abbilden kann.

In Abbildung D 5 in Anhang D sind der Vollständigkeit halber die mit der Finite-Elemente-Berechnung ermittelten Tiefenverläufe der Umfangseigenspannung für die Druckstufen 11.300 bar, 12.000 bar und 13.500 bar gezeigt. Mit steigendem Autofrettage-Druck wandert die Lage des rückplastizierten Bereichs und damit das Druckeigenspannungsmaximum weiter in die Tiefe entlang der Winkelhalbierenden, während der Betrag der Druckeigenspannungen am Innendurchmesser aus Gleichgewichtsgründen immer geringer wird. Der Betrag des Druckeigenspannungsmaximums ist limitiert auf den wahren Wert der Zugfestigkeit.

6.5 Prozessschritt Nachbearbeitung

6.5.1 Experimentelle Eingangsgrößen

Zur Nachbearbeitung der Verteilerblöcke wird das Fertigungsverfahren Reiben eingesetzt. Die Verteilerblöcke werden in zwei Stufen schrittweise auf einen Enddurchmesser von 6,5H7 aufgerieben. Die Fertigungsparameter und Werkzeugdurchmesser für das Aufbohren und Reiben sind aus [201] entnommen und in Tabelle 6-2 dargestellt. Für die Untersuchung wurden die Versuchsteile V6-V9 verwendet.

Tabelle 6-2: Fertigungsparameter für das Aufbohren und Reiben bis 6,5H7

Bearbeitungs-schritt	Werkzeugart	Werkzeug-material	Werkzeug-Ø [mm]	n [1/min.]	v_f [mm/s]
Bohren	Spiralbohrer	HSS	5,8	486	0,81
Reiben	Zylindrisch, 6-Schneiden	HSS-E	6H7	318	1,06
Bohren	Spiralbohrer	HSS	6,2	486	0,81
Reiben	Zylindrisch, 6-Schneiden	HSS-E	6,5H7	318	1,06

6.5.2 Finite-Elemente-Modelle

Die Finite-Elemente-Modellierung der Nachbearbeitung gliedert sich in zwei Hauptbetrachtungszweige:

- e) Verformung und Rückstellung infolge des Abtrags eigenspannungsbehafteter Werkstückvolumina und
- f) Eigenspannungsumlagerung mit Berücksichtigung der Interaktion von Werkzeug und Werkstück.

Verformung und Rückstellung

Der Materialabtrag eigenspannungsbehafteter Randschichten infolge des Bohrens und Reibens wird wie beim Hohlzylinder durch das Löschen von Elementen im Finite-Elemente-Modell modelliert. Das Finite-Elemente-Modell entspricht dem in Abbildung 6-3 gezeigten Modell. Die Materialschichten werden schrittweise in den Druckkanälen entfernt. In Abaqus/CAE werden dazu Element-Sets gebildet, die dann über die Option `*Model Change, Remove` aus dem Modell entfernt werden. Das bewirkt ein Löschen der Elemente im Element-Set und kann als ein Nullsetzen der Steifigkeitsmatrix im zu lösenden Gleichungssystem gesehen werden. Jedes Element-Set entspricht dem auf den jeweiligen Durchmesser des Reibvorgangs abzutragenden Volumen. Als Solver kommt der implizite Abaqus/Standard Solver zum Einsatz.

Eigenspannungen: Berücksichtigung der Interaktion Werkzeug/Werkstück

Bei der Prozesskettenanalyse des Hohlzylinders konnte die prinzipielle Anwendbarkeit des Modells mit Berücksichtigung der Interaktion zwischen Werkzeug und Werkstück gezeigt werden. Das Problem bei der Nachbearbeitung des Verteilerblocks ist die Tatsache, dass die komplexe Geometrie inklusive der Nachbearbeitung mit dem Bohren und der Reibahle aus Rechenzeit- und Komplexitätsgründen nicht in einem 3D-Modell erfasst werden kann. Aus diesem Grund wird hier lediglich eine Analogiebetrachtung an dem gleichen Modell wie für den Hohlzylinder durchgeführt, um zumindest die Übertragbarkeit des Modellansatzes auf den Werkstoff X2 CrNiMo 17-12-2 zu untersuchen. Geometrieverhältnisse des Hohlzylinders und der Werkzeuge entsprechen denen bei der Prozesskettenanalyse des Hohlzylinders verwendeten Größen. Entsprechend kommt das gleiche Finite-Elemente-Modell wie im Prozessschritt Nachbearbeitung für den Hohlzylinder zum Einsatz. Die angepassten Fertigungsparameter finden natürlich Berücksichtigung im Finite-Elemente-Modell. In Abbildung D 6 und D 7 in Anhang D sind Screenshots aus Abaqus/CAE mit den jeweiligen Eingabeparametern für das „Progressive Damage and Failure“-Modell sowie die Kontaktbedingungen hinterlegt. Als Werkstoffmodell kommt das elastisch, plastische Werkstoffmodell mit bi-linearer kinematischer Verfestigung zum Einsatz. Die Screenshots aus Abaqus/CAE hierzu sind ebenfalls in Abbildung D 4 in Anhang D zu finden. Die verwendeten Abaqus-Randbedingungen für alle Simulationsschritte sind in Tabelle D 2 in Anhang D aufgelistet.

6.5.3 Ausgangsgrößen Makroskopische Formänderungen

Durch den Abtrag eigenspannungsbehafteter Schichten entstehen makroskopische Formänderungen infolge von Rückstelleffekten. Wird am Innendurchmesser eines autofrettierten Druckkanals Material abgetragen, führt dies zu einer Reduzierung der plastisch deformierten Randschicht. Das Gleichgewicht der Eigenspannungen wird gestört und eine Umlagerung zu einem neuen Gleichgewicht in allen Spannungsachsen ist die Folge. Aus diesem Grund ist mit einer Beeinflussung der Fertigungstoleranzen zu rechnen, sobald eigenspannungsbehaftete Randschichten bearbeitet werden. Die komplexen Verhältnisse beim Verteilerblock lassen auf ein ebenso komplexes Rückstellverhalten schließen. In Abbildung 6-9 sind die Durchmesseränderungen nach der Fertigbearbeitung dargestellt. Die Änderung berechnet sich als Differenz zwischen dem theoretisch zu erzielenden Innendurchmesser 6H7 und 6,5H7 sowie dem Messwert nach der jeweiligen Bearbeitung. Die Ergebnisse aus Experiment und Finite-Elemente-Analyse sind jeweils gegenübergestellt.

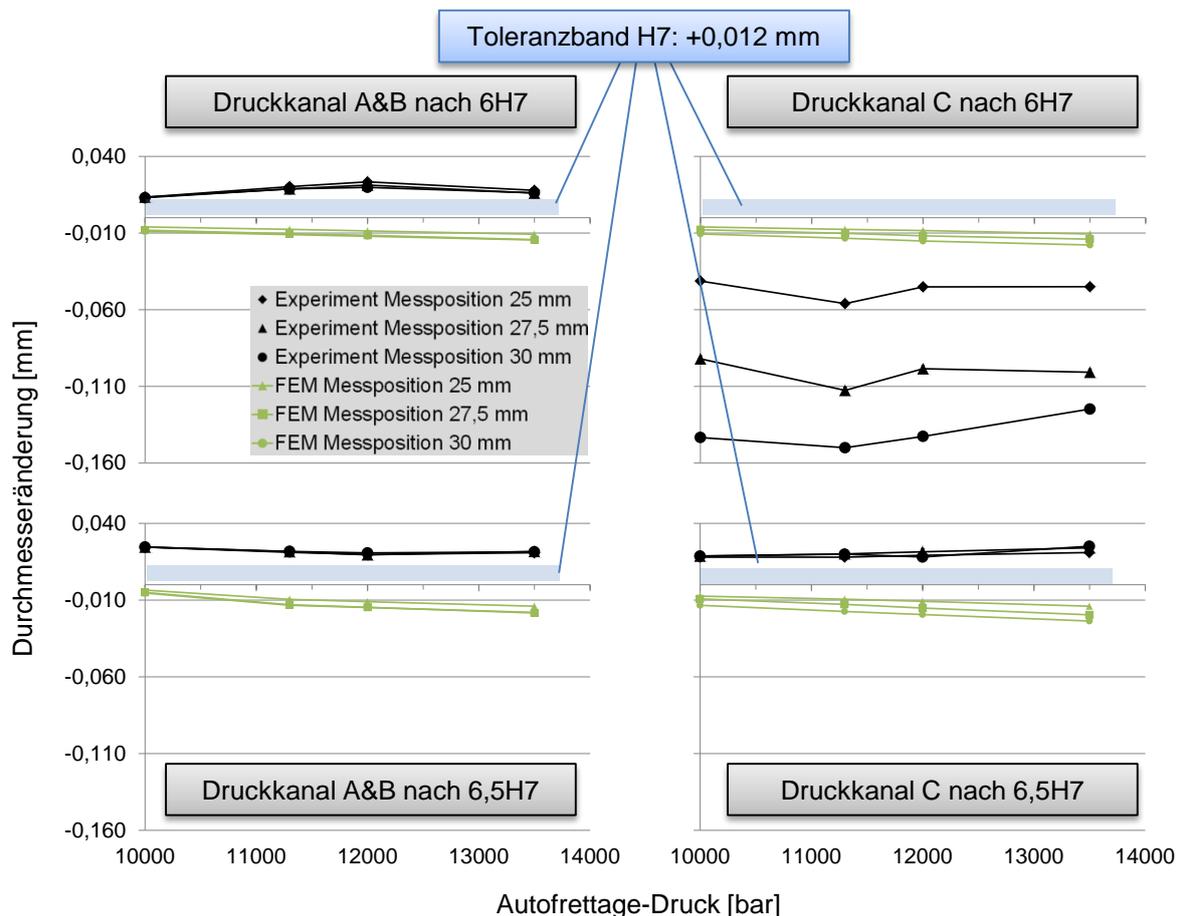


Abbildung 6-9: Durchmesseränderung nach Reiben als Differenz zwischen dem Zieldurchmesser und den tatsächlichen Mess- bzw. Simulationenwerten

Das Finite-Elemente-Modell berechnet einen leichten Einfall des Bohrungsdurchmessers infolge der elastischen Rückstellung durch den Abtrag der eigenspannungsbehafteten Materialschichten für alle Druckkanäle und Materialabträge. Diese

Verkleinerung des Druckkanaldurchmessers verhält sich proportional zum angewendeten Autofrettage-Druck. Im Experiment zeichnet sich ein anderes Bild. Während die Druckkanäle A&B für beide Reibvorgänge eine leicht über dem Toleranzband liegende Durchmesseraufweitung zeigen, die durch ein abgenutztes Reibwerkzeug durchaus zu erklären wären, zeigt der Druckkanal C nach dem Abtragsvorgang auf 6H7 einen drastischen Einfall. Der Bohrungsdurchmesser fällt nach dem Entfernen der Reibahle 6H7 auf einen Durchmesser von ca. 5,85 mm zusammen. Dieser Effekt tritt über alle Druckstufen auf, sodass auf eine kritische Abtragstiefe für die gewählte Werkstoff- und Geometrieconfiguration geschlossen werden kann. Der erneute Abtrag auf 6,5H7 egalisiert das Verhalten wieder und der Druckkanaldurchmesser liegt analog zu den Druckkanälen A&B etwas über dem Toleranzband H7. Im Fertigungsalltag bestünde die Gefahr, dass so lange Material durch die Reibahle 6H7 abgetragen wird, bis dieser messtechnisch schließlich erreicht wird. Die Folge wäre ein signifikanter Verlust vorteilhafter Druckeigenspannungen. Da dieser Effekt nicht im Finite-Elemente-Modell abgebildet wird, sollten zukünftige Forschungsaktivitäten diesen Aspekt näher betrachten.

6.5.4 Ausgangsgröße Eigenspannungen

Berücksichtigung der Interaktion Werkzeug/Werkstück

Als Erweiterung zu den Erkenntnissen aus der Prozesskettenanalyse des Hohlzylinders für den Vergütungsstahl 42 CrMoS 4 werden nachfolgend die Tiefenverläufe der Umfangseigenspannung für den Werkstoff X2 CrNiMo 17-12-2 aus dem Finite-Elemente-Modell dargestellt. In Abbildung 6-10 sind die Tiefenverläufe der Umfangseigenspannungen für die Autofrettage mit 5.000 bar, 6.350 bar und ohne Autofrettage mit anschließendem Aufbohren und Reiben auf 10H7 zu sehen. Die Autofrettage-Drücke ergeben sich durch die geringere Streckgrenze des Werkstoffs. Der Druck zum Fließbeginn berechnet sich für das Außen- zu Innendurchmesser Verhältnis von $K = 3$ zu $p_{iFB} = 2.571$ bar, die vollplastische Grenzlast zu $p_{iVPL} = 6.355$ bar. Die Ergebnisse der Finite-Elemente-Berechnung sind in diesem Fall wie die Messwerte als Einzelpunkte dargestellt, die zusätzlich mit einer interpolierten Linie verbunden sind.

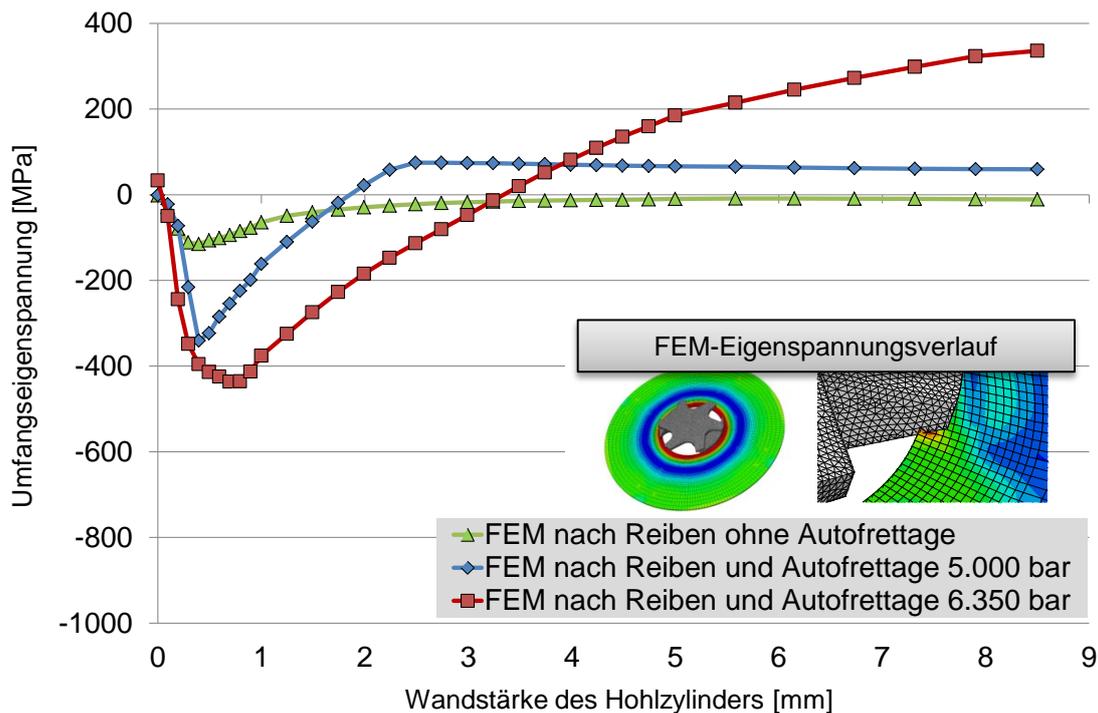


Abbildung 6-10: Tiefenverlauf der Umfangseigenspannung aus der Finite-Elemente-Berechnung mit Berücksichtigung der Interaktion zwischen Werkzeug/Werkstück nach Autofrettage mit 5.000 bar, 6.350 bar und ohne vorherige Autofrettage

Die Finite-Elemente-Berechnung ermittelt wie auch beim Hohlzylinder einen komplex überlagerten Tiefenverlauf der Umfangseigenspannungen. Bohrungsnah dominieren offensichtlich die Bearbeitungseigenspannungen aus dem Reibprozess, während sich mit zunehmender Tiefe die durch die Autofrettage eingebrachten Druckeigenspannungen durchsetzen. Bereits der Tiefenverlauf ohne Autofrettage zeigt deutliche Druckeigenspannungen, die für diesen Werkstoff höher ausfallen als für den 42 CrMoS 4 des Hohlzylinders. Dies lässt sich durch den Vergleich mit anderen Untersuchungen plausibilisieren. M'Saoubi et al. [22] präsentieren für den betrachteten Edelstahl X2 CrNiMo 17-12-2 XRD-gemessene und simulierte Eigenspannungstiefenverläufe, die oberflächennah bis ca. 100 μm hohe Zugeigenspannungen zeigen. Danach stellen sich leichte Druckeigenspannungen bis ca. 600 μm ein. Nasr et al. [119] finden in ihrer Untersuchung ähnliche Ergebnisse in XRD-Messung und Experiment. Hier sind nach anfänglichen hohen Zugeigenspannungen ab ca. 100 μm Druckeigenspannungen bis in die betrachtete Maximaltiefe von 700 μm nachweisbar. Die hohen oberflächennahen Zugeigenspannungen sind durch die gewählten Fertigungsparameter zu erklären, die im Gegensatz zum in dieser Arbeit betrachteten Reibprozess eine hohe Wärmeentwicklung an der Schnittstelle zwischen Werkzeug und Werkstück erzeugen. M'Saoubi et al. [22] berichten von an der Schnittstelle gemessenen Temperaturen bis zu 900 $^{\circ}\text{C}$. Nimmt man die durch die Wärmeentwicklung entstandenen, oberflächennahen Zugeigenspannungen aus der Betrachtung, zeigt das präsentierte Finite-Elemente-Modell eine plausible Eigenspannungstiefenverteilung. Die Tiefe der eingebrachten Druckeigenspannungen scheint für den Fall ohne Autofrettage etwas überschätzt zu werden, sicher gesagt werden kann dies für

den Reibprozess aber erst, wenn vergleichende XRD-Messungen vorliegen. Durch die Parametrisierung des „Progressive Damage and Failure“-Modells und den Vergleich zu realen Messwerten sind weitere Optimierungen möglich. Prinzipiell könnte das Modell für die Simulation des Reibvorgangs selbst eingesetzt werden. Variationen der Schneidengeometrien und deren Einfluss auf die resultierenden Eigenspannungstiefenverläufe könnten potentiell durch den vorgestellten Finite-Elemente-Ansatz untersucht werden.

6.6 Prozessschritt Entgraten / Verrunden

6.6.1 Vorbemerkungen

Der dickwandige Hohlzylinder zeichnet sich durch seine konstanten Querschnittsabmessungen aus. Der Verteilerblock hingegen weist an der Bohrungsverschneidung zwischen den Druckkanälen eine starke Veränderung der Querschnittsabmessungen auf, wodurch es zu einer lokalen Spannungsüberhöhung kommt. Man spricht von einer technischen Kerbe [79]. Im Bereich dieser technischen Kerbe kommt es unter Belastung aufgrund der Verhinderung der freien Verformung des Werkstoffs zu mehrachsigen Spannungszuständen, wie man sie in der Finite-Elemente-Analyse des Verteilerblocks gut beobachten kann. Folge ist eine Spannungsüberhöhung im Kerbgrund der technischen Kerbe, die umso ausgeprägter ist, je geringer der Kerbradius und je tiefer die Kerbe ist [79]. Die lokale Spannungsüberhöhung führt zugleich zu einer maximalen plastischen Verformung während der Autofrettage-Behandlung und damit zu maximalen Druckeigenspannungen an eben der versagenskritischsten Stelle im Bauteil. Aus Sicht der Autofrettage ist die Bohrungsverschneidung als technische Kerbe somit eher positiv zu sehen. Dies bietet zugleich ein Potential für die konventionelle Prozesskettengestaltung: Werden bisher definierte Verrundungen und Entgratungen an Bohrungsverschneidungen aus rein Festigkeitssteigernder Sicht eingesetzt, können diese meist komplexen und teuren Prozessschritte durch den Einsatz der Autofrettage potentiell eliminiert werden.

Bei der Konstruktion innendruckbelasteter Bauteile wie einem Verteilerrohr des Common-Rail Dieseleinspritzsystems müssen aber weitere wichtige Größen beachtet werden: das Strömungsverhalten und lokale Druckänderungen des Mediums während des Betriebs. Die hochdynamischen und unter stetigem Hochdruck stattfindenden Vorgänge während des Fahrzeugbetriebs im Dieseleinspritzsystem können an lokalen und abrupten Geometrieänderungen zu Kavitationseffekten führen, die schwere Schäden im Bauteil verursachen können. Das Prinzip entspricht dem der Reinigung im Ultraschallbad: Kleinste dampfgefüllte Hohlräume im flüssigen Medium fallen unter Einwirkung des äußeren Drucks schlagartig in einer Implosion zusammen und erzeugen einen starken Druckstoß, der auch metallische Werkstoffe problemlos beschädigen kann [208]. Um dies zu vermeiden, werden die hochdruckführenden Bauteile in der Regel mit Verrundungen oder definierten Fasen versehen. Aus Sicht der Prozesskette mit dem eigenspannungsinduzierenden Fertigungsverfahren Autofrettage stellt sich somit die Frage, an welcher Stelle diese Entgratung oder Verrundung eingebracht wird: vor oder nach der Autofrettage? Ergebnisse aus

Finite-Elemente-Analysen mit den zuvor vorgestellten Finite-Elemente-Modellen werden nachfolgend zusammengefasst.

6.6.2 Finite-Elemente-Modelle

Es kommt das in Abbildung 6-3 vorgestellte Finite-Elemente-Modell zum Einsatz unter Verwendung des elastisch, plastischen Werkstoffmodells mit bi-linearer kinematischer Verfestigung. Zur Ermittlung des Einflusses verschiedener Verrundungs- und Fasengeometrien werden jeweils 5 Konfigurationen zusammen mit dem Ausgangszustand ohne Veränderung der Verschneidungsgeometrie betrachtet, die in Abbildung 6-11 dargestellt sind.

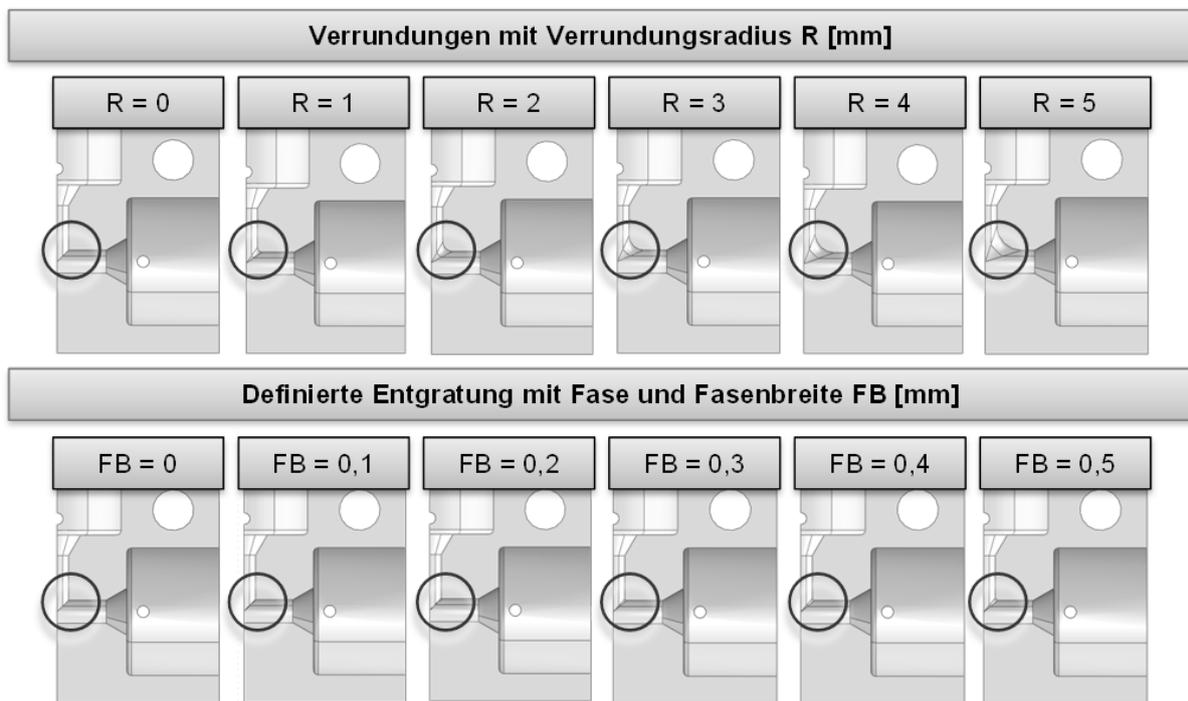


Abbildung 6-11: Geometrien der betrachteten Verrundungen und Fasen an der Bohrungsverschneidung des Verteilerblocks

Es werden zwei Simulationsreihenfolgen gegenübergestellt.

- Herstellung der Verrundungs- bzw. Fasengeometrie im Zeichnen-Modul von Abaqus/CAE und anschließende Autofrettage, benannt als P1.
- Aufbringen des Autofrettage-Drucks und anschließende Materialentfernung entsprechend der herzustellenden Verrundungs- bzw. Fasengeometrie durch das Löschen entsprechender Element-Sets mit der Abaqus/CAE-Option `Model Change, Remove`, benannt als P2.

6.6.3 Ausgangsgröße Eigenspannungen

Um die Frage zu beantworten, wie sich die Position der Entgratung bzw. Verrundung in der Prozesskette auf den Tiefenverlauf der Umfangseigenspannung auswirkt, sind in Abbildung 6-12 die Tiefenverläufe für den Autofrettage-Druck 10.000 bar für die beiden Reihenfolgen P1 und P2 über alle Geometrievariationen gegenübergestellt.

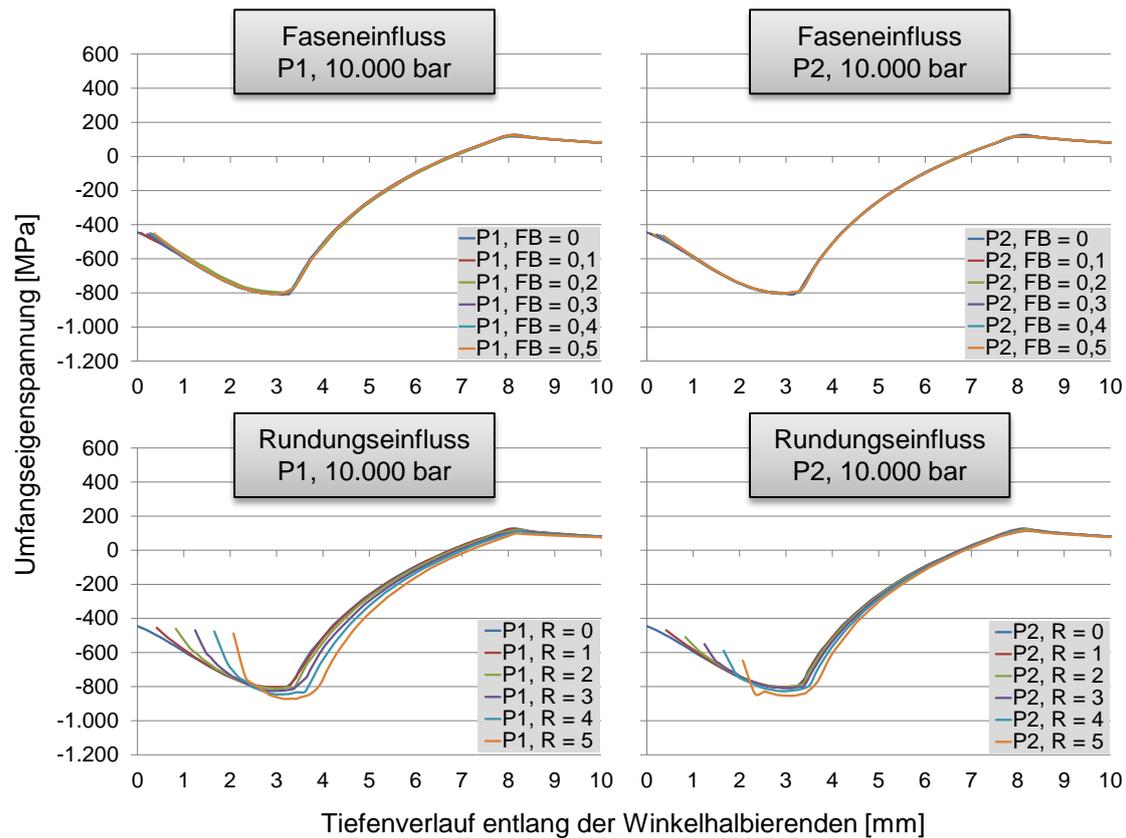


Abbildung 6-12: Einfluss der Verschneidungsgeometrie und Position der Entgratungs- bzw. Verrundungsoperation auf die Tiefenverläufe der Umfangseigenstressung mit Autofrettage 10.000 bar

Die Fasengeometrie hat für die betrachteten Fasenbreiten keinen signifikanten Einfluss auf die Tiefenverteilung der Umfangseigenstressung. Der Werkstoffverlust durch den Materialabtrag an der Bohrungsverschneidung führt zu keiner Reduzierung des Maximums an der neuen Verschneidungsoberfläche, die mit jeder Vergrößerung der Fase natürlich weiter entlang der Tiefe der Winkelhalbierenden wandert. Das Druckeigenstressungsmaximum wird weder in Betrag noch Tiefe reduziert, das Gleiche gilt für den Radius des elastisch-plastischen Übergangs. Die Verrundungsgeometrie hingegen zeigt deutliche Unterschiede mit steigendem Verrundungsradius. Während für die Prozessreihenfolge P1 der Betrag der Druckeigenstressung an der Oberfläche der Verrundung fast konstant groß bleibt, verschieben sich die Lage und das Maximum der Druckeigenstressung zu größeren Beträgen und größerer Tiefe hin. Für die Prozessreihenfolge P2 ist dieser Effekt nicht so deutlich ausgeprägt, aber dennoch vorhanden. Hier liegen die Beträge der Druckeigenstressungen an der jeweiligen Verschneidungsoberfläche deutlich höher als bei P1. Dies lässt sich auf die einfache Wegnahme der Materialschicht im Modell zurückführen. Da die Materialwegnahme innerhalb des rückplastizierten Bereichs stattfindet, ist der Einfluss der Umlagerung vergleichsweise gering. Dies deckt sich mit den Beobachtungen für die schrittweise Materialwegnahme beim dickwandigen Hohlzylinder. Um die möglichen Veränderungen mit steigendem Autofrettage-Druck zu untersuchen, sind in Abbildung 6-13 die Tiefenverläufe für die Autofrettage-Drücke 8.000 bar, 10.000 bar und 13.500 bar für die beiden Reihenfolgen P1 und P2 und die

größte Rundung mit $R = 5 \text{ mm}$ sowie die größte Fase mit $FB = 0,5 \text{ mm}$ gegenübergestellt.

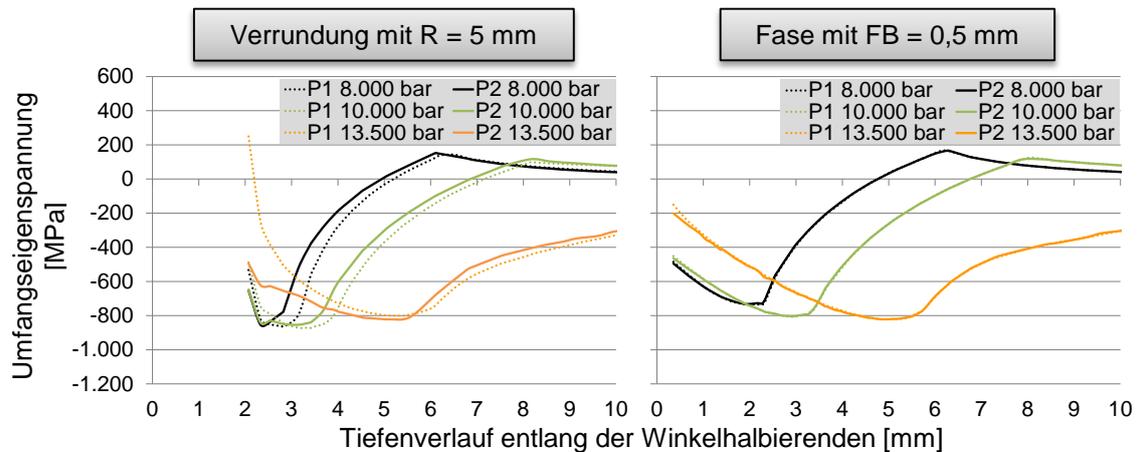


Abbildung 6-13: Tiefenverläufe der Umfangseigenstressung für die beiden Reihenfolgen P1 und P2 bei der größten Fase mit $FB = 0,5 \text{ mm}$ und größten Verrundung mit $R = 5 \text{ mm}$ sowie steigendem Autofrettage-Druck

Im Falle der Fasengeometrie ist der Unterschied in der Prozessreihenfolge nur ganz leicht in der oberflächennahen Randschicht zu erkennen. Der Tiefenverlauf ist ansonsten fast identisch. Anders ist dies bei der Verrundungsgeometrie. Hier führt die Autofrettage an der bereits hergestellten Verrundung durch die Prozessreihenfolge P1 mit $R = 5 \text{ mm}$ zu deutlich in Richtung Zug verschobenen Umfangseigenstressungen sowie Verschiebungen in Betrag und Lage des Druckeigenstressmaximums sowie des elastisch-plastischen Übergangs. Der Unterschied im Tiefenverlauf ist vor allem für die 13.500 bar Druckstufe deutlich ausgeprägt. Im Fall der Verrundung ist Prozessreihenfolge P2 der Prozessreihenfolge P1 vorzuziehen.

Reicht aus Systemsicht zur Vermeidung von Effekten wie der Kavitation das Einbringen einer Fase aus, so ist anhand dieser Ergebnisse das Einbringen einer Fase dem Einbringen einer Verrundung vorzuziehen. Dies kann beispielsweise durch geeignete Rückzugs-Entgratwerkzeuge realisiert werden. Ist eine Verrundung unvermeidbar, sollte durch Anwendung des Finite-Elemente-Modells vorher der Einfluss der Geometrie und des anvisierten Autofrettage-Drucks auf die Tiefenverteilung der Umfangseigenstressung untersucht werden.

Das vorgestellte Finite-Elemente-Modell liefert ein schnelles und flexibles Werkzeug zur qualitativen Evaluierung verschiedener Geometrie- und Autofrettage-Druck-Variationen und kann einen Beitrag zur Reduzierung von Versuchsaufwänden leisten. Die hier vorgestellten Finite-Elemente-Ergebnisse sollten jedoch zunächst mit experimentellen Eigenstressungsmessergebnissen verifiziert werden. Zudem kann eine Empfehlung für eine geeignete Prozessreihenfolge an dieser Stelle nur aus den beobachteten Veränderungen begründet werden. Welcher Tiefenverlauf der Umfangseigenstressungen letztlich für das herzustellende Bauteil mit Hinblick auf eine optimale statische oder dynamische Festigkeit zu empfehlen ist, muss für jeden

Lastfall unter Berücksichtigung des jeweiligen Auslegungskriteriums untersucht werden.

6.7 Prozessschritt Präparation zur Eigenspannungsmessung

6.7.1 Experimentelle Eingangsgrößen

Die gemessenen Eigenspannungstiefenverläufe nach dem Prozessschritt Autofrettage zeigen auch für den Verteilerblock einen deutlichen Unterschied zu den mit Finite-Elemente-Berechnung prognostizierten Ergebnissen. Um den Einfluss der zerstörenden Präparation zur Messung der Eigenspannungen zu quantifizieren und daraus ein Finite-Elemente-Modell zur Vorhersage der Einflussgrößen zu entwickeln, wird im Folgenden dieser Prozessschritt systematisch untersucht. Zur Erfassung der Eigenspannungen an der Druckkanaloberfläche und in der Tiefe entlang der Winkelhalbierenden mittels XRD werden die Verteilerblöcke in der in Abbildung 6-14 gezeigten Reihenfolge aufgetrennt.

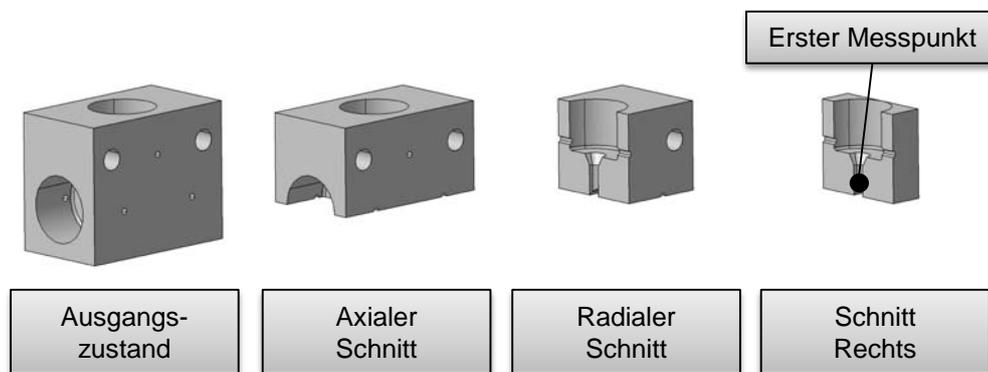


Abbildung 6-14: Schnittrihenfolge zur Präparation für die XRD-Messungen

Der Verteilerblock wird zunächst entlang des axialen Druckkanals aufgeschnitten, dann erfolgt ein radialer Schnitt entlang des Druckkanals C. Damit wäre die Messstelle für den ersten Messpunkt bereits zugänglich. Trotzdem muss ein weiterer Schnitt am rechten Rand des Verteilerblocks durchgeführt werden, damit das Messteil in die Aufnahme des Diffraktometers passt. Zur Erfassung des Tiefenverlaufs entlang der Winkelhalbierenden wird schrittweise elektrochemisch poliert.

6.7.2 Finite-Elemente-Modelle

Einfluss des Auftrennens

Zur systematischen Untersuchung des Auftrenn-Einflusses kommt vom Grundaufbau her das gleiche Finite-Elemente-Modell zum Einsatz wie für die vorherigen Prozessschritte aus Abbildung 6-3 auch. Der Schnitt entlang des Druckkanals C kann im Viertelmodell einfach durch das Löschen der relevanten z-Symmetrierandbedingung realisiert werden. Der Schnitt entlang des axialen Druckkanals wird durch das Löschen eines Element-Sets mit der Abaqus/CAE-Option `Model Change, Remove` durchgeführt. Das Element-Set beinhaltet dabei alle Elemente der unteren Hälfte des

Viertelmodells. Das Gleiche wird beim rechten Schnitt durchgeführt. Da die Randbedingungen und Element-Sets Schritt für Schritt definiert werden können, ist es damit auch möglich, die Reihenfolge der Schnitte zu variieren und deren Einfluss zu untersuchen. Neben den rein mittig positionierten Schnitten werden auch außermittige Schnitte entlang des axialen Druckkanals und radialen Druckkanals durch das Löschen der entsprechenden Element-Sets berücksichtigt. In Tabelle D 3 in Anhang D sind die berücksichtigten Schnittreihenfolgen benannt und aufgelistet. Im Experiment wurde das Auftrennen anhand Variante V6 durchgeführt.

Einfluss des elektrochemischen Polierens

Das elektrochemische Polieren stellt einen weitestgehend kräfteutralen Materialabtrag dar. Aus diesem Grund kann hier das einfache Löschen von vordefinierten Element-Sets als gute Annäherung an die realen Umlagerungseffekte angesehen werden. Lechmann [42] stellt in seiner Arbeit ein komplexes Modell zur Erfassung des realen Volumenverlustes vor, vergleiche Kapitel 3.9.8. In dieser Arbeit ein vereinfachtes Modell mit geometrisch vordefinierten Schalen verwendet. Jede dieser Schalen entspricht näherungsweise dem abgetragenen Volumen eines einzelnen Abtragsschritts und definiert zugleich ein Element-Set, das nach bereits vorgestellter Art aus dem Finite-Elemente-Modell gelöscht wird. In Abbildung D 8 in Anhang D sind das Finite-Elemente-Modell im Ausgangszustand und jeden Abtragsschritt gezeigt sowie das reale Messteil nach der elektrochemischen Behandlung.

6.7.3 Ausgangsgröße Eigenspannungen

Eigenspannungen nach dem Auftrennen

In Abbildung 6-15 sind die Tiefenverläufe der Umfangseigenspannung aus der Finite-Elemente-Berechnung mit Berücksichtigung der einzelnen Auftrennvorgänge den XRD-Messergebnissen für einen Autofrettage-Druck von 10.000 bar gegenübergestellt. Als Schnittreihenfolge ist Variante V6 berücksichtigt.

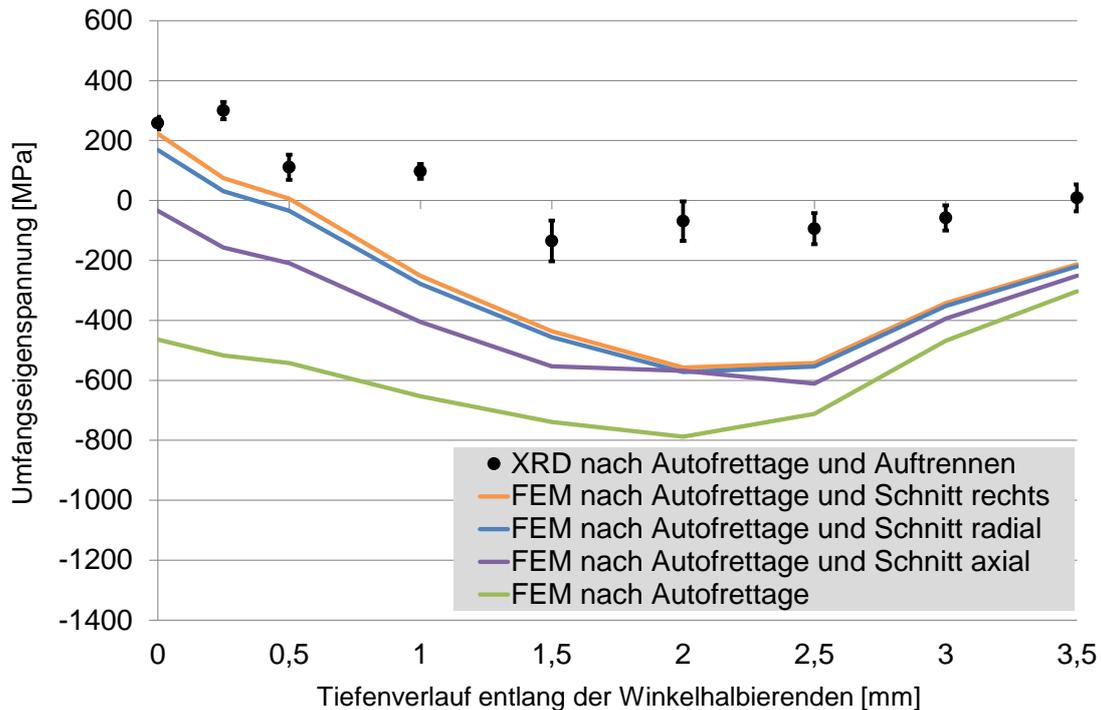


Abbildung 6-15: Tiefenverläufe der Umfangseigenspannung aus der Finite-Elemente-Berechnung mit Berücksichtigung der einzelnen Auftrennvorgänge im Vergleich mit der XRD-Messung nach Autofrettage mit 10.000 bar

Hier wird deutlich, dass vor allem der Schnitt entlang des axialen und radialen Druckkanals einen signifikanten Einfluss auf den Tiefenverlauf der Umfangseigenspannung hat. Der rechte Schnitt führt nur noch zu sehr kleinen Abweichungen. Wie schon beim Hohlzylinder offenbart, bedeutet der Schnitt entlang eines Druckkanals einen Verlust an messbaren Druckeigenspannungen. Statt vergleichsweise hoher Druckeigenspannungen werden vor allem oberflächennah Zugeigenspannungen erzeugt und gemessen. Der Tiefenverlauf nach allen Auftrennvorgängen zeigt schon eine gute Übereinstimmung für die ersten 0,5 mm entlang der Winkelhalbierenden. Mit zunehmender Tiefe wächst die Abweichung aber an. Es spielt dabei keine Rolle, in welcher Reihenfolge die Schnitte stattfinden, der resultierende Tiefenverlauf aus der Finite-Elemente-Berechnung ist immer der Gleiche. Da die Kurven genau übereinander liegen, wird hier auf eine Darstellung verzichtet.

Bleibt noch die Frage zu beantworten, ob ein außermittiger Schnitt hin zur Messposition einen zusätzlichen Einfluss generiert. Beim Hohlzylinder konnte diese Frage mit Nein beantwortet werden, aufgrund der geometrischen Komplexität ist beim Verteilerblock aber eine weitere Umlagerung zu erwarten. Aus diesem Grund sind in Abbildung 6-16 die Tiefenverläufe der Umfangseigenspannung nach dem mittigen Auftrennen, nach dem außermittigen Auftrennen und aus der XRD-Messung für den Autofrettage-Druck 10.000 bar gegenübergestellt.

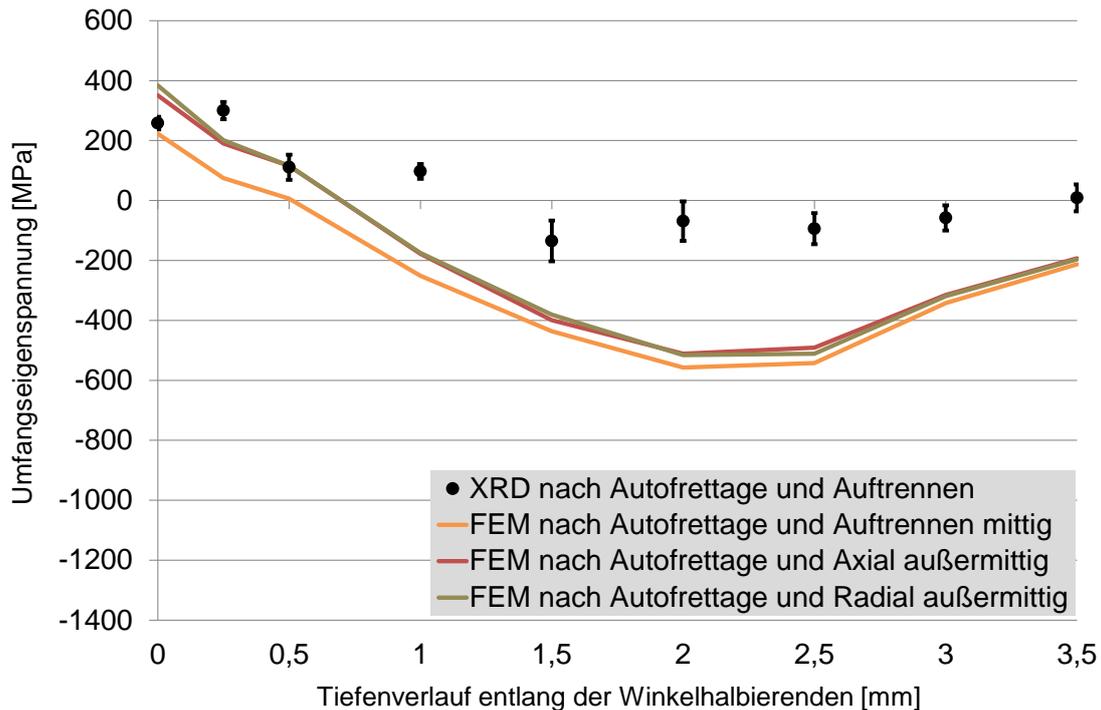


Abbildung 6-16: Tiefenverläufe der Umfangseigenspannung aus der Finite-Elemente-Berechnung mit Berücksichtigung der einzelnen Auftrennvorgänge im Vergleich mit der XRD-Messung nach Autofrettage mit 10.000 bar

Die Berücksichtigung eines außermittigen Schnitts führt zu einer weiteren Verschiebung des Tiefenverlaufs in Richtung der gemessenen Werte. Die ersten drei Messpunkte stimmen nun sehr gut überein, der restliche Tiefenverlauf verschiebt sich weiter in Richtung kleinere Druckeigenspannungen. Berücksichtigt man die leichte Überschätzung der Druckeigenspannungen durch das angewendete Werkstoffmodell, lässt sich der präsentierte Finite-Elemente-Ansatz sehr gut einsetzen, um die qualitative Veränderung des Tiefenverlaufs durch das Auftrennen zu prognostizieren. Die vereinfachte Herangehensweise führt dabei zu einer Zeitersparnis im Vergleich zur schrittweisen Vermessung einzelner Kunstharzabdrücke und der schwierigen Implementierung in das Finite-Elemente-Modell.

Abschließend muss nun noch der Einfluss des elektrochemischen Polierens betrachtet werden, der zu einem weiteren Fehler vor allem für tiefere Messpunkte im Experiment führen kann.

Eigenspannungen nach dem Auftrennen und elektrochemischen Polieren

In Abbildung 6-17 sind die Tiefenverläufe der Umfangseigenspannung für das vollständige Finite-Elemente-Modell mit Berücksichtigung des mittigen Auftrennens und des schrittweisen elektrochemischen Abtrags im Vergleich mit den XRD-Messwerten für das mit 10.000 bar autofrettierte Versuchsteil V1 dargestellt.

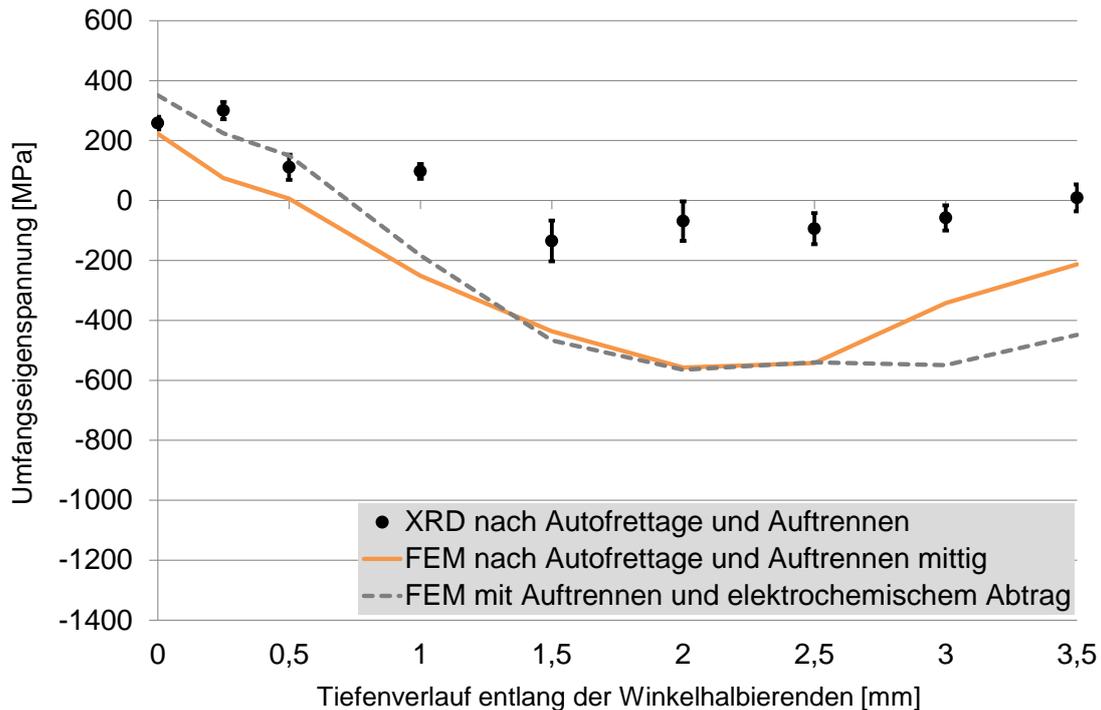


Abbildung 6-17: Tiefenverläufe der Umfangseigenspannung aus der Finite-Elemente-Berechnung mit Berücksichtigung des Auftrennens und dem elektrochemischen Abtrag im Vergleich mit der XRD-Messung nach Autofrettage mit 10.000 bar

Das vollständige Modell zur Erfassung des Auftrennens und des elektrochemischen Abtrags liefert eine sehr gute Übereinstimmung im oberflächennahen Bereich bis ca. 0,5 mm, danach entsteht ein systematischer Fehler zur XRD-Messung, der mit der Überschätzung der Druckeigenspannungen durch das Werkstoffmodell erklärt werden kann. Das Auftrennen an sich ist führende Einflussgröße bei der Umlagerung der Eigenspannungen. Der elektrochemische Abtrag hat im Vergleich dazu einen geringeren, aber nicht zu vernachlässigenden Einfluss, was sich mit den Ergebnissen aus [42, 176] in Übereinstimmung bringen lässt. Die Komplexität des Abtragsvorgangs an sich, die man schon an der stark ausgehöhlten Form des Versuchsteils nach der elektrochemischen Behandlung erkennen kann, stellt sowohl die XRD-Messung als auch die Finite-Elemente-Berechnung vor eine große Herausforderung. Nichtsdestotrotz kann der Einsatz dieses Finite-Elemente-Modells dem unerfahrenen, aber auch erfahrenen Anwender eigenspannungsinduzierender Fertigungsverfahren für innen-druckbelastete Bauteile ein gutes Werkzeug sein, den Einfluss der Präparation qualitativ vorherzusagen. Falsche Interpretationen von Messergebnissen können damit vermieden werden. Die Anwendung ermöglicht es überdies, sich auf wenige experimentelle Untersuchungen zu beschränken, da man viele Einflussgrößen wie Schnittposition oder Umlagerung durch elektrochemischen Abtrag vorher im Modell variieren kann und nur die Kombinationen zur Erprobung bringt, die das größte Potential versprechen.

Um das Verhalten der Umfangseigenspannungen im Verteilerblock auch grafisch zu veranschaulichen, ist in Abbildung 6-18 der Umfangseigenspannungsplot aus der Finite-Elemente-Berechnung für den Trennvorgang dargestellt, während in Abbil-

Abbildung 6-19 zeigt den Umfangseigenstressplot für den weiteren schrittweisen Tiefenverlauf infolge des elektrochemischen Abtrags dargestellt ist.

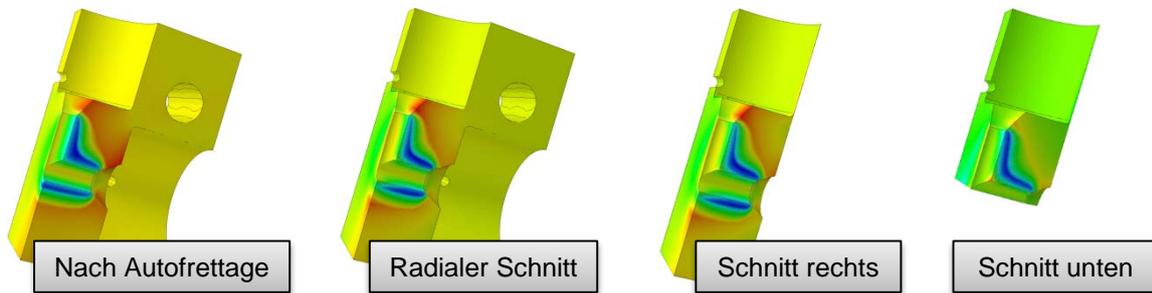


Abbildung 6-18: Entwicklung der Umfangseigenstressungen in der Messebene entlang der Winkelhalbierenden infolge des zerstörenden Auftrennvorgangs

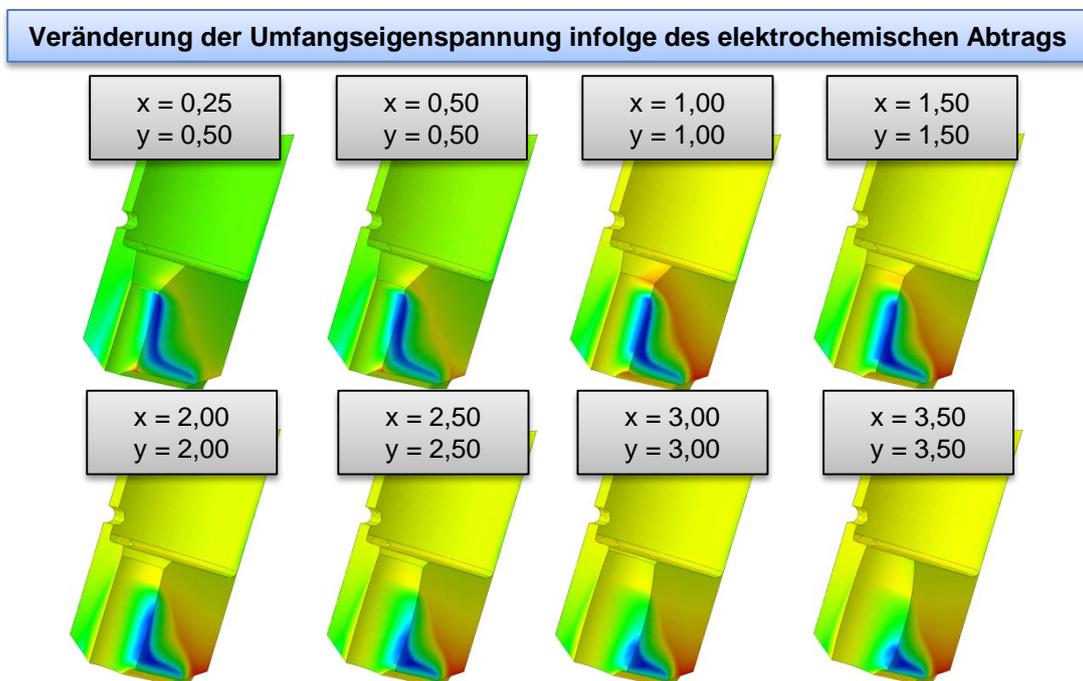


Abbildung 6-19: Entwicklung der Umfangseigenstressungen in der Messebene entlang der Winkelhalbierenden infolge des elektrochemischen Abtrags zur Ermittlung des Tiefenverlaufs

Der dunkelblau dargestellte Bereich entspricht den maximalen Druckeigenstressungen, die gelblich bis roten Bereiche entsprechen Bereichen unter Zugeigenstressung. Somit lässt sich erkennen, dass ab dem mittigen Auftrennen um die Bohrungsverschneidung Zugeigenstressungen entstehen. Der Bereich der Druckeigenstressungen fängt an, sich aufgrund des Auftrennens und elektrochemischen Abtrags zu verschieben und zu verkleinern. Die Umlagerung ist damit auch über das Volumen mit dem Finite-Elemente-Modell gut zu erfassen und bewerten.

6.8 Erkenntnisse aus der Prozesskettenanalyse

6.8.1 Verformungen und Formänderungen

- Das entwickelte Finite-Elemente-Modell zur Vorhersage der Verformungen nach Autofrettage zeigt eine sehr gute Übereinstimmung mit den experimentellen Messergebnissen. Die ungleichmäßige, elliptische Aufweitung der Druckkanäle, vor allem im Bereich der Bohrungsverschneidung, führt zu deutlichen Rundheitsfehlern. Für den Druckkanal C lässt sich dabei eine zunehmende A-förmige Aufweitung über die Länge des Druckkanals hin zur Bohrungsverschneidung feststellen. Die Aufweitungen und Rundheitsverschlechterungen liegen dabei in so signifikanten Bereichen, dass eine Nachbearbeitung der Druckkanäle unvermeidbar ist, sofern diese eine vorgegebene Maß- oder Formtoleranz erfüllen müssen. Die Verformung der Dichtstellen infolge der metallischen Abdichtung untermauert dies.
- Die Formänderung durch den Abtrag eigenspannungsbehafteter Materialschichten nach Reiben auf 6H7 ist vor allem für den Druckkanal C sehr stark. Nach Entfernen der Reibahle 6H7 fällt die Bohrung unter der elastischen Rückstellung der äußeren Bauteilbereiche bis auf einen Durchmesser von 5,85 mm zusammen. Da dieser Effekt über alle Autofrettage-Druckstufen auftritt, kann auf eine kritische Abtragstiefe für die gewählte Werkstoff- und Geometrieconfiguration geschlossen werden. Im Fertigungsalltag bestünde die Gefahr, dass so lange Material durch die Reibahle 6H7 abgetragen würde, bis dieser Durchmesser messtechnisch schließlich erreicht würde. Die Folge wäre ein signifikanter Verlust vorteilhafter Druckeigenspannungen. Dieser Effekt kann durch den Finite-Elemente-Ansatz nicht nachgebildet werden. Aus der Finite-Elemente-Berechnung werden zwar in Abhängigkeit des Autofrettage-Drucks zunehmend kleinere Druckkanaldurchmesser berechnet, die massive Änderung für den Druckkanal C kann jedoch nicht simuliert werden. Das weitere Aufreiben auf 6,5H7 führt zu keinem weiteren Einfall des Druckkanals C mehr. Die Messwerte ergeben leicht größere Druckkanaldurchmesser, die über dem erlaubten H7-Toleranzbereich von +0,012 mm liegen. Hier kann nicht ausgeschlossen werden, dass die verwendete Reibahle oder die Fertigungsbedingungen zu der Toleranzabweichung geführt haben. Zukünftige Forschungsaktivitäten sollten den Einfluss von Abtragstiefe und Formänderung auf Basis dieser Erkenntnisse systematisch untersuchen.

6.8.2 Eigenspannungen

- Der Vergleich der XRD-Eigenspannungsmessung und Finite-Elemente-Berechnung zeigt zunächst große Diskrepanzen in dem ermittelten Tiefenverlauf der Umfangseigenspannung für das mit 10.000 bar autofrettierte Bauteil. Durch das hier vorgestellte neu entwickelte Finite-Elemente-Modell für den Verteilerblock zur Modellierung der Autofrettage, des anschließenden Auftrennens und dem elektrochemischen Polieren kann eine gute qualitative Übereinstimmung zu dem gemessenen Tiefenverlauf ermittelt werden. Hierbei

muss berücksichtigt werden, dass das verwendete Werkstoffmodell die Druckeigenspannungen infolge der Autofrettage leicht überschätzt. Zugleich muss erwähnt werden, dass die XRD-Messmethode aufgrund der komplexen Präparationsprozedur fehlerbehaftet ist.

- Wie auch schon für den Hohlzylinder beobachtet, sind die Versuchsteile infolge der Formgebung, Wärmebehandlung und spanenden Vorbearbeitung nachweisbar über die Tiefe der Winkelhalbierenden eigenspannungsbehaftet. Oberflächennah lassen sich Bearbeitungseigenspannungen nachweisen, in der Tiefe eher zufällig verteilte Druck- und Zugeigenspannungen. Zukünftige Forschungsaktivitäten sollten aus diesem Grund auch diese Bearbeitungsschritte berücksichtigen und es sollten Finite-Elemente Ansätze entwickelt werden, die beispielsweise über vordefinierte Felder den Einfluss bereits vorhandener und tiefenverteilter Eigenspannungszustände auf den finalen Eigenspannungszustand untersuchen.
- Im Falle des Verteilerblocks ergeben sich aufgrund der Verschneidungsgeometrie komplexe mehrachsige Eigenspannungszustände. Bereits bei geringen Autofrettage-Drücken kann eine ausgeprägte Rückplastizierung beobachtet werden. Die Finite-Elemente-Berechnung zeigt Druckeigenspannungsmaxima, die mit zunehmendem Autofrettage-Druck gemeinsam mit dem elastisch-plastischen Übergang entlang der Winkelhalbierenden ins Material wandern. Der Betrag an der Verschneidungsoberfläche nimmt dabei kontinuierlich ab.
- Das neu entwickelte Finite-Elemente-Modell mit Berücksichtigung der Interaktion zwischen Werkzeug und Werkstück ermittelt wie auch beim Hohlzylinder einen komplex überlagerten Tiefenverlauf der Umfangseigenspannungen. Bereits der Tiefenverlauf ohne Autofrettage zeigt deutliche Druckeigenspannungen, die für diesen Werkstoff höher ausfallen wie für den 42 CrMoS 4 des Hohlzylinders. Dies lässt sich durch den Vergleich mit anderen Untersuchungen plausibilisieren. Prinzipiell könnte das Modell für die Simulation des Reibvorgangs selbst eingesetzt werden. Variationen der Schneidengeometrien und deren Einfluss auf die resultierenden Eigenspannungstiefenverläufe könnten potentiell durch den neu entwickelten Finite-Elemente-Ansatz mit Berücksichtigung der Interaktion zwischen Werkzeug und Werkstück untersucht werden.
- Mithilfe des neu entwickelten Finite-Elemente-Modells für den Verteilerblock kann der Einfluss unterschiedlicher Verschneidungsgeometrien auf die resultierenden Eigenspannungsverteilungen untersucht werden. Im vorliegenden Untersuchungsspektrum zeigen sich dabei Fasen als wenig beeinflussend, während Verrundungen mit zunehmendem Radius und Autofrettage-Druck deutlich unterschiedliche Tiefenverläufe ergeben. Auch scheint die Prozesskette P1 weniger empfehlenswert zu sein als die Prozesskette P2. Dies muss mit Versuchen validiert und der Einfluss der unterschiedlichen Tiefenverläufe auf die statische bzw. dynamische Festigkeit in Abhängigkeit des Lastfalls untersucht werden.

7 Konzeptentwicklung Teil 3: Ausgewählte Fallbeispiele

7.1 Autofrettage: Leichtbaupotential

Als gut nachzuvollziehendes Beispiel zur Veranschaulichung des Leichtbaupotentials wird die Berechnung eines optimalen Autofrettage-Drucks für einen dickwandigen Hohlzylinder durchgeführt. Der Einfachheit halber wird ein statischer Belastungsfall angenommen.

Ausgangssituation

Für diese Betrachtung wird der bereits vorgestellte Werkstoff 42 CrMoS 4 Charge 1 berücksichtigt. Als Auslegungsziel wird ein statischer Betriebsdruck von 3.000 bar festgelegt. Der dickwandige Hohlzylinder hat einen Innenradius von $r_i = 5$ mm und eine Länge von $L = 400$ mm. Als Ausfallkriterium wird der Fall festgelegt, bei dem der Werkstoff am Innendurchmesser des Hohlzylinders gerade anfängt zu fließen. Im Falle des Hohlzylinders wird also die Wandstärke gesucht, bei der das Fließen am Innendurchmesser gerade nicht einsetzt, also der anliegende Innendruck geringer ist als der Druck zum Einsetzen des plastischen Fließens, p_{iFB} . Um eine Sicherheitsreserve in der Auslegung zu berücksichtigen, wird ein Sicherheitsfaktor von $SF = 1,5$ verwendet. Berücksichtigt man den Betriebsdruck und den Sicherheitsfaktor, lässt sich Gleichung 7-1 wie folgt umschreiben:

$$\frac{p_{iFB}}{SF} = R_{p0,2\%} \cdot \frac{K^2 - 1}{\sqrt{3} \cdot K^2} \leq 300 \text{ MPa} \quad (\text{Gleichung 7-1})$$

K bezeichnet hier wieder das Außen- zu Innendurchmesserverhältnis. Als Ergebnis lässt sich für die betrachtete Geometrie und den betrachteten Werkstoff ohne Autofrettage ein minimales Außen- zu Innendurchmesserverhältnis von $K = 2,26$ berechnen. Dementsprechend ergibt sich der Außenradius zu $r_a = 11,30$ mm. Bei einer Dichte des Stahls von $\rho = 7,72$ kg/dm³ lässt sich das resultierende Gewicht zu 0,996 kg berechnen.

Alternative Leichtbaukonstruktion mit Autofrettage

Zunächst muss das minimale Außen- zu Innendurchmesserverhältnis K mit Autofrettage gefunden werden. Aus diesem Grund wird eine iterative Finite-Elemente-Prozedur angewendet, bei der die Vergleichsspannung σ_V über die Wandstärke des Hohlzylinders minimiert wird. Grundlage ist das in Abbildung 5-4 gezeigte axialsymmetrische Finite-Elemente-Modell. Die vorgestellte Vorgehensweise basiert auf der Methode, präsentiert in [108]:

- Ausgehend von einem initialen Außen- zu Innendurchmesserverhältnis, wird der Autofrettage-Druck p_{AF} am Innendurchmesser aufgebracht, kurz gehalten und danach wieder abgebaut. Die Vergleichsspannung σ_V wird über die gesamte Wandstärke extrahiert.
- Der erhaltene Spannungs- und Dehnungszustand wird als Eingangsgröße für den nächsten Berechnungsschritt übernommen. Der Betriebsdruck p_B wird am

Innendurchmesser aufgebracht und dann wieder abgebaut. Die resultierende Vergleichsspannung σ_{VR} wird über die gesamte Wandstärke extrahiert. Über die Wandstärke des Hohlzylinders ergibt sich ein Maximum für die resultierende Vergleichsspannung σ_{VR} .

- Der Autofrettage-Druck p_{AF} wird nun zwischen p_{iFB} und p_{iVPL} variiert und das Minimum der maximalen resultierenden Vergleichsspannung σ_{VR} gesucht. Der optimale Autofrettage-Druck liegt genau am Minimum der maximalen resultierenden Vergleichsspannung σ_{VR} .

In Abbildung 7-1 ist der angewendete Druck-Zeit-Verlauf zur Identifikation des optimalen Autofrettage-Drucks mittels Finite-Elemente-Analyse dargestellt.

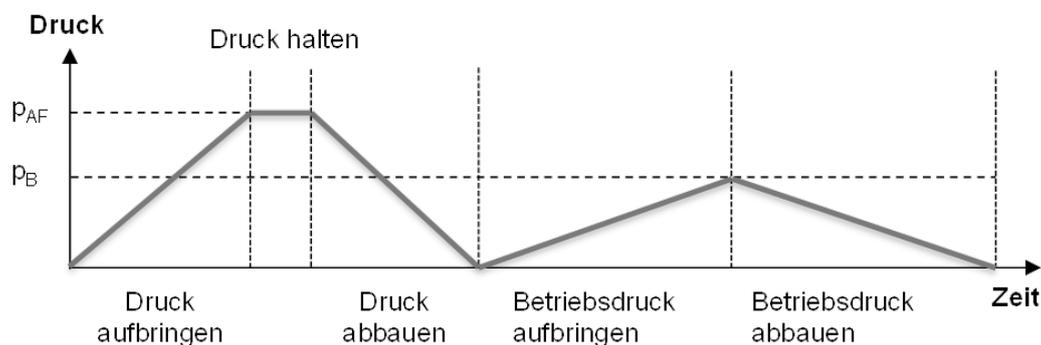


Abbildung 7-1: Druck-Zeitverlauf zur Identifikation des optimalen Autofrettage-Drucks im Finite-Elemente-Modell

Nachdem der optimale Autofrettage-Druck für das untersuchte Außen- zu Innendurchmesser Verhältnis gefunden wurde, wird das gefundene Minimum der maximalen resultierenden Vergleichsspannung σ_{VR} mit dem Sicherheitsfaktor SF multipliziert. Liegt der Betrag unter dem Betrag zum erneuten Fließbeginn p_{iFB} , kann das Außen- zu Innendurchmesser Verhältnis weiter reduziert werden. Dies wird so lange durchgeführt, bis der gefundene Wert gerade den Betrag von p_{iFB} erreicht. Nun ist das zuletzt berechnete Außen- zu Innendurchmesser Verhältnis das Optimale. Das Vorgehen ist in Abbildung 7-2 noch einmal als Flussdiagramm zusammengefasst.

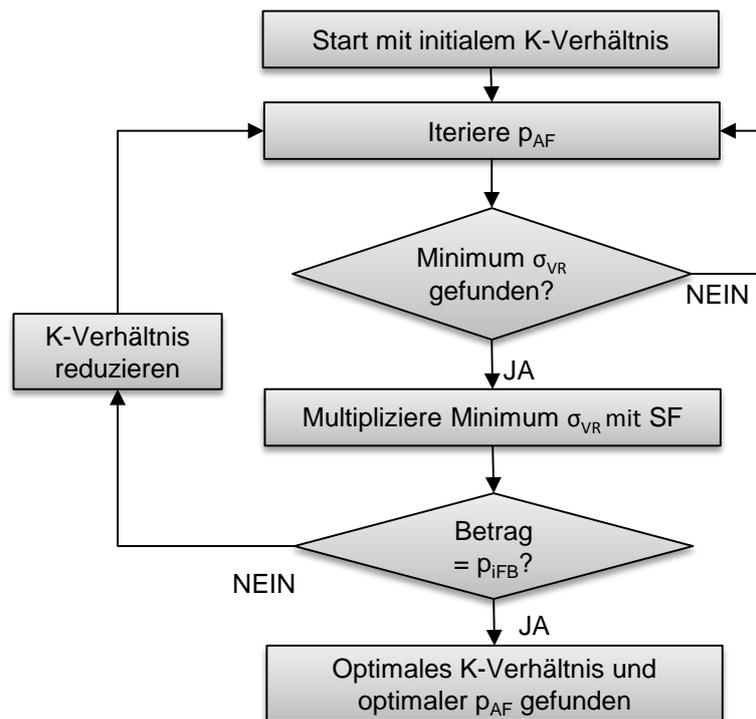


Abbildung 7-2: Flussdiagramm zur Ermittlung des optimalen Außen- zu Innendurchmesser-Verhältnis K und optimalen Autofrettage-Druck p_{AF}

Im vorliegenden Fall ergibt sich ein minimales Außen- zu Innendurchmesser-Verhältnis von $K = 1,8$. In Abbildung 7-3 ist beispielhaft der Verlauf der resultierenden Vergleichsspannung σ_{VR} über den variierten Autofrettage-Druck aufgetragen.

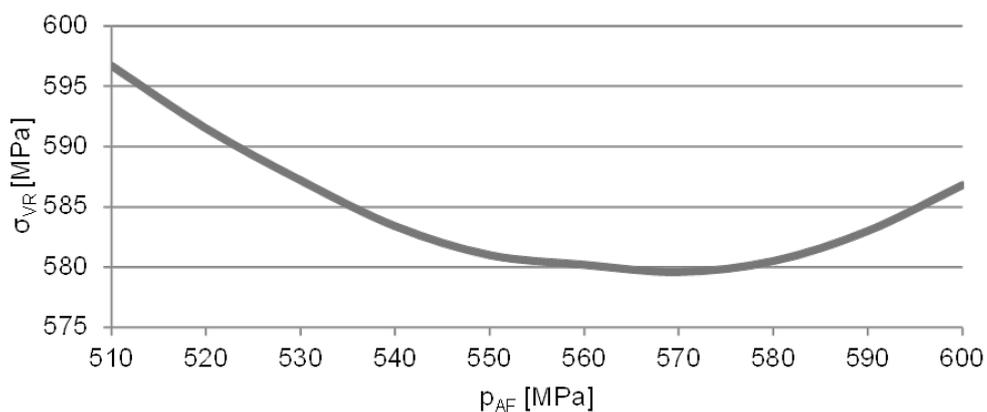


Abbildung 7-3: Minimum der maximalen resultierenden Vergleichsspannung σ_{VR} über den variierten Autofrettage-Druckbereich

Das Minimum der maximalen resultierenden Vergleichsspannung σ_{VR} und somit der optimale Autofrettage-Druck ergeben sich aus der Finite-Elemente-Berechnung zu 5.700 bar. Um die Genauigkeit zu bewerten, sind in Tabelle 7-1 die Lösungen fünf weiterer, aus der Literatur bekannter Berechnungsansätze gegenübergestellt. Als Referenz wird die analytische Lösung nach Huang [94] nach Fall 5 angenommen, da

sie das nicht-lineare Werkstoffverhalten im Zug- sowie im Druckbereich am besten widerspiegelt.

Tabelle 7-1: Vergleich der Lösungen für den optimalen Autofrettage-Druck für verschiedene Berechnungsmethoden

Berechnungsansatz	Berechneter, optimaler Autofrettage-Druck [bar]	Abweichung von Huang's analytischer Lösung nach Fall 5 [%]
Huang [94], Fall 5	5.890	0
Huang [94], Fall 3	5.640	-4,25
Finite-Elemente-Berechnung	5.700	-3,23
Hojjati et al. [108]	5.755	-2,29
Ayob et al. [107]	4.909	-16,66
Zhu et al. [106]	4.149	-29,56
Schön [104]	6.604	+12,12

Die Berechnung des Finite-Elemente-Modells unterschätzt den optimalen Autofrettage-Druck um ca. 3 %, ähnlich liegt der Fehler für die bi-lineare Annäherung des Huang-Modells nach Fall 3. Der Ansatz von Hojjati et al. [108], der die Verfestigung im Zugbereich der Zug-Druckkurve über eine Exponentialfunktion berücksichtigen kann, liegt mit etwas mehr als 2 % Abweichung ebenfalls sehr nahe an der Referenzlösung. Auffällig große Abweichungen ergeben sich für die Lösungen ohne Berücksichtigung der Verfestigung. Dies sind die Ansätze von Ayob et al. [107] und Zhu et al. [106], die bis zu 30 % zu niedrige Autofrettage-Drücke berechnen. Sie wären für eine Auslegung nicht geeignet, da die so eingebrachten Druckeigenspannungen in Betrag und Tiefe zu gering ausfielen. Schön [104] nimmt in seiner Arbeit den Druck zur vollständigen Plastizierung der Wandstärke, p_{IVPL} , als Konstruktionsempfehlung. Damit liegt man in diesem Fall knapp 12 % über dem optimalen Autofrettage-Druck und somit eher auf der konservativen Auslegungsseite. Aus Produktionstechnischer Sicht bedeutet das aber auch deutliche Nachteile, denn jeder mehr zu erzeugende Autofrettage-Druck führt zu unverhältnismäßig höheren Stückkosten durch die höheren Wartungs- und Instandhaltungskosten. Für den hier betrachteten Druckbereich mag dies noch akzeptabel sein, für Bauteile größerer Wandstärke und somit Autofrettage-Drücken deutlich über 7.000 bar allerdings nicht mehr. Ein weiterer Aspekt der Auslegung auf den maximalen Autofrettage-Druck darf nicht unerwähnt bleiben: Da die Abschätzung immer auf elastisch, idealplastischen Grundlagen basiert, könnte der Druck zur Erreichen der vollständigen Plastizierung auch überschätzt werden. Damit rückt man gefährlich nahe an den Berstdruck der Bauteile und riskiert unter Umständen eine Schädigung durch die Autofrettage. Um den Vergleich abzurunden, ist in Abbildung 7-4 die Empfindlichkeit der Lösungsansätze über dem Außen- zu Innendurchmesserverhältnis K dargestellt. Vergleichswert für die Berechnung der Abweichung ist wiederum Huang's Lösung [94] nach Fall 5.

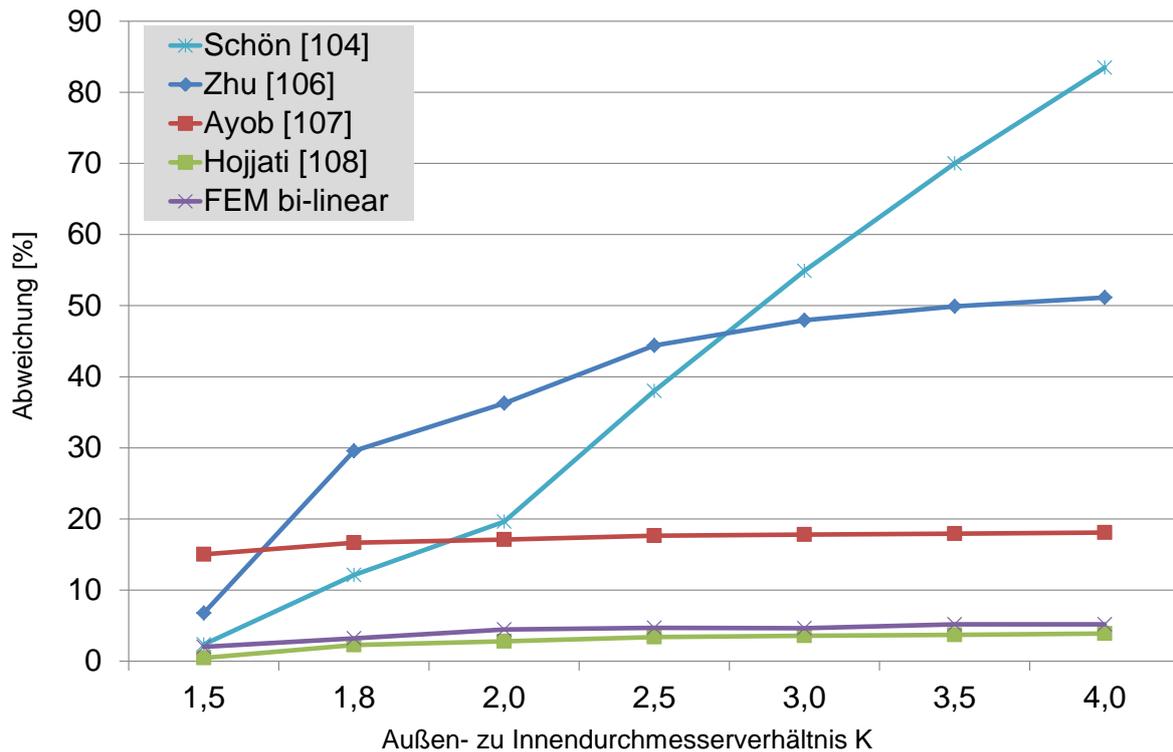


Abbildung 7-4: Empfindlichkeit der Lösungsansätze der verschiedenen Berechnungsansätze in Abhängigkeit des Außen- zu Innendurchmesser Verhältnis K

Die Lösungen nach Hojjati et al. [108], Ayob et al. [107] sowie die Finite-Elemente-Berechnung liefern eine konsistente Abweichung über die betrachteten Außen- zu Innendurchmesser Verhältnisse. Die absolute Abweichung ist dabei für Hojjati et al. [108] und die Finite-Elemente-Berechnung am geringsten. Das Modell nach Zhu et al. [106] zeigt eine wachsende Abweichung mit steigendem Außen- zu Innendurchmesser Verhältnis. Das Gleiche gilt für Schön's Ansatz [104], wobei hier schnell technisch kaum noch zu realisierende Autofrettage-Drücke berechnet werden. Es lässt sich zusammenfassend feststellen, dass das angewendete Berechnungsmodell für den optimalen Autofrettage-Druck die Verfestigung zumindest im Zugbereich der Zug-Druckkurve berücksichtigen sollte. Das Finite-Elemente-Modell ist sehr gut geeignet, eine Abschätzung mit einem Fehler kleiner 5 % zu berechnen.

Zum Abschluss der Leichtbau-Betrachtung kann nun die Gewichtseinsparung berechnet werden. Für die konventionelle Auslegung ohne Autofrettage und dem Außen- zu Innendurchmesser Verhältnis $K = 2,26$ ergibt sich ein Bauteilgewicht von 0,996 kg. Der optimierte und autofrettierte Hohlzylinder mit einem Außen- zu Innendurchmesser Verhältnis von $K = 1,8$ wiegt noch 0,543 kg, das entspricht einer Einsparung von 45,5 %. Neben der Gewichtsreduzierung ergibt dies auch Einsparpotentiale in der Materialbeschaffung.

7.2 Autofrettage: Minimierung von Verformungen

In der Prozesskettenanalyse des Hohlzylinders und des Verteilerblocks wurde die Aufweitung der Bohrungs- bzw. Druckkanaldurchmesser anhand der Ergebnisse aus [74, 209] bereits ausführlich diskutiert. Bei den Messergebnissen war zu erkennen, dass die ersten Messpositionen nahe der Dichtflächen überproportional starke Verformungen aufwiesen, weshalb sie bei der Diskussion der Aufweitungen nicht berücksichtigt wurden. Diese Verformungen entstehen durch die metallische Abdichtung zwischen Dichtelement und Dichtfläche. Autofrettage-Drücke von mehreren tausend bar führen zu Dichtkräften im hohen zweistelligen kN-Bereich. Für die Erprobung spielen diese Verformungen nur eine untergeordnete Rolle, in der späteren Serienanwendung können sie jedoch die Funktion des Bauteils gefährden. Verformungen direkt an der Dichtstelle des Bauteils führen bei der späteren Abdichtung und Verbindung mit dem Hochdruckkreislauf zu Leckagen und Undichtigkeiten. Oftmals werden die Druckkanäle selbst auch als Funktionsgeometrie benötigt, beispielsweise zur Führung eines Hochdruckkolbens, oder nehmen maßgenaue Bauteile auf wie Einpressdrosseln. Aus diesem Grund macht es Sinn, diese Verformungen zu minimieren oder in für die Funktion unkritische Bereiche zu lenken. Ganz verhindern lassen sie sich aufgrund der Natur des Abdichtprozesses nicht. Dazu werden nachfolgend zwei Aspekte andiskutiert, die mithilfe der Finite-Elemente-Methode die Auslegung der Dichtgeometrien und Prozessparameter optimieren können:

- a) Der Einfluss der proportionalen Spanntechnik während des Autofrettage-Vorgangs auf die resultierenden Verformungen.
- b) Die Konstruktion von geeigneten Dichtpaarungen, mit deren Hilfe die Verformungen gezielt gelenkt werden können.

Einfluss der proportionalen Spanntechnik

Konventionelle Autofrettage-Anlagen verfügen über eine geregelte Druckerzeugung für den Hochdruckbereich, meist aber nicht über zusätzlich proportional geregelte Spannkreise. Die Abdichtung erfolgt rein statisch über eingeschraubte Dichtgeometrien, die auf ein festgelegtes Drehmoment angezogen werden. Die Folge sind maximale Verformungen, da das Drehmoment mindestens so groß gewählt werden muss, dass der maximale Autofrettage-Druck inklusive etwaiger Überschwinger und Sicherheitszuschlag abgedichtet werden kann. Beim Verteilerblock führt dies zu Abdichtkräften im Bereich 60 kN, die bei weicheren Werkstoffen zu massiven Verformungen führen. In modernen Serieneinrichtungen kommen proportionale Spannkreise zum Einsatz, um diese Verformungen minimieren zu können. Es wird immer nur so viel Dichtkraft erzeugt, wie beim gerade anliegenden Innendruck zum Dichthalten plus Sicherheitsaufschlag benötigt wird. Die resultierenden Verformungen hängen aber auch von der Geometrie der Abdichtelemente ab. Klassischerweise werden konus- oder kugelförmige Abdichtgeometrien verwendet. Nachfolgend wird der Einfluss der Dichtgeometrie und des Spannkonzpts auf die resultierenden Verformungen an einem Anwendungsbeispiel demonstriert.

Zum Einsatz kommt ein axialsymmetrisches Finite-Elemente-Modell mit elastisch, plastischem Werkstoffmodell und isotroper Verfestigung. Die Eingabedaten für den Vergütungsstahl 42 CrMoS 4 Charge 1 finden sich in Abbildung C-4 in Anhang C. Vernetzt wird mit quadratischen CAX4R-Elementen. Der Innendurchmesser der abzudichtenden Werkstückgeometrie beträgt 4,8 mm, die Dichtfläche ist mit einem 60°-Konuswinkel versehen. Als Dichtelement wird ein konusförmiges Abdichtelement mit einem Konuswinkel von 58° verwendet sowie ein kugelförmiges Abdichtelement mit einem Durchmesser von 8 mm. In Abbildung 7-5 sind die Ergebnisse für die statische und proportionale Abdichtung für das konusförmige und kugelförmige Abdichtelement bei einem Autofrettage-Druck von 8.000 bar dargestellt.

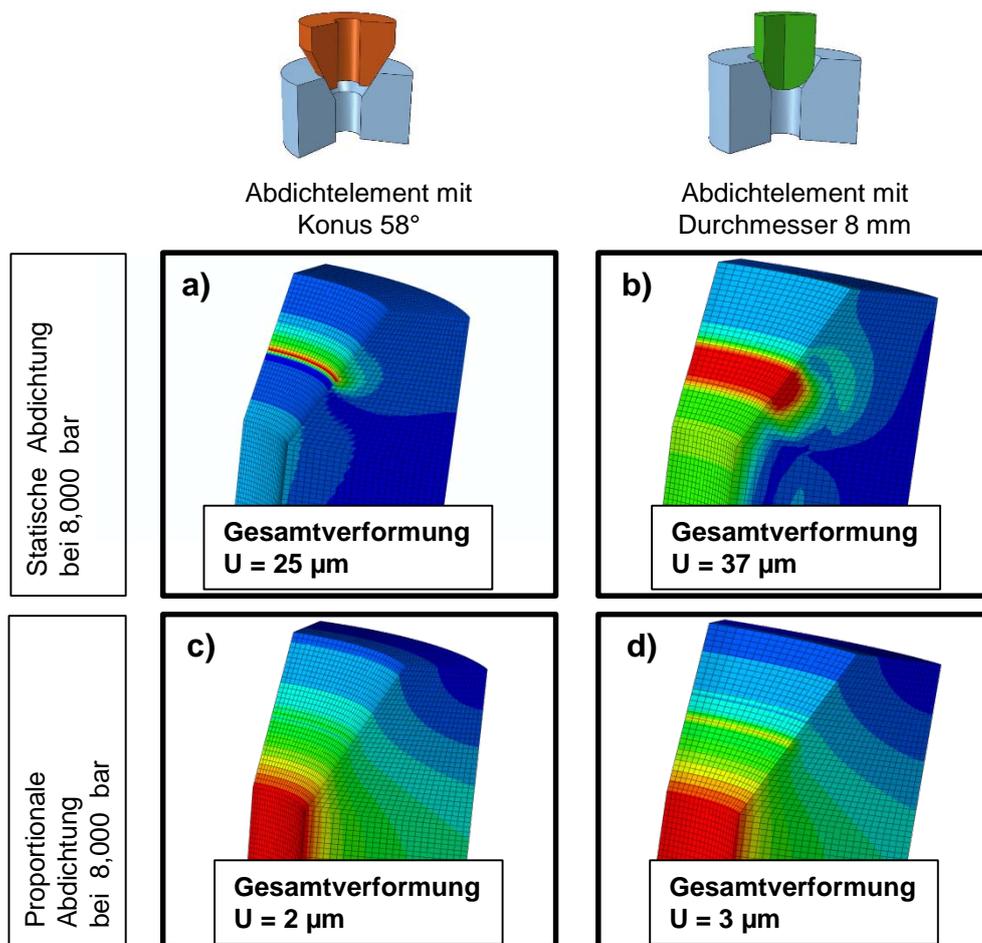


Abbildung 7-5: Verformungen der Dichtstellen nach einer Autofrettage mit 8.000 bar für verschiedene Spannkonzeppte und Abdichtgeometrien

Die zur Abdichtung des Autofrettage-Drucks benötigte minimale Kraft beträgt für das konusförmige Abdichtelement 34,8 kN und für das kugelförmige Abdichtelement 33,2 kN. Diesen Werten wird normalerweise ein Sicherheitszuschlag von 10 % zugegeben, um evtl. Bearbeitungsfehler an den Dichtstellen oder Abnutzung der Dichtelemente Rechnung zu tragen. Bei der statischen Abdichtung wird die maximale Kraft direkt eingeleitet, sodass die Gesamtverformung um einen Faktor 12,5 beim konusförmigen und 12,3 beim kugelförmigen Abdichtelement höher liegt wie für die proportionale Spannung. Das konusförmige Abdichtelement zeigt betragsmäßig

geringere Verformungen und wäre für den vorliegenden Anwendungsfall zusammen mit einer proportionalen Spanntechnik zu empfehlen. Um für die Finite-Elemente-Berechnung einen experimentellen Befund anzuführen, ist in Abbildung 7-6 die Verformung der Dichtstellen beim mit 10.000 bar autofrettierten Verteilerblock dargestellt.

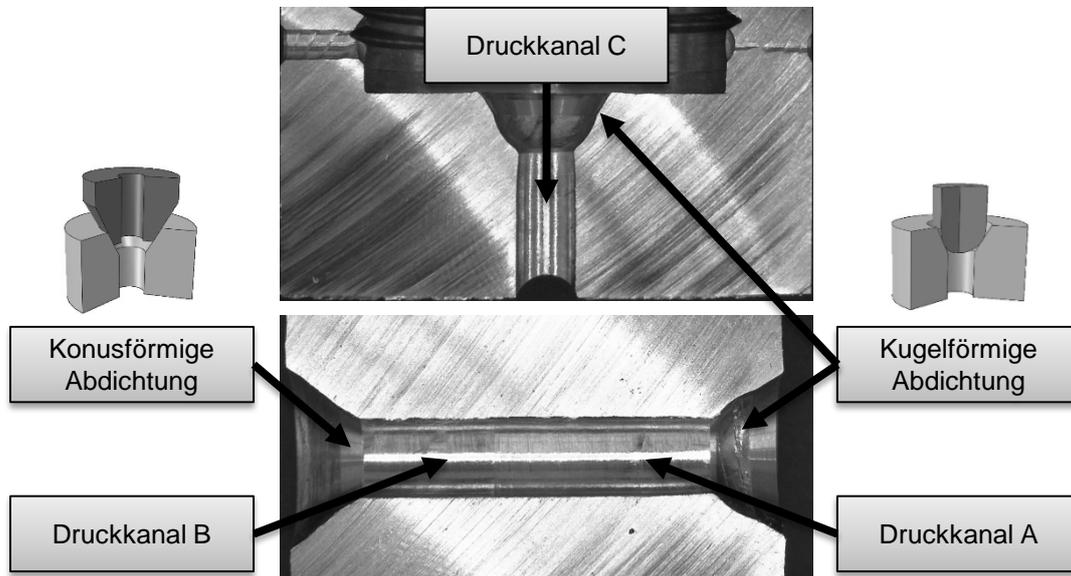


Abbildung 7-6: Reale Verformungen der Dichtstellen des Verteilerblocks nach der Autofrettage mit 10.000 bar bei statischer Abdichtung

Schon die rein visuelle Befundung der Verformungen macht klar, dass eine Optimierung der Abdichtstrategie unumgänglich ist.

Konstruktion geeigneter Dichtpaarungen

Großes Potential steckt auch in der Optimierung der Dichtpaarungen. Die Verformungen können mit einer proportionalen Spanntechnik zwar reduziert werden, vollständig vermeiden lassen sie sich jedoch nicht. In Abbildung 7-7 sind zwei Beispiele für die Geometrieoptimierung der Abdichtelemente und Dichtflächen dargestellt.

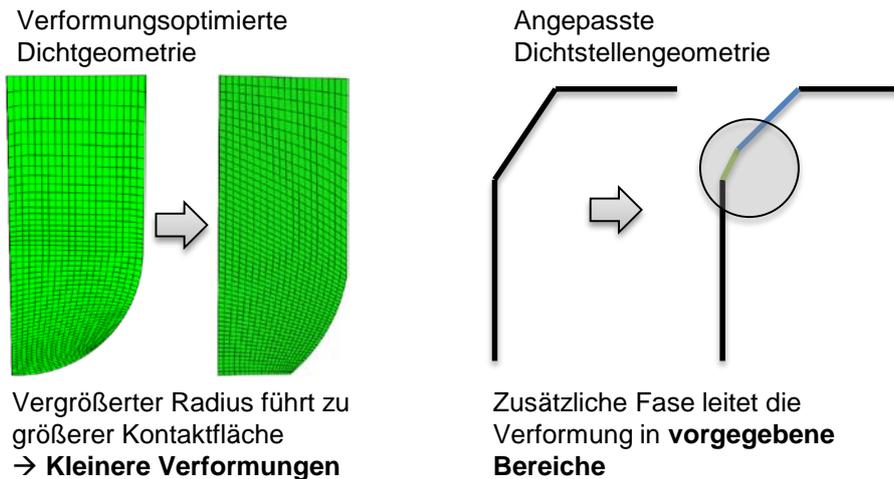


Abbildung 7-7: Beispiele zur Optimierung der Geometrien von Abdichtelementen und Dichtflächen durch den Einsatz der Finite-Elemente-Methode

Auch hier zeigt die Finite-Elemente-Methode klare Vorteile gegenüber einer rein empirischen Erprobung. Eine Vielzahl von Geometriekombinationen können in sehr kurzer Zeit effektiv gegenübergestellt werden und Verformungen lassen sich in weniger kritische Bereiche lenken, beispielsweise durch die Konstruktion zusätzlicher Fasen. Darüber hinaus ermöglicht das Finite-Elemente-Modell die systematische Untersuchung von Verschleißerscheinungen an den Abdichtelementen und kann zur Standzeitoptimierung unter Serienbedingungen eingesetzt werden.

7.3 Vorbereitung: Reduzierung der Oberflächenqualität

Bei der Herstellung der Grundgeometrie für ein innendruckbelastetes Bauteil kommen häufig aufwändige und auf die Optimierung der Oberflächenqualität hin ausgelegte Fertigungsverfahren zum Einsatz. Für die klassische Konstruktion ohne die Anwendung gezielt eigenspannungsinduzierender Fertigungsverfahren wie der Autofrettage macht dies auch Sinn. Eine mangelnde Oberflächenqualität führt zur Ausbildung von Mikrokerben, die als Ausgangspunkt für Rissinitiierungen unter Innendruckbelastung dienen. Diemar et al. [36] zeigen jedoch anhand von experimentellen Resultaten aus Innendruckpulsprüfungen, dass hohe Oberflächenqualitäten bei autofrettierten Hochdruckbohrungen nicht notwendig sind. Der Einsatz zeit- und kostenintensiver Feinbearbeitungsverfahren wie dem Honen oder dem Reiben ist dementsprechend aus Festigkeitssicht nicht erforderlich. Stattdessen können beispielsweise vergleichsweise schnelle und günstige Bohr- bzw. Tieflochbohrverfahren eingesetzt werden. In Abbildung 7-8 sind die Auswirkungen verschiedener spanender Bearbeitungsverfahren auf die Oberflächenqualität und Kosten dargestellt.

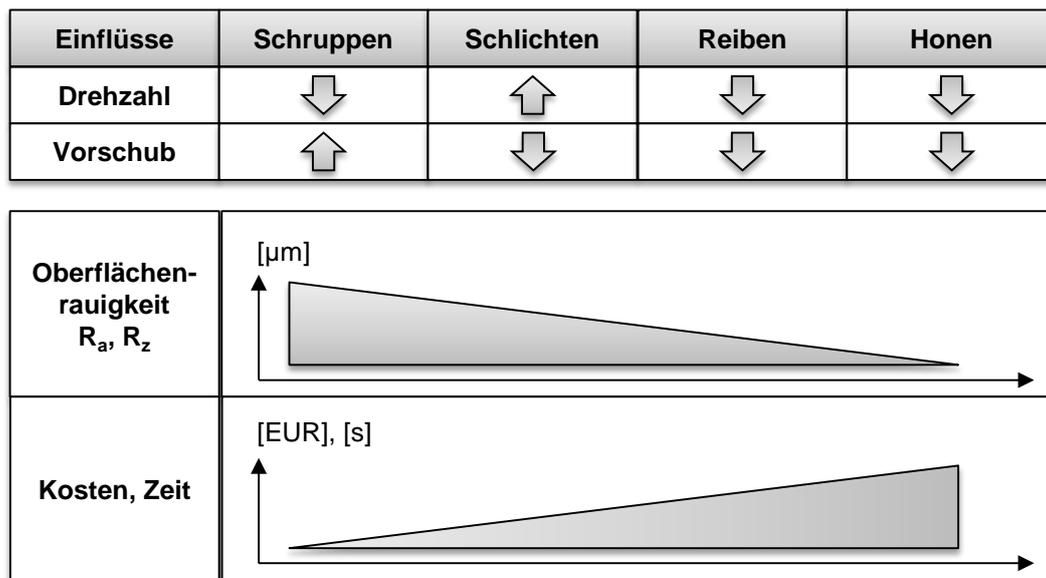


Abbildung 7-8: Auswirkungen verschiedener spanender Bearbeitungsverfahren auf die Oberflächenqualität und Herstellkosten

Eine Reduzierung der Oberflächenrauigkeit und damit eine Verbesserung der Oberflächenqualität hat in diesem Fall eine Erhöhung der Herstellkosten zur Folge. Vor allem für Großserienproduktionen ist der Einfluss nicht vernachlässigbar und eine quantitative Analyse in der frühen Phase des Produktentstehungsprozesses kann zu deutlichen Einsparpotentialen führen.

7.4 Variation und Kombination festigkeitssteigernder Maßnahmen

In einem letzten Fallbeispiel zur eigenspannungsgerechten Produkt- und Prozessketten-gestaltung wird das Potential der Variation und Kombination festigkeitssteigernder Maßnahmen aufgezeigt. Hier werden Ideen aus aktuellen Veröffentlichungen und eigenen Untersuchungen zusammengestellt, die bei der Gestaltung alternativer Prozessketten neue Impulse geben können. Klarer Fokus der Betrachtung ist die vollständige Ausnutzung der technischen Potentiale durch den Einsatz gezielter Druck-eigenspannungsfelder und Realisierung sehr anspruchsvoller Festigkeitsziele. Eine wirtschaftliche Betrachtung muss vor einer potentiellen Umsetzung im Einzelfall durchgeführt werden.

Mehrfach-Autofrettage

Mehrere Autoren haben interessante Ansätze für die Mehrfach-Autofrettage von Bauteilen vorgestellt [99-101]. Ziel ist es, die negativen Eigenschaften des Bauschinger-Effekts im oberflächennahen Bereich der einfach autofrettierten Bauteile zu reduzieren bzw. sogar zu eliminieren.

Parker [99] findet in seiner Untersuchung, dass eine Kombination mehrerer Autofrettage-Vorgänge und einer geeigneten Wärmebehandlung vor allem die bohrungsnahen Umfangseigenspannungen in einem autofrettierten Hohlzylinder deutlich erhöhen kann. Seine Berechnungen zeigen das Potential einer signifikanten Lebens-

dauererhöhung. Die Ergebnisse sind noch nicht experimentell belegt, könnten aber ein interessanter Ansatz für zukünftige Forschungsarbeiten sein.

Jahed et al. [100] kommen zu der Schlussfolgerung, dass eine erneute Autofrettage von dickwandigen Hohlzylindern aus 42 CrMo 4 durchaus vielversprechend sein kann. Dabei kann es zu einer Erhöhung der bohrungsnahen Umfangsdruckeigen- spannungen kommen, wenn der Autofrettage-Druck der ersten Behandlung einen Autofrettage-Grad C größer als 70-75 % aufweist und dann eine zweite Autofrettage- Behandlung mit geringerem Autofrettage-Druck folgt. Die Umfangsdruckeigen- spannung an der Bohrung kann im idealen Fall um bis zu 20 % gesteigert werden. Dieser Effekt lässt sich dadurch erklären, dass die zweite Autofrettage eine nahezu elasti- sche Entlastung im Entlastungsbereich der Zug-Druckkurve des Werkstoffs bewirkt. Der negative Einfluss des Bauschinger-Effekts wird bohrungsnah „gelöscht“.

Farrahi et al. [101] bestätigen im Wesentlichen die Ergebnisse von Parker [99] und Jahed et al. [100]. Ihre Finite-Elemente-Berechnungen weisen aber darauf hin, dass die Belastbarkeit des Mehrfach-autofrettierten Hohlzylinders ohne zusätzliche Wär- mebehandlung reduziert wird. Eine potentielle experimentelle Erprobung sollte dem- entsprechend auch Berstdruckversuche beinhalten.

Vor der Anwendung einer Mehrfach-Autofrettage-Prozedur muss auch kritisch ge- prüft werden, inwieweit Aufmaße an den Dichtflächen vorgehalten werden müssen. Die in dieser Arbeit diskutierten Verformungen der Hochdruckbohrungen bzw. Druck- kanäle sowie die Verformungen durch die metallische Abdichtung werden durch das erneute Abdichten weiter erhöht. Die vorgestellten Finite-Elemente-Modelle können auch in diesem Fall Anwendung finden.

Einfluss der Druckhaltezeit beim Autofrettieren

Die Autofrettage-Druck-Haltezeit ist in der Praxis ein wenig beachteter Prozesspara- meter. In der Regel geht man davon aus, dass ein einmaliges Erreichen des Autofrettage-Drucks die erforderliche Eigenspannungsverteilung in Betrag und Tiefe einstellt. Die Bewegung der Versetzungen und die daraus entstehende plastische Deformation wird als so schnell angenommen, dass eine minimale Haltezeit von wenigen Sekunden als allgemein ausreichend angesehen wird. Veröffentlichte Er- gebnisse findet man zu dieser Annahme aber kaum. Basara et al. [210] haben erst 2011 erste Ergebnisse einer experimentellen Untersuchung an autofrettierten Diesel- Einspritzleitungen vorgestellt. Sie kommen zu der Schlussfolgerung, dass die Ausbil- dung der vollständigen plastischen Deformation wesentlich länger dauert als die in der Industrie normalerweise angenommenen wenigen Sekunden. Ihre Untersuchen- gen zeigen einen Anstieg der notwendigen Zeit zur vollständigen Ausbildung der plastischen Deformation in Abhängigkeit des Autofrettage-Grads C. Beschrieben wird dies über ein Polynom dritter Ordnung. Ihre Empfehlung ist es, bei höheren Drücken für kürzere Zeit zu autofrettieren, statt den analytisch berechneten Autofrettage- Druck mit längeren Druckhaltezeiten umzusetzen. Das wird damit begründet, dass die Ausbildung der vollständigen Plastizierung bei geringen Autofrettage-Graden

wesentlich länger dauert als bei hohen Autofrettage-Graden. Es werden weitere experimentelle Untersuchungen bei verschiedenen Außen- zu Innendurchmesser-Verhältnissen empfohlen und dazugehörige Impulsdruckprüfungen.

Die Druckhaltezeit beim Autofrettieren scheint eine weitere, interessante Stellgröße zur Realisierung einer optimierten Prozesskette zu sein. Der Autor teilt an dieser Stelle die Empfehlung von Basara et al. [210] nur teilweise. Vor allem für hohe Autofrettage-Drücke, wie sie bei dickwandigen Komponenten von Dieseleinspritzsystemen wie dem Common-Rail Verteilerrohr eingesetzt werden, ist eine einfache Erhöhung des Autofrettage-Drucks aus produktionstechnischer Sicht entweder technisch kaum umsetzbar oder aus Sicht der Betriebs- und Instandhaltungskosten nicht zu empfehlen. Hier könnte eine Verlängerung der Druckhaltezeit durchaus die zieleführende Alternative sein. Daher empfiehlt sich für den Fall, dass sich die Ergebnisse auf anderen Komponenten als übertragbar erweisen, eine zweistufige Vorgehensweise:

- a) Liegt der umzusetzende erhöhte Autofrettage-Druck bei kleiner oder gleich 8.000 bar, ist dies der längeren Haltezeit vorzuziehen, da moderne Autofrettage-Einrichtungen in diesem Bereich heute gute Standzeiten erzielen.
- b) Liegt der umzusetzende erhöhte Autofrettage-Druck bei größer 8.000 bar empfiehlt sich eine Erhöhung der Haltezeit, da dies im Gegensatz zu den Druckrampen beim Aufbau und Abbau nur unwesentlich Einfluss auf die Standzeit der hochdruckführenden Komponenten der Autofrettage-Anlage hat. Eine Bewertung muss natürlich auch die Taktzeitvorgaben berücksichtigen.

Kombination am Beispiel des Kugelstrahlens und Autofrettierens

Ähnlich wie bei der Mehrfach-Aufrettage kann durch die Kombination zweier eigenspannungsinduzierender Fertigungsverfahren mit unterschiedlichen zugrundeliegenden Eigenspannungsentstehungsmechanismen vor allem bohrungsnah das Maximum der Druckeigenspannungen erhöht werden. In einer vom Autor ausgearbeiteten Diplomarbeit [211] wurde die Kombination der Autofrettage und des Kugelstrahlens mithilfe eines expliziten Finite-Elemente-Modells untersucht. Das Kugelstrahlen bringt aufgrund der plastischen Deformation infolge des Kugeleinschlags nicht nur Umfangsdruckeigenspannungen ein, sondern auch axiale Druckeigenspannungen. Die Entstehung axialer Druckeigenspannungen fördert wiederum die Ausbildung von Umfangseigenspannungen [4], sodass eine Kombination mit einem Autofrettage-Prozess als potentielle Optimierungsmaßnahme identifiziert wurde.

Wenngleich eine experimentelle Validierung noch aussteht, sind die Ergebnisse der Finite-Elemente-Berechnung vielversprechend. Für den untersuchten dickwandigen Hohlzylinder mit einem Außen- zu Innendurchmesser-Verhältnis von $K = 2$ und der Verwendung der Werkstoffdaten des 42 CrMoS 4 Charge 1 mit elastischem, plastischem Werkstoffverhalten mit kinematischer Verfestigung kann eine oberflächennahe Erhöhung der Umfangsdruckeigenspannungen nachgewiesen werden. Für den

höchsten betrachteten Autofrettage-Druck von 6.320 bar und einer vorausgehenden Kugelstrahlbehandlung mit einer Aufprallgeschwindigkeit von 20 m/s der als Festkörper behandelten Kugeln ergibt sich eine maximale Erhöhung der Umfangsdruckeigenstressspannungen von ca. 30 %. Das Verbesserungspotential scheint dabei mit sinkendem Autofrettage-Druck größer zu werden. Oberflächennah dominieren die durch das Kugelstrahlen eingebrachten Eigenspannungen, in der Tiefe die ausgeprägten Autofrettage-Druckeigenstressspannungen.

Die starken lokalen Deformationen an der Oberfläche und die resultierenden Spannungsgradienten im bohrungsnahen Bereich sind reale negative Begleiterscheinungen. Das Finite-Elemente-Modell bedarf noch einiger Optimierungen bei der Darstellung und Auswertung des Kugelstrahlprozesses. Weitere Forschungsaktivitäten in diesem Bereich dürften aber zu neuen, interessanten Erkenntnissen führen.

Einsatz druckeigenstressspannungsinduzierender spanender und abtragender Fertigungsverfahren

Abschließend wird noch die Möglichkeit des Einsatzes druckeigenstressspannungsinduzierender spanender und abtragender Fertigungsverfahren diskutiert. Hier werden zwei Fertigungsverfahren angesprochen: das Honen und das Druckfließläppen.

Beim Honen führt der – nahe der Raumtemperatur stattfindende - Materialabtrag zur Ausbildung oberflächennaher Druckeigenstressspannungen [28, 212]. Muss im Anschluss an die Autofrettage eine Nachbearbeitung stattfinden, da Maß und Form der Hochdruckbohrung beeinträchtigt wurden, bietet sich das Honen als Fertigungsverfahren an. Das Finite-Elemente-Modell zum Materialabtrag mit Berücksichtigung der Interaktion Werkzeug/Werkstück hat die Erkenntnis über einen komplexen, bohrungsnahen Eigenspannungszustand zutage gebracht. Bohrungsnah muss mit einer Reduzierung der vorteilhaften Druckeigenstressspannungen gerechnet werden. Ersetzt oder ergänzt man das Bohren und Reiben mit einem Honprozess, so kann unter Umständen das bohrungsnahen Eigenspannungsfeld weiter in den Druckbereich verschoben werden. Experimentelle Untersuchungen hierzu sollten auch die Honprozessoptimierung mit Hinblick auf Druckeigenstressspannungen beinhalten. Sofern der Materialabtrag unterhalb der für große Formänderungen relevanten Tiefe bleibt, könnte also eine gezielte Verbesserung des gesamten Tiefenverlaufs der Umfangseigenstressspannungen erreicht werden.

Das Druckfließläppen eignet sich hervorragend zum Polieren und Verrunden von innenliegenden Geometrien. Ähnlich wie beim Honen findet der Materialabtrag nahezu ohne Wärmeentwicklung statt. Durch die mechanische Bearbeitung der Oberfläche entstehen in der Folge bohrungsnahen Druckeigenstressspannungen [31]. Sofern eine Verrundung aus hydraulischer Sicht zur Vermeidung von Kavitationseffekten unvermeidbar ist, empfiehlt sich also das Druckfließläppen, um die Randschicht im verschneidungsnahen Bereich weiter in den Druckbereich zu verschieben. Gezielte Untersuchungen zum Einfluss von Prozessparametern wie dem Bearbeitungsdruck

auf die Ausbildung von oberflächennahen Druckeigenspannungen können hier weitere interessante Erkenntnisse für die Prozesskettengestaltung generieren.

8 Konzept zur eigenspannungsgerechten Produkt- und Prozesskettengestaltung

8.1 Vorbemerkungen

In den letzten Jahrzehnten dominierten in vielen Anwendungsbereichen konventionelle Auslegungskonzepte die Konstruktion innendruckbelasteter Bauteile. Auf der einen Seite wurden hochfeste Werkstoffe mit großen Wandstärken eingesetzt, um die gewünschte Festigkeit zu erreichen [33]. Auf der anderen Seite wurden komplexe Entgratungs- und Verrundungsverfahren entwickelt, um Spannungsüberhöhungen an Bohrungsverschneidungen zu reduzieren [213]. Dazu kommt der Einsatz aufwändiger Vor- und Fertigbearbeitungsprozesse zur Herstellung hoher Oberflächengüten, um den Einfluss von Mikrokerben zu reduzieren. Heute besteht die Herausforderung für die Produkt- und Prozesskettengestaltung nicht nur darin, eine bestimmte Bauteilfestigkeit zu erreichen, sondern gleichzeitig auch möglichst leichte Konstruktionen zu realisieren. Vor allem im Fahrzeugbau ist dieser Trend offensichtlich. Moderne Kraftstoffeinspritzsysteme müssen zum Erreichen einer möglichst guten Verbrennung immer höhere Drücke über eine hohe Anzahl an Lastwechseln ertragen. Dabei hängt der Kraftstoffverbrauch maßgeblich vom Fahrzeuggewicht ab, weshalb sich sogenannte „Downsizing“-Konzepte zunehmend am Markt etablieren.

Eine Möglichkeit, die gegenläufigen Konstruktionsziele steigende Festigkeit und sinkendes Gewicht umzusetzen, ist die vollständige Ausnutzung von Werkstoffpotenzialen. Aus diesem Grund finden gezielt eingebrachte Druckeigenspannungsfelder immer häufiger Anwendung. Aus der Leichtbau-Perspektive sind neben der Erhöhung der Bauteilfestigkeit durch den Einsatz der Autofrettage vor allem die Umkehrschlüsse daraus interessant. Existierende Produkte können durch den Einsatz der Autofrettage bei gleichzeitigem Erreichen der Festigkeitskennwerte wesentlich leichter konstruiert werden. Darüber hinaus ergeben sich Kosten- und Energiesparpotenziale in den restlichen Prozessschritten der Fertigungsprozesskette. So zeigen die Ergebnisse in [36], dass in Kombination mit einer späteren Autofrettage weniger Aufwand in die Erzeugung von hohen Oberflächengüten in der Vorbearbeitung durch Verfahren wie beispielsweise Tieflochbohren gesteckt werden muss. Komplexe Entgratungs- und Verrundungsverfahren zur Bearbeitung von Bohrungsverschneidungen können in Verbindung mit der Autofrettage ebenso vereinfacht oder gar eliminiert werden.

Die Prozesskettenanalysen des Hohlzylinders und des Verteilerblocks sowie die ausgewählten Fallbeispiele haben aufgezeigt, dass die Anwendung des Fertigungsverfahrens Autofrettage mit einigen produktionstechnischen Herausforderungen verbunden ist. Verformungen der Druckkanäle und Dichtbereiche müssen berücksichtigt und minimiert werden. Die Veränderung der Eigenspannungen über die Prozesskette durch die komplexen Wechselwirkungen zwischen den Einzelprozessen

wie Autofrettage und Nachbearbeitung müssen möglichst früh berechnet und minimiert werden können. Aus diesem Grund wird in diesem Kapitel aus den drei vorgestellten Entwicklungsteilen ein Konzept zur Autofrettage-gerechten Produkt- und Prozesskettengestaltung abgeleitet. Da die meisten Erkenntnisse in Bezug auf die Eigenspannungseinbringung und -veränderung übertragbar auf andere Fertigungsverfahrenskombinationen sind, kann von der Entwicklung einer eigenspannungsgerechten Produkt- und Prozesskettengestaltung gesprochen werden. Die repräsentativ ausgewählten Probengeometrien erlauben dabei einen Übertrag auf den überwiegenden Anteil serienproduktionsrelevanter Anwendungen.

Zunächst werden die in dieser Arbeit neu entwickelten Finite-Elemente-Modelle in einer Übersicht zusammengefasst. Anschließend werden das Konzept und die daraus abgeleitete Prozesskette in Übersichtsform dargestellt. Als Systemgrenze für die Betrachtung der Prozesskette wird dabei die Vorbearbeitung definiert, d.h. Formgebung, Umformung und Wärmebehandlung werden nicht betrachtet.

8.2 Bestandsaufnahme

Die klassische Prozesskettengestaltung zur Herstellung eines innendruckbelasteten Bauteils ohne die Ausnutzung des Potentials von Druckeigenspannungen erfordert den Einsatz hochfester Werkstoffe und dickwandiger Bauteile. Zu Beginn der Fertigungsprozesskette finden möglichst präzise Vorbearbeitungsprozesse zur Herstellung der Druckkanäle und eventueller Bohrungsverschneidungen Anwendung. Daran schließt sich das Entgraten oder Verrunden der Bohrungsverschneidung zur Reduzierung von Spannungsüberhöhungen oder Vermeidung von Kavitationen an. Die Nachbearbeitung mit Prozessen wie dem Reiben oder Honen wird zum Erreichen hochgenauer Maß- und Formtoleranzen eingesetzt.

Kommt die Autofrettage als zusätzliche festigkeitssteigernde Maßnahme zum Einsatz, würde sie in der Regel vor dem Entgraten und Verrunden sowie der Nachbearbeitung positioniert werden. Dabei würde man aus heutiger Sicht davon ausgehen, dass die durch Autofrettage eingebrachten Druckeigenspannungen an den versagenskritischen Orten auch am Ende der Prozesskette noch in ausreichend hohem Betrag und vorgesehener Verteilung vorhanden sind. Die gezeigten Ergebnisse der Prozesskettenanalyse des Hohlzylinders und Verteilerblocks stellen diese Herangehensweise aber in Frage. Im Zweifelsfall könnte man den Autofrettage-Druck so hoch wählen, dass man in einen konservativen Auslegungsbereich käme, wengleich dies zu hohen Instandhaltungs- und Wartungskosten sowie maximal großen Verformungen durch den hohen Autofrettage-Druck führen würde. Nach wie vor besteht das Problem, dass Fertigungsverfahren wie die Autofrettage meist erst zum Einsatz kommen, wenn konventionelle Konstruktionsansätze nicht zum anvisierten Festigkeitsziel führen. Das Layout der Fertigungsprozesskette ist somit schon vorgegeben und die Autofrettage kommt als Ergänzung hinzu. Dies führt selten zu einer optimalen Ausnutzung aller Potentiale in Verbindung mit der Autofrettage.

8.3 Neu entwickelte Finite-Elemente-Modelle

In Abbildung 8-1 sind die in dieser Arbeit neu entwickelten Finite-Elemente Modelle nach Probengeometrie, Prozessschritt und verwendeter Software zusammengefasst.

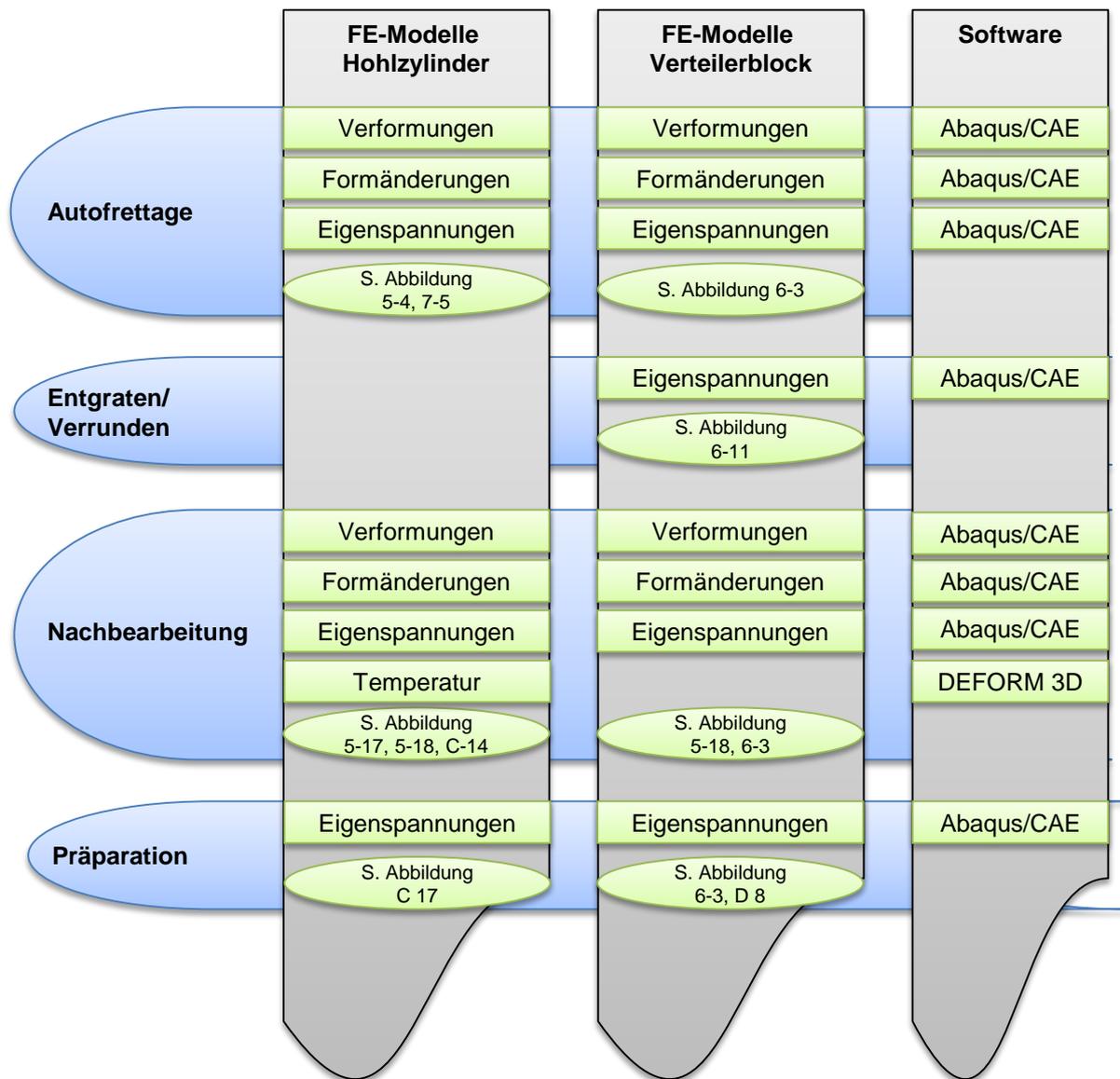


Abbildung 8-1: Zusammenfassung der in dieser Arbeit neu entwickelten Finite-Elemente-Modelle

8.4 Konzept

Ziel bei der eigenspannungsgerechten Produkt- und Prozesskettengestaltung ist die Berücksichtigung der Potentiale schon zu einem möglichst frühen Zeitpunkt im Produktentstehungsprozess. In Abbildung 8-2 ist der Zusammenhang zwischen Festlegungsgrad und Musterstadium im Produkt- und Prozessdesign in Anlehnung an [214] veranschaulicht.

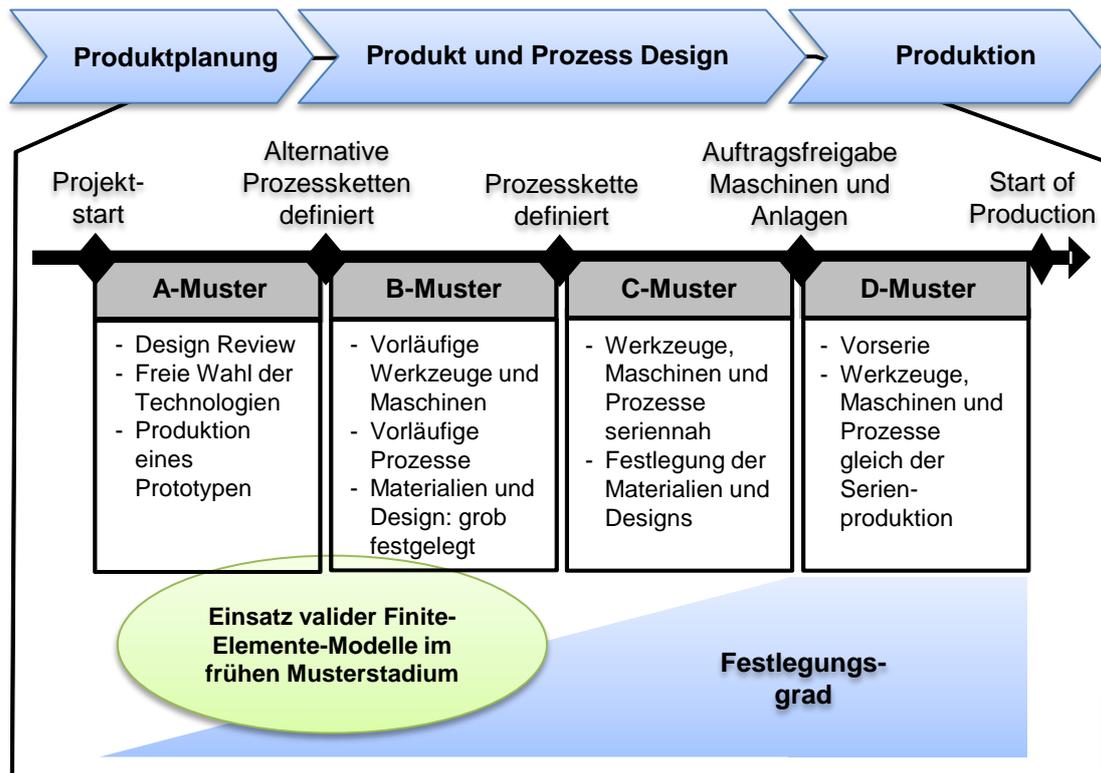


Abbildung 8-2: Zusammenhang zwischen Festlegungsgrad und Musterstadium und optimaler Einsatzbereich für die Anwendung valider Finite-Elemente-Modelle in Anlehnung an [214]

Es ist ersichtlich, dass der Festlegungsgrad schnell entlang der Musterphasen ansteigt, während gleichzeitig die Möglichkeiten zur Beeinflussung der Produkt- und Prozesskettengestaltung immer geringer werden. Aus diesem Grund liegt der optimale Einsatzbereich valider Finite-Elemente-Modelle für die eigenspannungsgerechte Produkt- und Prozesskettengestaltung im Bereich des A- und B-Musterstadiums. Dies ermöglicht die Reduzierung der Anzahl experimenteller Prototypen und erhöht die Flexibilität und Vielfalt bei der Gegenüberstellung verschiedener Prozessketten.

Unter Berücksichtigung der in den beiden Prozesskettenanalysen zum Hohlzylinder und Verteilerblock entwickelten Finite-Elemente-Modelle und Arbeiten anderer Wissenschaftler lässt sich als Konzept für eine eigenspannungsgerechte Produkt- und Prozesskettengestaltung der folgende, in Abbildung 8-3 gezeigte schrittweise Ablauf unter Verwendung der Autofrettage als hauptsächlich eigenspannungsinduzierendem und festigkeitssteigerndem Fertigungsverfahren vorschlagen.

Autofrettage	<ul style="list-style-type: none"> • Schritt 1: Berechnung eines optimalen Wandstärkeverhältnisses und eines optimalen Autofrettage-Drucks • Schritt 2: Berechnung des Rückplastizierungsradius • Schritt 3: Berechnung der Verformungen in den Druckkanälen und an den Abdichtstellen
Nachbearbeitung	<ul style="list-style-type: none"> • Schritt 4: Berücksichtigung des Materialabtrags zunächst ohne Interaktion Werkzeug/Werkstück • Schritt 5: Berücksichtigung des Materialabtrags mit Berücksichtigung der Interaktion Werkzeug/Werkstück und neu induzierter Bearbeitungseigenspannungen • Schritt 6: Berechnung der Formänderungen infolge des Materialabtrags
Vorbereitung	<ul style="list-style-type: none"> • Schritt 7: Kritische Analyse der bisher vorgegebenen Oberflächenkennwerte; sofern aus Festigkeitssicht enge Toleranzen gefordert sind, konsequent den positiven Einfluss der Druckeigenspannungen berücksichtigen
Entgraten/ Verrunden	<ul style="list-style-type: none"> • Schritt 8: Eliminierung komplexer Entgratungs- und Verrundungsverfahren, sofern nur aus Festigkeitssicht vorgesehen. Vereinfachung der Verschneidungsgeometrie, sofern zur Vermeidung von Kavitationseffekten nötig • Schritt 9: Optimale Position vor/nach Autofrettage ermitteln
Einfluss der Präparation	<ul style="list-style-type: none"> • Schritt 10: Berechnung des Einflusses von Auftrennen, Trennposition und Verfahren zur Ermittlung des Tiefenverlaufs zur richtigen Interpretation der Tiefenverläufe
Kombination festigkeits- steigernder Maßnahmen	<ul style="list-style-type: none"> • Schritt 11: Sind alle Potentiale des gewählten Fertigungsverfahrens ausgeschöpft, eine Kombination festigkeitssteigernder Maßnahmen in Betracht ziehen

Abbildung 8-3: Vorschlag für ein schrittweises Konzept zur eigenspannungsgerechten Produkt- und Prozesskettengestaltung

Das eigenspannungsinduzierende Fertigungsverfahren, in diesem Fall die Autofrettage, ist immer Ausgangspunkt der Betrachtung. Die Festlegung des optimalen Autofrettage-Drucks als einstellbarem Parameter kann entweder anhand eines analytischen Lösungsansatzes bei einfachen Geometrien erfolgen oder durch die Anwendung eines Finite-Elemente-Ansatzes. Damit einhergehend lässt sich auch eine minimale Wandstärke ermitteln, um das Leichtbaupotential voll auszuschöpfen. Alle umgebenden Prozessschritte werden auf die Wechselwirkung in der Prozesskette hin untersucht, um einen möglichst geringen Einfluss auf Eigenspannungstiefenverläufe sicherzustellen und gleichzeitig makroskopische Formänderungen oder Verformungen zu minimieren. Werden bereits bestehende konventionelle Prozessketten unter Verwendung von komplexen Entgratungs- und Verrundungsverfahren oder aufwändigen Vorbearbeitungsverfahren neu geplant, muss jedes der bisher

eingesetzten oder vorgesehenen Verfahren im Kontext der nun tiefenverteilten Druckeigenspannungsfelder überdacht werden. Definierte Verschneidungsgeometrien können entweder vereinfacht oder vollständig eliminiert werden, wenn sie nur aus Festigkeitssicht eingesetzt wurden, um Spannungsüberhöhungen zu reduzieren. Werden aufwändige Vorbearbeitungsverfahren zur Erzeugung einer möglichst hohen Oberflächengüte eingesetzt, um beispielsweise die Rissinitiierung unter Innendruckbelastung zu minimieren, muss dies in Kombination mit den nun betragsmäßig hohen und tiefenverteilten Druckeigenspannungsfeldern neu bewertet werden. Auch die Position jedes Fertigungsverfahrens in der Prozesskette muss überdacht werden. Die Erzeugung einer Verschneidungsgeometrie kann vor oder nach der Autofrettage erfolgen. Es gilt zu klären, welche Reihenfolge die wenigsten Nachteile für die festigkeitssteigernde Eigenspannungskomponente bedeutet. Eine Absicherung beinhaltet immer auch eine Eigenspannungsmessung. Vor der Auswertung muss aber klar sein, wie die erhaltenen Messergebnisse im Kontext der zerstörenden Präparation zu interpretieren sind. Reicht das eingesetzte Verfahren nicht aus, das Festigkeitsziel zu erreichen, lohnt nicht selten die Betrachtung einer Kombination festigkeitssteigernder Maßnahmen.

Sind die Verformungen und makroskopischen Formänderungen bekannt und abgeschätzt, bleibt am Ende der Prozesskettenbetrachtung für den Anwender immer die Bewertung der eingebrachten Druckeigenspannungen. Die ermittelten und berechneten Eigenspannungsverteilungen können beispielsweise als Eingangsgröße für Rissfortschrittssimulationen verwendet werden. Zum Abschluss müssen die gefundenen Erkenntnisse durch experimentelle Validierungen abgesichert werden, jedoch führt der Einsatz der Finite-Elemente-Modelle zu einer Reduzierung der Erprobungsvielfalt und damit zu Zeit- und Kostenersparnis beispielsweise in aufwändigen Impulsdruckprüfungen.

9 Zusammenfassung

Das gezielte Einbringen von Eigenspannungen in die Randschicht von Werkstücken spielt bei der Konstruktion innendruckbelasteter Bauteile eine wesentliche Rolle. Aus konstruktiver und produktionstechnischer Sicht müssen die Wechselwirkungen entlang der Fertigungsprozesskette und die damit einhergehenden Beeinflussungen der Eigenspannungszustände sowie Maß- und Formgenauigkeiten durch Verformungen und makroskopische Formänderungen erfasst und möglichst genau vorhergesagt werden.

Die an den beiden repräsentativen Geometrien – dem dickwandigen Hohlzylinder und dem Verteilerblock mit T-förmiger Bohrungsverschneidung – durchgeführten Prozesskettenanalysen lassen dabei die folgenden Schlüsse in Bezug auf Verformungen und Formänderungen zu:

- Die autofrettierten Hochdruckbohrungen bzw. Druckkanäle weiten sich in Abhängigkeit der Werkstofffestigkeit und dem anliegenden Autofrettage-Druck deutlich auf. Im Falle des Verteilerblocks führt die inhomogene Aufweitung durch das Vorhandensein der Bohrungsverschneidung zu einem mit dem Autofrettage-Druck steigenden Rundheitsfehler. Werden die Hochdruckbohrungen bzw. Druckkanäle als Funktionsgeometrie benötigt, ist eine Nachbearbeitung zur Erreichung von Maß- und Formtoleranzen erforderlich. Das vorgestellte Finite-Elemente-Modell ist gut geeignet, diese Aufweitungen sowohl qualitativ als auch quantitativ vorherzusagen.
- Die metallische Abdichtung zum Dichthalten des angewendeten Autofrettage-Drucks führt in jedem Fall zu einer nicht vernachlässigbaren Verformung der Dichtflächen bis in die Hochdruckbohrung bzw. Druckkanäle hinein. Die Verwendung einer proportionalen Spanntechnik und die Anwendung geeigneter Finite-Elemente-Modelle führen zu einer Minimierung der Verformungen. Die Geometrien der Abdichtelemente und Dichtflächen sowie der Verschleiß der Abdichtelemente können durch die Finite-Elemente-Methode schnell und einfach optimiert werden.
- Der Abtrag eigenspannungsbehafteter Materialschichten führt zu einer makroskopischen Formänderung infolge der Störung des Eigenspannungsgleichgewichts. Während beim dickwandigen Hohlzylinder der Einfluss über den betrachteten Autofrettage-Druckbereich vernachlässigbar ist, zeigt der Verteilerblock eine komplexe und von der Abtragstiefe abhängige Formänderung. Die komplexe Formänderung kann von der Finite-Elemente-Berechnung nicht simuliert werden. Es lässt sich vermuten, dass die kritische Abtragstiefe mit der Tiefe des rückplastizierten Bereichs zusammenhängt. Das neu entwickelte Finite-Elemente-Modell zur Berücksichtigung des Materialabtrags ohne Interaktion von Werkzeug und Werkstück liefert einen guten ersten Einblick in die zu erwartenden Beeinflussungen, muss aber im Rahmen weiterführender Untersuchungen optimiert werden.

In Bezug auf die resultierenden Eigenspannungsverteilungen entlang der untersuchten Prozessketten lassen sich folgende Schlüsse ziehen:

- Das Finite-Elemente-Modell mit elastisch, plastischem Werkstoffmodell und bilinearer kinematischer Verfestigung überschätzt die bohrungsnahen Druckeigenspannungen, da das komplexe nicht-lineare Verfestigungsverhalten im Zug- und Druckbereich und damit den Bauschinger-Effekt nur angenähert werden können. Nichtsdestotrotz zeigt sich das Finite-Elemente-Modell als sehr gutes Werkzeug zur qualitativen Beurteilung der Eigenspannungsverteilungen entlang der Prozesskette. Sein Vorteil ist die vergleichsweise einfache Parametrisierung mithilfe einachsiger Zugversuche.
- Die Auswertung von gemessenen Eigenspannungstiefenverläufen bei innen-druckbelasteten Bauteilen führt nur dann zu validen Aussagen, wenn geeignete Finite-Elemente-Modelle zur Vorhersage des Einflusses der zerstörenden Präparation vorhanden sind. In diesem Zusammenhang ist die XRD das zurzeit in Industrie und Wissenschaft am weitesten verbreitete und validierte Messverfahren. Für die Messung an den innen liegenden Messstellen der hier vorgestellten Geometrien sollte aber zukünftig an der Entwicklung und Validierung geeigneter zerstörungsfreier Messverfahren geforscht werden.
- Das Auftrennen und der Materialabtrag zum Messen des Tiefenverlaufs führen zu signifikanten Umlagerungen, die vom Betrag, der Tiefenverteilung und der Ausprägung der Rückplastizierung abhängig sind. Im Gegensatz zum Hohlzylinder spielt beim Verteilerblock auch die Schnittposition zum Auftrennen eine zu berücksichtigende Rolle. Die neu entwickelten Finite-Elemente-Modelle eignen sich sehr gut, die Eigenspannungsumlagerungen qualitativ vorherzusagen.
- Der Eigenspannungstiefenverlauf nach dem Abtrag eigenspannungsbehafteter Materialsichten ist eine komplexe Überlagerung der durch den Nachbearbeitungsprozess bohrungsnah induzierten Bearbeitungseigenspannungen und den tiefenverteilten Autofrettage-Eigenspannungen. Eine Betrachtung einer rein elastischen Rückstellung kann aus diesem Grund nur einen ersten Hinweis über die resultierende Eigenspannungsverteilung liefern. Sie kann nicht als zuverlässige Eingangsgröße für die Berechnung der statischen oder dynamischen Festigkeit empfohlen werden.
- Das neu entwickelte 3D-Finite-Elemente-Modell mit Berücksichtigung der Interaktion Werkzeug und Werkstück zeigt eine sehr gute qualitative Übereinstimmung zu den XRD-sowie Neutronenbeugungs-Messungen. Der Versuch zur Temperaturmessung beim Reiben und die dazugehörige DEFORM 3D-Simulation bestätigen die im Abaqus/CAE-Modell getroffene Annahme, dass eine Reduzierung auf rein mechanische Eigenspannungsentstehungsmechanismen zulässig ist. Zukünftige Weiterentwicklungen sollten eine weitere Verfeinerung der Vernetzung beinhalten und die Variation der vielfältigen Eingabeparameter für das Schädigungsmodell „Progressive Damage & Failure“.
- Durch die Anwendung des neu entwickelten Finite-Elemente-Modells kann der Einfluss unterschiedlicher Bohrungsverschneidungsgeometrien auf die resul-

tierende Eigenspannungstiefenverteilung untersucht werden. Auch lässt sich untersuchen, welche Reihenfolge in der Prozesskette zur Herstellung der Bohrungsverschneidungsgeometrie den geringsten Einfluss auf die Tiefenverteilung der Eigenspannungen hat. Dies wurde im vorliegenden Fall am Beispiel einer Verrundungs- und Fasengeometrie gezeigt.

- Wenngleich für die Untersuchungen der Ausgangszustand nach der Vorbearbeitung als Systemgrenze definiert wird, zeigen die XRD-, PRISM- und Neutronenbeugungsmessungen sowohl deutliche Bearbeitungseigenspannungen in der bohrungsnahen Randschicht der Versuchsteile als auch zufällig verteilte Eigenspannungen entlang der Tiefenverläufe. Zukünftige Untersuchungen sollten deshalb die Systemgrenze schrittweise nach vorne erweitern.

Das Potential gezielt eingebrachter Druckeigenspannungsfelder zur Steigerung der Festigkeit von innendruckbelasteten Bauteilen ist gut dokumentiert, wie im Stand der Technik und Forschung ausführlich beschrieben wurde. Oftmals finden die dafür geeigneten Fertigungsverfahren, wie die Autofrettage, erst spät Berücksichtigung in der Produkt- und Prozesskettengestaltung. Zwei Hauptgründe lassen sich dafür finden. Zum einen verfügen die Anwender bereits über ein abgesichertes Produkt- und Prozesskettenportfolio, weshalb die Einführung neuer Fertigungsverfahren und Fertigungsreihenfolgen nicht die erste Option ist. Zum anderen verfügen viele potentielle Anwender aus dem Umfeld kleinerer und mittlerer Unternehmen nicht über die Entwicklungskapazitäten, die zur vorteilhaften Anwendung der gezielt eingebrachten Eigenspannungsfelder notwendig wären und sehen deshalb vor einem Einsatz ab. Wird der Einsatz der eigenspannungsinduzierenden Fertigungsverfahren dann zu einem späten Zeitpunkt im Produktentstehungsprozess doch notwendig, ist der Festlegungsgrad in Produkt- und Prozesskettengestaltung schon so weit fortgeschritten, dass die festigkeitssteigernden Maßnahmen zwar einen positiven Effekt bringen, deren volles Potential aber bei weitem nicht ausgeschöpft wird.

Das in dieser Arbeit entwickelte Konzept zur eigenspannungsgerechten Produkt- und Prozesskettengestaltung autofrettierter Bauteile liefert eine Methodik und die zugehörigen Finite-Elemente-Modelle, um das volle Potential entlang der Fertigungsprozesskette auszuschöpfen. Dabei lassen sich zwei Hauptpfade ableiten:

1. Im Bereich der Auslegung neuer Produkte und zugehöriger Prozessketten liefert das Konzept die systematische Methodik, von Beginn an die gesamte Konstruktion und Prozesskettengestaltung auf den eigenspannungsinduzierenden Prozess auszulegen. Die Werkstoffauswahl erfolgt bedarfsgerecht mit Hinblick auf Festigkeit und Duktilität, um möglichst geringe Autofrettage-Drücke anwenden zu müssen. Dies reduziert Verformungen sowie betriebs- und Instandhaltungskosten bei der Autofrettage-Anlagentechnik. Dichtpaarungen lassen sich optimiert gestalten und Verformungen minimieren bzw. in nicht funktionsrelevante Bereiche lenken. Notwendige Nachbearbeitungsverfahren lassen sich gezielt auswählen und deren eigener Anteil am finalen Eigenspannungstiefenverlauf bestimmen. Kritische Abtragstiefen können ermit-

telt werden und Bereiche minimaler Beeinflussung identifiziert werden. Aus hydraulischer Sicht notwendige definierte Verschneidungsgeometrien wie Verrundungen lassen sich bewerten sowie deren Einfluss auf die Eigenspannungstiefenverteilung an eben dieser versagenskritischen Stelle. Wie gezeigt, lassen sich optimale Prozessreihenfolgen finden mit Hinblick auf den resultierenden Eigenspannungstiefenverlauf nach einem Entgratungs- oder Verrundungsprozess. Bei der Auswertung kann eine Falschinterpretation von Eigenspannungsmessdaten vermieden werden, da der Einfluss von notwendigen Auftrenn- und Abtragsverfahren prognostiziert werden kann. Muss zur Erreichung besonders anspruchsvoller Festigkeitsziele über weitere Maßnahmen nachgedacht werden, kann dies über die Betrachtung einer Kombination eigenspannungsinduzierender Fertigungsverfahren erreicht werden. Dazu liefert das Konzept im letzten Schritt wichtige Anhaltspunkte.

2. Bei der Betrachtung bereits etablierter Prozessketten liefert die Anwendung des Konzepts Ansätze zur systematischen Optimierung der Prozesskettengestaltung, auch wenn der Festlegungsgrad an diesem Punkt des Produktentstehungsprozesses schon vergleichsweise hoch ist. So konnte in dieser Arbeit gezeigt werden, dass Vorbearbeitungsprozesse hinsichtlich der aus Festigkeitssicht notwendigen Oberflächengüte kritisch analysiert werden müssen. Mit Einsatz eines eigenspannungsinduzierenden Fertigungsverfahrens wie der Autofrettage kann an dieser Stelle auf Verfahren verzichtet werden, die besonders hohe Oberflächengüten erzeugen. Werden Entgratungs- und Verrundungsverfahren aus Festigkeitgesichtspunkten eingesetzt, um Spannungskonzentrationen an Bohrungsverschneidungen zu reduzieren, kann dies mit Einsatz der Autofrettage kritisch hinterfragt werden. Die Vereinfachung oder gar Eliminierung historisch gewachsener Fertigungsverfahren ermöglicht in diesem Fall einen Kostenvorteil und führt zu einer schlankeren Prozesskettengestaltung.

Mit Hilfe der neu entwickelten Finite-Elemente-Modelle konnte das vorgestellte Konzept mit konkreten Werkzeugen ausgestattet werden. Die Finite-Elemente-Modelle erlauben einen qualitativen Einblick in die komplexen Wechselwirkungen entlang der Prozesskette. Sie erlauben eine Reduzierung kosten- und zeitintensiver Erprobungszyklen bei der gleichzeitigen Möglichkeit, die betrachtete Variantenvielfalt zu erhöhen. Das Konzept ist dabei übertragbar auf alle Prozessketten, bei denen eigenspannungsinduzierende Fertigungsverfahren als festigkeitssteigernde Maßnahme eingesetzt werden.

Für Neuanwender eigenspannungsinduzierender Fertigungsverfahren wie beispielsweise aus dem Bereich kleiner und mittlerer Unternehmen ist somit ein Einstieg in die komplexe Thematik von der Einbringung bis zur Auswertung der Eigenspannungstiefenverläufe geschaffen. Erfahrene Anwender können ihr Verfahrens-Know-How beispielsweise bei der Simulation der Autofrettage oder spanender Bearbeitungsverfahren gezielt einsetzen, um die Prognosegenauigkeit sukzessive zu erhö-

hen bis hin zu einer möglichen quantitativen Vorhersage der resultierenden Eigenspannungstiefenverteilungen sowie Verformungen und makroskopischen Formänderungen. Damit konnte ein Beitrag zur Entwicklung von Vorgehensleitfäden und Einführungsstrategien für die Anwendung eigenspannungsinduzierender Fertigungsverfahren geleistet werden.

LITERATURVERZEICHNIS

- [1] Brinksmeier, E., Cammett, J.T., König, W., Leskovar, P., Peters, J., Tönshoff, H.K.: Residual Stresses – Measurement and Causes in Machining Processes. *Annals of the CIRP* 31/2, pp. 491-509, 1982.
- [2] Lu, J.: Prestress Engineering of Structural Material: a Global Design Approach to the Residual Stress Problem. In G. Totten et al.: *Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel*. ASM International, Materials Park, Ohio, pp. 11-26, 2002.
- [3] Brinksmeier, E., Sölter, J.: Prediction of Shape Deviations in Machining. *Annals of the CIRP* 58/1, pp. 507-510, 2009.
- [4] Scholtes, B.: Eigenspannungen in mechanisch randschicht-verformten Werkstoffzuständen – Ursachen, Ermittlung und Bewertung. Habilitation, DGM Informationsgesellschaft, Oberursel, 1991.
- [5] Wolfstieg, U., Macherauch, E.: Ursachen und Bewertung von Eigenspannungen. *Chemie-Ing.-Techn.* 45. Jahrg., Nr.11, 1973.
- [6] Withers, P.J.: Residual Stress and its Role in Failure. *Rep. Prog. Phys.* 70, pp. 2211-2264, 2007.
- [7] Scholtes, B., Macherauch, E.: Auswirkungen mechanischer Randschichtverformungen auf das Festigkeitsverhalten metallischer Werkstoffe. *Z. Metallkunde* 77/18, 1986.
- [8] Tönshoff H.K., Brinksmeier, E.: Determination of the Mechanical and Thermal Influences on Machined Surfaces by Microhardness and Residual Stress Analysis. *Annals of the CIRP* 29/2, pp. 519-530, 1980.
- [9] Brinksmeier, E., Schneider, E., Theiner, W.A., Tönshoff, H.K.: Nondestructive Testing for Evaluating Surface Integrity. *Annals of the CIRP* 33/2, pp. 489-509, 1984.
- [10] Lucca, D.A., Brinksmeier, E., Goch, G.: Progress in Assessing Surface and Subsurface Integrity. *Annals of the CIRP* 47/2, pp. 669-693, 1998.
- [11] Jawahir, I.S., Brinksmeier, E., M'Saoubi, R., Aspinwall, D.K., Outeiro, J.C., Meyer, D., Umbrello, D., Jayal, A.D.: Surface Integrity in Material Removal Processes: Recent Advances. *Annals of the CIRP* 60/2, pp. 603-626, 2011.
- [12] Brinksmeier, E.: CSI Bremen 2012 Preface. *Procedia Engineering* 19, pp. 1-2, 2011.
- [13] Wanner, A., Scholtes, B.: Entstehung, Ermittlung und Bewertung von Eigenspannungen, DGM Fortbildungsseminar Karlsruhe, 2011.
- [14] Hauk, V.: Eigenspannungen. Ihre Bedeutung für Wissenschaft und Technik. In: *Eigenspannungen: Entstehung – Messung – Bewertung*. Band 1, Deutsche Gesellschaft für Metallkunde e.V., Oberursel, 1983.
- [15] Withers, P.J., Bhadeshia, H.K.D.H.: Residual Stress: Part 1. Measurement Techniques. *Materials Science and Technology* 17, pp. 366-375, 2001.
- [16] DIN 8589: Fertigungsverfahren Spanen – Teil 0: Allgemeines; Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Beuth-Verlag, Berlin, 2003.
- [17] DIN 4760: Gestaltabweichungen; Begriffe, Ordnungssystem. Beuth-Verlag, Berlin, 1982.

- [18] Tönshoff, H.K.: Eigenspannungen und plastische Verformungen im Werkstück durch spanende Bearbeitung. Dissertation, Technische Hochschule Hannover, 1966.
- [19] Bastek, A.: Präzisionsbohrungen durch Reiben. In K. Weinert: Spanende Fertigung, Vulkan-Verlag, Essen, pp.300-320, 1994.
- [20] Garrn, I., Schanz, G., Beck, M., Mehnert, J., Sattel, S.: Einfluss der Schnittparameter auf die Qualität geriebener Bohrungen in 42CrMo4. In K. Weinert: Spanende Fertigung, Vulkan-Verlag, Essen, pp. 109-118, 2008.
- [21] Mathews, P.G., Shunmugam, M.S.: Neural-network Approach for Predicting Hole Quality in Reaming. International Journal of Machine Tools & Manufacture 39, pp. 723-730, 1999.
- [22] M'Saoubi, R., Outeiro, J.C., Changeux, B., Lebrun, J.L., Morao Dias, A.: Residual Stress Analysis in Orthogonal Machining of Standard and Resulfurized AISI 316L Steels. Journal of Materials Processing Technology 96, pp. 225-233, 1999.
- [23] Outeiro, J.C., Umbrello, D., M'Saoubi, R.: Experimental and Numerical Modelling of the Residual Stresses Induced in Orthogonal Cutting of AISI 316L Steel. International Journal of Machine Tools & Manufacture 46, pp. 1786-1794, 2006.
- [24] Vaz Jr., M., Owen, D.R.J., Kalhori, V., Lundblad, M.: Modelling and Simulation of Machining Processes. Arch. Comput. Methods Eng. 14, pp. 173-204, 2007.
- [25] Brinksmeier, E.: Prozeß- und Werkstückqualität in der Feinbearbeitung. Habilitation, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 2: Fertigungstechnik, Nr. 234, VDI Verlag, Düsseldorf, 1991.
- [26] Bähre, D., Schmitt, C., Moos, U.: Analysis of the Differences between Force Control and Feed Control Strategies during the Honing of Bores. Procedia CIRP HPC 1, pp. 394 - 398, 2012.
- [27] Klink, U., Flores, G.: Honen – Fortschritte durch optimierte Werkzeuge und Prozesse. VDI-Z 143, Heft Nr. 6, 2001.
- [28] Klink, U., Flores, G.: Sigma-Honing of Small Bores – Residual Compressive Stress, a Term of Honing Quality. SME Technical Paper MR02-235, International Conference on Honing, 2002.
- [29] Steffens, K., Platz, A., Buckl, F.: Feinbearbeitungsverfahren - Schlüsseltechnologien für modern Luftfahrtverdichter. MTU Technikberichte Fertigung, Online nachgewiesen am 23.03.2013:
http://www.mtu.de/de/technologies/engineering_news/production/Steffens_Feinbearbeitung.pdf.
- [30] Bähre, D., Brünnet, H., Swat, M.: Investigation of one-way abrasive flow machining and in-process measurement of axial forces. Procedia CIRP HPC 1, pp. 436 - 441, 2012.
- [31] Raju, H.P., Narayanasamy, K., Srinivasa, Y.G., Krishnamurthy, R.: Characteristics of Extrude Honed SG Iron Internal Primitives. Journal of Materials Processing Technology 166, pp. 455-464, 2005.
- [32] Jacob, L.: Résistance et Construction des Bouches à Feu - Autofrettage. Tome 1. Encyclopédie Scientifique, Bibliothèque de Mécanique Appliquée et Génie, Octave Doin&Fils Editeurs, Paris, 1920.
- [33] Kendall, D.P.: A Short History of High Pressure Technology from Bridgman to Division 3. Journal of Pressure Vessel Technology 122, pp. 229-233, 2000.

- [34] Seeger, T., Schön, M., Bergmann, J.W., Vormwald, M.: Autofrettage I – Dauerfestigkeitssteigerung durch Autofrettage. Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen, Vorhaben Nr. 478, 1994.
- [35] Seeger, T., Greuling, S., Bergmann, J.W.: Autofrettage II – Dauerfestigkeitssteigerung durch Autofrettage II. Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen, Heft 704, Vorhaben Nr. 671, 2001.
- [36] Diemar, A., Linne, K., Bergmann, J.W., Vormwald, M.: Einsatzhärten und Autofrettage – Dauerfestigkeitssteigerung einsatzgehärteter Hochdruckbauteile durch Autofrettage. Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen, Vorhaben Nr. 784, 2003.
- [37] Davidson, T.E., Barton, C.S., Reiner, A.N., Kendall, D.P.: New Approach to the Autofrettage of High-Strength Cylinders. *Experimental Mechanics* 2/2, pp. 33-40, 1962.
- [38] Davidson, T.E., Kendall, D.P., Reiner, A.N.: Residual Stresses in Thick-Walled Cylinders Resulting from Mechanically Induced Overstrain. *Experimental Mechanics* 3/11, pp. 253-262, 1963.
- [39] Davidson, T.E., Kendall, D.P.: The Design of Pressure Vessels for very High Pressure Operation. U.S. Army Technical Report WVT-6917, Benet R&E Laboratories, Watervliet Arsenal, Watervliet, USA, 1969.
- [40] Davidson, T.E., Barton, C.S., Reiner, A.N., Kendall, D.P.: The Autofrettage Principle as Applied to High Strength Light Weight Gun Tubes. U.S. Army Technical Report WVT-RI-5907, Watervliet Arsenal, Watervliet, USA, 1959.
- [41] Davidson, T.E., Kendall, D.P.: Strength and Economic Comparison of Autofrettaged Versus Jacketed Pressure Vessel Construction. U.S. Army Technical Report WVT-RI-6002-1, Watervliet Arsenal, Watervliet, USA, 1960.
- [42] Lechmann, M.: Entwicklung eines schwingbruchmechanischen Auslegungskonzeptes für innendruckbeanspruchte Bauteile mit ausgeprägten Druckeigenspannungsfeldern. Dissertation, Universität Stuttgart, 2007.
- [43] Leutwein, U.: Einfluss von Autofrettage auf die Schwingfestigkeit innendruck-belasteter Bauteile aus Kugelgraphitguss. Dissertation, TU Illmenau, 2008.
- [44] Thumser, R.: Simulation des Rissfortschritts in autofrettierten und nicht autofrettierten Bohrungsverschneidungen auf der Grundlage der linear-elastischen Bruchmechanik. Dissertation, Bauhaus-Universität Weimar, 2009.
- [45] Greuling, S., Bergmann, J.W., Thumser, R.: Ein Konzept zur Dauerfestigkeitssteigerung autofrettierter Bauteile unter Innendruck. *Mat.-wiss. u. Werkstofftechn.* 32, pp. 342-352, 2001.
- [46] Herz, E., Thumser, R., Bergmann, J.W., Vormwald, M.: Endurance Limit of Autofrettaged Diesel-engine Injection Tubes With Defects. *Engineering Fracture Mechanics* 73, pp. 3-21, 2006.
- [47] Plappert, S.: Zur Steigerung der Dauerfestigkeit dickwandiger, quergebohrter Rohre durch Autofrettage. Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg, 2001.
- [48] Mischorr, G.: Zur Ermüdung dickwandiger Rohre aus weichmartensitischen und halbaustenitischen Chrom-Nickel Stählen durch schwellenden Innendruck. Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg, 1990.

- [49] Macherlauch, E., Kloos, K.H.: Origin, Measurement and Evaluation of Residual Stresses. In: E. Macherlauch, V. Hauk: Residual Stresses in Science and Technology, pp. 1-27, DGM-Informationsgesellschaft, Oberursel, 1987.
- [50] Körner, P., Wüstenberg, D.: Festigkeitsuntersuchungen von autofrettierten T-Stücken für hohe Drücke. Chemie Ingenieur Technik 46/10, 459, 1974.
- [51] O'Hara, G.P., Troiano, E.: Comparison of Autofrettage Calculation Methods. U.S. Army Technical Report ARCCB-TR-01001, Watervliet, USA, 2001.
- [52] Strackerjahn, H., Göken, M.: Kugelautofrettage. Europäische Patentschrift EP2064010B1, Inhaber: Sandvik Materials Technology, Düsseldorf, 2013.
- [53] Schulze, V.: Modern Mechanical Surface Treatment – States, Stability, Effects. Wiley-VCH Verlag, Weinheim, 2006.
- [54] Gangaraj, S.M.H., Guagliano, M., Carboni, M.: On the Residual Stress Generation During Deep Rolling of Cylindrical Parts: Experimental and Numerical Analysis. Proceedings of International Conference on Residual Stresses 9 (ICRS9), Materials Science Forum 768-769, in press, 2013.
- [55] Groche, P., Fritsche, D., Tekkaya, E.A., Allwood, J.M., Hirst, G., Neugebauer, R.: Incremental Bulk Metal Forming. Annals of the CIRP 56/2, pp. 635-656, 2007.
- [56] Röttger, K., Wilcke, G., Mader, S.: Festwalzen – eine Technologie für effizienten Leichtbau. Mat.-wiss. u. Werkstofftechn. 36/6, 2005.
- [57] Montross, C.S., Wei, T., Ye, L., Clark, G., Mai, Y-W.: Laser Shock Processing and its Effects on Microstructure and Properties of Metal Alloys: a Review. International Journal of Fatigue 24, pp. 1021-1036, 2002.
- [58] Langer, K., Fitzpatrick, M.E., Toparli, M.B., Spradlin, T.J.: Residual Stresses from Laser Shock Peening: The Role of Component and Peen Spot Geometry. Proceedings of International Conference on Residual Stresses 9 (ICRS9), Materials Science Forum 768-769, in press, 2013.
- [59] Tönshoff, H.K., Kroos, F., Marzenell, C.: High-Pressure Water Peening – a New Mechanical Surface-Strengthening Process. Annals of the CIRP 46/1, 1997.
- [60] Soyama, H., Kikuchi, T., Nishikawa, M., Takakuwa, O.: Introduction of Compressive Residual Stress Into Stainless Steel by Employing a Cavitating Jet in Air. Surface & Coatings Technology 205, pp. 3167-3174, 2011.
- [61] Suzuki, K., Shobu, T., Shiro, A.: Characteristics of Residual Stress by Water-Jet Peening. Proceedings of International Conference on Residual Stresses 9 (ICRS9), Materials Science Forum 768-769, in press, 2013.
- [62] Lienert, F., Hoffmeister, J., Schulze, V.: Residual Stress Depth Distribution After Piezo Peening of Quenched and Tempered AISI 4140. Proceedings of International Conference on Residual Stresses 9 (ICRS9), Materials Science Forum 768-769, in press, 2013.
- [63] Weingärtner, R., Hoffmeister, J., Schulze, V.: Generation and Determination of Compressive Residual Stresses of Short Penetration Depths. Proceedings of International Conference on Residual Stresses 9 (ICRS9), Materials Science Forum 768-769, in press, 2013.

- [64] Kienzler, A., Okolo, B., Schulze, V., Wanner, A., Löhe, D.: A Reliable Tool for the Improvement of Micro Powder Injection Moulds Made of Steel. *Advanced Engineering Materials* 10/7, pp. 661-665, 2008.
- [65] Gibson, M.C.: Determination of Residual Stress Distributions in Autofrettaged Thick-Walled Cylinders. PhD-Thesis, Cranfield University, UK, 2008.
- [66] Newhall, D.H.: Coldworking of Cannon (Autofrettage). U.S. Army Report AD-A953 857, Watertown Arsenal, Watertown, USA, 1943.
- [67] Happe, U.: Entwicklungstendenzen im Hochdruckbau. *Chemie Ingenieur Technik* 24/7, pp. 411-413, 1952.
- [68] Maier, A.F.: Die Herstellung der Hochdruckapparate. *Chemie Ingenieur Technik* 29/1, pp. 387-390, 1957.
- [69] Vetter, G., Fritsch, H.: Zur Berechnung und Gestaltung von Bauteilen mit Beanspruchung durch schwellenden Innendruck. *Chemie Ingenieur Technik* 40/24, pp. 1215-1223, 1968.
- [70] Grant, M.B., Michlik, P.: Fuel Injector Tip Autofrettage Process. U.S. Patent US2011/0126393A1, Owner: Caterpillar Inc., Peoria, USA, 2011.
- [71] Hagedorn, M., Lechtenfeld, U., Zaremba, A.: Präzisrohre für Hochdruck-Dieseleinspritzleitungen. *MTZ* 69/3, pp. 200-205, 2008.
- [72] Kato, N., Hayashi, K., Usui, S.: Connection Head Structure of High Pressure Fuel Injection Tube. U.S. Patent US7,735,476B2, Owner: Usui Kokusai Sangyo Kaisha Limited, Japan, 2010.
- [73] Brünnet, H., Wengerek, S.: Verfahren zur Detektion von Werkstoffveränderungen. Offenlegungsschrift des deutschen Patent- und Markenamts, DE102006040735A1, Anmelder Robert-Bosch GmbH, Stuttgart, 2006.
- [74] Brünnet, H., Yi, I., Bähre, D.: Modeling of Residual Stresses and Shape Deviations Along the Process Chain of Autofrettaged Components. *Journal of Materials Science and Engineering* 1/7A, pp. 915-936, 2011.
- [75] Perl, M., Perry, J., Aharon, T., Kolka, O.: Is there an „Ultimate“ Autofrettage Process? *Journal of Pressure Vessel Technology* 134/4, Third Special Section on Pressure Vessels Technology Applied to Gun Tubes, 2012.
- [76] Krapke, P.-W.: Leopard 2 – Sein Werden und seine Leistung. Books on Demand GmbH, Norderstedt, 2004.
- [77] DIN EN 10002: Metallische Werkstoffe – Zugversuch – Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur. Beuth-Verlag, Berlin, 2001.
- [78] DIN 50125: Prüfung metallischer Werkstoffe – Zugproben. Beuth-Verlag, Berlin, 2009.
- [79] Läßle, V.: Einführung in die Festigkeitslehre. 2. Auflage, Vieweg + Teubner Verlag, Wiesbaden, 2008.
- [80] Chakrabarty, J.: Applied Plasticity. Mechanical Engineering Series, Springer Verlag, Berlin, 2000.
- [81] Macherauch, E., Zoch, H.-W.: Praktikum in Werkstoffkunde. Vieweg-Teubner Verlag, Wiesbaden, 2011.

- [82] Scholtes, B., Vöhringer, O.: Untersuchungen zum Bauschingereffekt von Ck 45 in unterschiedlichen Wärmebehandlungszuständen. HTM 41/5, pp. 347-354, 1986.
- [83] Bauschinger, J.: Über die Veränderung der Elastizitätsgrenze und der Festigkeit des Eisens und Stahls durch Strecken und Quetschen, durch Erwärmen und Abkühlen und durch oftmals wiederholte Beanspruchung. Mittheilungen aus dem Mechanisch-technischen Laboratorium der kgl. Technischen Hochschule in München, XIII. Heft, S. 1/116, 1886.
- [84] Parker, A.P., Troiano, E., Underwood, J.H., Mossey, C.: Characterization of Steels Using a Revised Kinematic Hardening Model Incorporating Bauschinger Effect. Journal of Pressure Vessel Technology 125, pp. 277-281, 2003.
- [85] Piersig, W.: Johann Bauschinger – Begründer der mechanisch-technischen Versuchsanstalten. GRIN Verlag für akademische Texte, 2009.
- [86] Hahn, F.: Untersuchung des zyklisch plastischen Werkstoffverhaltens unter umformnahen Bedingungen. Dissertation, TU Chemnitz, 2003.
- [87] Rösler, J., Harders, H., Bäker, M.: Mechanisches Verhalten der Metalle. In: Mechanisches Verhalten der Werkstoffe. B.G. Teubner Verlag, Wiesbaden, 2006.
- [88] Milligan, R.V., Koo, W.H., Davidson, T.E.: The Bauschinger Effect in a High-Strength Steel. J. Fluids Eng. 88/2, pp. 480-488, 1966.
- [89] Parker, A.P., Underwood, J.H., Kendall, D.P.: Bauschinger Effect Design Procedures for Autofrettaged Tubes Including Material Removal and Sachs' Method. US Army report ARCCB-TR-99009, Watervliet, New York, 1999.
- [90] Chen, P.C.T: The Bauschinger and Hardening Effect on Residual Stresses in an Autofrettaged Thick-Walled Cylinder. Journal of Pressure Vessel Technology 108, pp. 108-112, 1986.
- [91] Jahed, H., Ghanbari, G.: Actual Unloading Behavior and its Significance on Residual Stress in Machined Autofrettaged Tubes. Journal of Pressure Vessel Technology 125, pp. 321-325, 2003.
- [92] Badr, E.A., Sorem, J.R., Tipton, S.M.: Residual Stress Estimation in Crossbores With Bauschinger Effect Inclusion Using FEM and Strain Energy Density. Journal of Pressure Vessel Technology 121, pp. 358-363, 1999.
- [93] Parker, A.P., Gibson, M.C., Hameed, A., Troiano, E., Hetherington, J.G.: Material Modeling for Autofrettage Stress Analysis Including the "Single Effective Material". Proceedings of ASME PVP2008, Chicago, USA, 2008.
- [94] Huang, X.P.: A General Autofrettage Model of a Thick-Walled Cylinder Based on Tensile-Compressive Stress-Strain Curve of a Material. Journal of Strain Analysis 40/6, pp. 599-607, 2005.
- [95] Dawson, V.C.D., Seigel, A.E.: Reverse Yielding of a Fully Autofrettaged Tube of Large Wall Ratio. Report NOLTR 63-123, Ballistics Research Report 106, U.S. Naval Ordnance Laboratory, White Oak, Maryland, 1963.
- [96] ASME: Boiler and Pressure Vessel Code – Section VIII, Division 3: Alternative Rules for Construction of High Pressure Vessels, Article KD-5. ASME, 2010.
- [97] Mughrabi, H., Donth, B., Vetter, G.: Low-Temperature Autofrettage: An Improved Technique to Enhance the Fatigue Resistance of Thick-walled Tubes Against Pulsating Internal Pressure. Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct. 20/4, pp. 595-604, 1997.

- [98] Basara, A.: Evaluation of High Pressure Components of Fuel Injection Systems Using Speckle Interferometry, Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg, 2007.
- [99] Parker, A.P.: A Re-Autofrettage Procedure for Mitigation of Bauschinger Effect in Thick Cylinders. Proceedings of ASME PVP2005, Denver, USA, 2005.
- [100] Jahed, H., Moghadam, B.A., Shambooli, M.: Re-Autofrettage. Journal of Pressure Vessel Technology 128, pp. 223-226, 2006.
- [101] Farrahi, G.H., Voyiadjis, G.Z., Hoseini, S.H., Hosseinian, E.: Residual Stress Analyses of Re-Autofrettaged Thick-Walled Tubes. International Journal of Pressure Vessels and Piping 98, pp. 57-64, 2012.
- [102] Parker, A.P.: Autofrettage of Open-End Tubes – Pressures, Stresses, Strains, and Code Comparisons. Journal of Pressure Vessel Technology 123, pp. 271-281, 2001.
- [103] Huang, X.P., Cui, W.C.: Effect of Bauschinger Effect and Yield Criterion on Residual Stress Distribution of Autofrettaged Tube. Journal of Pressure Vessel Technology 128, pp. 212-216, 2006.
- [104] Schön, M.: Eigenspannungs- und Dauerfestigkeitsberechnung autofrettierter innendruckbeanspruchter Bauteile. Dissertation, Technische Hochschule Darmstadt, 1995.
- [105] Majzoobi, G.H., Farrahi, G.H., Mahmoudi, A.H.: A Finite Element Simulation and an Experimental Study of Autofrettage for Strain Hardened Thick-Walled Cylinders. Materials Science and Engineering A359, pp. 326-331, 2003.
- [106] Zhu, R., Yang, J.: Autofrettage of Thick Cylinders. International Journal of Pressure Vessels and Piping 75, pp. 443-446, 1998.
- [107] Ayob, A., Elbasheer, M.K.: Optimum Autofrettage Pressure in Thick Cylinders. Jurnal Mekanikal 24, pp. 1-14, 2007.
- [108] Hojjati, M.H., Hassani, A.: Theoretical and Finite-Element Modeling of Autofrettage Process in Strain-Hardening Thick-Walled Cylinders. International Journal of Pressure Vessels and Piping 84, pp. 310-319, 2007.
- [109] Roll, K., Tekkaya, A.E.: Numerische Verfahren der Prozesssimulation in der Umformtechnik. In: Lange, K.: Umformtechnik, Handbuch für Industrie und Wissenschaft. Band 4 Sonderverfahren, Prozesssimulation, Werkzeugtechnik, Produktion. Springer-Verlag, Berlin, 1993.
- [110] Klocke, F., König, W.: Fertigungsverfahren 1 – Drehen, Fräsen, Bohren. Springer Verlag, Aachen, 2008.
- [111] Denkena, B., Tönshoff, H.K.: Spanen - Grundlagen. Springer Verlag, Heidelberg, 2011.
- [112] Ee, K.C., Dillon Jr, O.W., Jawahir, I.S.: Finite Element Modeling of Residual Stresses in Machining Induced by Cutting Using a Tool With Finite Edge Radius. International Journal of Mechanical Sciences 47, pp. 1611-1628, 2005.
- [113] Piendl, S., Aurich, J.C., Steinicke, M.: 3D Finite-Element Simulation of Chip Formation in Turning. Proceedings of 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Chemnitz, 2005.
- [114] Mackerle, J.: Finite-Element Analysis and Simulation of Machining: A Bibliography (1996-2002). International Journal of Machine Tools and Manufacture 43/1, pp. 103-114, 2003.

- [115] Mackerle, J.: Finite-Element Analysis and Simulation of Machining: An Addendum: A Bibliography (1976-1996). *Journal of Materials Processing Technology* 86/1-3, pp. 17-44, 1998.
- [116] Ueda, K., Manabe, K., Okida, J.: A Survey and Recent Investigations on Computational Mechanics in Cutting. *International Journal of Forming Processes* 3/1-2, pp. 37-58, 2000.
- [117] Yen, Y-C., Jain, A., Altan, T.: A Finite Element Analysis of Orthogonal Machining Using Different Tool Edge Geometries. *Journal of Materials Processing Technology* 146, pp. 72-81, 2004.
- [118] Denkena, B., Köhler, J., Mengesha, M.S.: Influence of the Cutting Edge Rounding on the Chip Formation Process: Part 1. Investigation of Material Flow, Process Forces, and Cutting Temperature. *Prod. Eng. Res. Devel.* 6, pp. 329-338, 2012.
- [119] Nasr, M.N.A., Ng, E.-G., Elbestawi, M.A.: Modelling the Effects of Tool-Edge Radius on Residual Stresses When Orthogonal Cutting AISI 316L. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 47, pp. 401-411, 2007.
- [120] Liu, C.R., Guo, Y.B.: Finite Element Analysis of the Effect of Sequential Cuts and Tool-Chip Friction on Residual Stresses in a Machined Layer. *International Journal of Mechanical Sciences* 42, pp. 1069-1086, 2000.
- [121] Özel, T., Zeren, E.: Finite Element Modeling of Stresses Induced by High Speed Machining With Round Edge Cutting Tools. *Proceedings of IMECE'05, IMECE2005-81046*, 2005.
- [122] Bähre, D., Brünnet, H.: Simulation of Removing Autofrettage-induced Residual Stress Loaded Layers by Finite Element Analysis. *Procedia Engineering* 19, pp. 9-15, 2011.
- [123] Mackerle, J.: Finite Elements in the Analysis of Pressure Vessels and Piping – a Bibliography (1976 – 1996). *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 69, pp. 279-339, 1996.
- [124] 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, pp. 1-26, 2002.
- [125] 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, pp. 571-592, 2005.
- [126] Hoogstrate, A.M., Susuzlu, T., Karpuschewski, B.: High Performance Cutting with Abrasive Waterjets Beyond 400 MPa. *Annals of the CIRP* 55/1, pp. 339-342, 2006.
- [127] Brünnet, H., Bähre, D.: Simulation of Beneficial Compressive Residual Stress Fields as Design Tool in Manufacturing Internally Pressurized Parts. *Proceedings of Simulia Community Conference 2013, Wien*, 2013.
- [128] Gibson, M.C., Hameed, A., Parker, A.P., Hetherington, J.G.: A Comparison of Methods for Predicting Residual Stresses in Strain-Hardening, Autofrettaged Thick Cylinders, Including the Bauschinger Effect. *Journal of Pressure Vessel Technology* 128, pp. 217-222, 2006.
- [129] Gibson, M.C., Hameed, A., Hetherington, J.G., Parker, A.P.: Custom Material Modeling Within FEA for Use in Autofrettage Simulation. *Proceedings of ASME PVP2007, San Antonio, USA*, 2007.
- [130] Feng, H., Donth, B., Mughrabi, H.: Finite-element Modelling of Low-Temperature Autofrettage of Thick-walled Tubes of the Austenitic Stainless Steel AISI 304 L: Part I. Smooth Thick-walled Tubes. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering* 6/1, pp. 51-69, 1998.

- [131] Feng, H., Donth, B., Mughrabi, H.: Finite-element Modelling of Low-Temperature Autofrettage of Thick-walled Tubes of the Austenitic Stainless Steel AISI 304 L: Part II. Thick-walled Tube with Cross-bore. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering* 6/1, pp. 71-85, 1998.
- [132] Hornbach, D.J., Prevey, P.S.: Minimizing Distortion by Accounting for Residual Stresses during Machining. *SME Technical Paper MR00-160*, 2000.
- [133] Hoffmann, F., Keßler, O., Lübben, T., Mayr, P.: „Distortion Engineering“ – Verzugsbeherrschung in der Fertigung. *HTM* 57, Heft 3, 2002.
- [134] Brinksmeier, E., Garbrecht, M.: Analyse des thermisch-mechanischen Belastungskollektivs als Verzugspotential in der spanenden Bearbeitung. *DFG-Ergebnisbericht zum Teilprojekt A4, DFG- Sonderforschungsbereich 570 – Distortion Engineering*, 2007.
- [135] DFG-Sonderforschungsbereich 570 – Distortion Engineering, <http://www.sfb570.uni-bremen.de/>, Stand vom 05.08.2013, 10:50 Uhr.
- [136] Bhatnagar, R.M.: Modelling, Validation and Design of Autofrettage and Compound Cylinder. *European Journal of Mechanics A/Solids* 39, pp. 17-25, 2013.
- [137] Hameed, A., Brown, R.D., Hetherington, J.G.: Numerical Analysis of the Effect of Machining on the Depth of Yield, Maximum Firing Pressure and Residual Stress Profile in an Autofrettaged Gun Tube. *ASME Journal of Pressure Vessel Technology* 125, pp. 342-346, 2003.
- [138] Lee, E.-Y., Lee, Y.-S., Kim, J.H., Cha, K.-U., Hong, S.-K.: Residual Stress Analysis of an Autofrettaged Compound Cylinder Under Machining Process. *Mat.-wiss. u. Werkstofftechnik* 2009 40/3, pp. 204-210, 2009.
- [139] Löhe, D., Lang, K.H., Vöhringer, O.: Residual Stresses and Fatigue Behavior. In G. Totten et al.: *Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel*. ASM International, Materials Park, Ohio, pp. 27-53, 2002.
- [140] Buxbaum, O., Lowak, H.: Zur Steigerung der Schwingfestigkeit durch mechanisch erzeugte Druckeigenspannungen. *Z. Werkstofftech.* 14, pp. 421-428, 1981.
- [141] Haibach, E.: *Betriebsfestigkeit*. 3. Auflage, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, pp. 21-50, 2006.
- [142] Sauer, B.: *Grundlagen der Festigkeitsberechnung*. In: *Konstruktionselemente des Maschinenbaus – Teil 1*. Springer Verlag Berlin Heidelberg, 2012.
- [143] Sonsino, C.M.: *Betriebsfestigkeit – Eine Einführung in die Begriffe und ausgewählte Bemessungsgrundlagen*. *MP Materials Testing* 50/1-2, pp. 77-90, 2008.
- [144] Sonsino, C.M.: „Dauerfestigkeit“ – Eine Fiktion. „Endurance Limit“ – A Fiction. *Fachaufsatz Werkstoffe, Konstruktion* 4, pp. 87-92, 2005.
- [145] Laue, S., Bomas, H., Hoffmann, F.: Influence of Surface Condition on the Fatigue Behaviour of Specimens Made of a SAE 5115 Case-hardened Steel. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 29/3, pp. 229-241, 2006.
- [146] Wohlfahrt, H., Kopp, R., Vöhringer, O.: *Shot Peening – Science, Technology, Application*. DGM Informationsgesellschaft, Oberursel, 1987.
- [147] Ludian, T., Wagner, L.: Mechanical Surface Treatments for Improving Fatigue Behavior in Titanium Alloys. *Advances in Materials Science* 8/2, pp. 44-52, 2008.

- [148] Haibach, E.: Festwalzen und Glattwalzen zur Festigkeitssteigerung von Bauteilen. Vorträge der 8. Sitzung des Arbeitskreises Betriebsfestigkeit, Deutscher Verband für Materialprüfung e.V., 1982.
- [149] Lange, K.: Umformtechnik – Handbuch für Industrie und Wissenschaft. Band 2: Massivumformung. Springer Verlag Berlin, pp. 209-211, 1988.
- [150] Achmus, C., Betzold, J., Wohlfahrt, H.: Messung von Festwalzeigenspannungsverteilungen an Bauteilen – Measurement of Deep-Rolling Residual Stress-Distributions on Components. Mat.-wiss. u. Werkstofftech. 28, pp. 153-157, 1997.
- [151] Schaal, R., Richter, C., Berger, C.: FE-Festwalzsimulation und Dauerfestigkeitsberechnung festgewalzter Bauteile mit Konzepten der Schwingbruchmechanik. Mat.-wiss. u. Werkstofftech. 32, pp. 477-482, 2001.
- [152] Greuling, S.: Dauerfestigkeitsberechnung autofrettierter innendruckbelasteter Bauteile mit Bohrungskreuzungen unter Berücksichtigung stehen bleibender Risse. Dissertation, TU Darmstadt, 2005.
- [153] Davidson, T.E., Throop, J.F., Underwood, J.H.: Failure of a 175mm Cannon Tube and the Resolution of the Problem Using an Autofrettaged Design. In: Rich, T.P. und Cartwright, D.J.: Case Studies in Fracture Mechanics. U.S. Army Report AMMRC MS 77-5, Watertown, USA, 1977.
- [154] Parker, A.P., Underwood, J.H.: Influence of the Bauschinger Effect on Residual Stress and Fatigue Lifetimes in Autofrettaged Thick-Walled Cylinders. U.S. Army Technical Report ARCCB-TR-97020, Watervliet, USA, 1997.
- [155] Underwood, J.H., deSwardt, R.R., Venter, A.M., Troiaono, E., Hyland, E.J., Parker, A.P.: Hill Stress Calculations for Autofrettaged Tubes Compared with Neutron Diffraction Residual Stresses and Measured Yield Pressure and Fatigue Life. ASME Proceedings of PVP2007, San Antonio, USA, 2007.
- [156] Macherauch, E., Hauk, V.: Residual Stresses in Science and Technology. Volume 1, DGM Informationsgesellschaft, Oberursel, 1987.
- [157] Tietz, H.: Grundlagen der Eigenspannungen. Springer Verlag, 1994.
- [158] Elfinger, F.X.: Messen von Eigenspannungen. In: Rohrbach, C.: Handbuch für experimentelle Spannungsanalyse. VDI-Verlag Düsseldorf, pp. 67-79, 1989.
- [159] Sachs, G.: Der Nachweis innerer Spannungen in Stangen und Rohren. Zeitschrift für Metallkunde 19, pp. 352-357, 1927.
- [160] DeSwardt, R.R.: Finite Element Simulation of the Sachs Boring Method of Measuring Residual Stresses in Thick-Walled Cylinders. Journal of Pressure Vessel Technology 125, pp. 274-276, 2003.
- [161] Venter, A.M., DeSwardt, R.R., Kyriacou, S.: Comparative Measurements on Autofrettaged Cylinders with Large Bauschinger Reverse Yielding Zones. Journal of Strain Analysis for Engineering Design 35/6, pp. 459-469, 2000.
- [162] P.V. Grant, J.D. Lord, P.S. Whitehead.: Measurement Good Practice Guide No. 53 – The Measurement of Residual Stresses by the Incremental Hole-Drilling Technique. National Physics Laboratory, UK, 2002.

- [163] ASTM Standard E837: Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method. 1992.
- [164] T. Rickert, R. Fix, L. Suominen.: Comparison of Residual Stress Measurements Using X-Ray Diffraction and PRISM – Electronic Speckle Pattern Interferometry and Hole-Drilling. SAE Technical Paper 2007-01-0804, 2007.
- [165] Von Mirbach, D.: Hole-Drilling Method for Residual Stress Measurement – Consideration of Elastic-Plastic Material Properties. Proceedings of International Conference on Residual Stresses 9 (ICRS9), Materials Science Forum 768-769, in press, 2013.
- [166] Mahmoudi, M.H., Heydarian, S., Behnam, K.: Numerical and Experimental Study of the Plasticity Effect on Residual Stress Measurement Using Slitting Method. Proceedings of International Conference on Residual Stresses 9 (ICRS9), Materials Science Forum 768-769, in press, 2013.
- [167] Kandil, F.A., Lord, J.D., Fry, A.T., Grant, P.V.: A Review of Residual Stress Measurement Methods – A Guide to Technique Selection. NPL Report MATC(A)04, National Physics Laboratory, Teddington, Middlesex, UK, 2001.
- [168] Nau, G., Feldmann, G.G., Scholtes, B., Nobre, J.P., Zinn, W.: An Almost User-Independent Evaluation Formalism to Determine Arbitrary Residual Stress Depth Distributions With the Hole-Drilling Method. Proceedings of International Conference on Residual Stresses 9 (ICRS9), Materials Science Forum 768-769, in press, 2013.
- [169] Jahed, H., Faritus, M.R., Jahed, Z.: Residual Stress Measurements in an Autofrettage Tube Using Hole Drilling Method. Journal of Pressure Vessel Technology 134/5, 2012.
- [170] Brünnet, H., Bähre, D., Rickert, T., Dapprich, D.: Modeling and Measurement of Residual Stresses Along the Process Chain of Autofrettaged Components by Using FEA and Hole-Drilling Method with ESPI. Proceedings of International Conference on Residual Stresses 9 (ICRS9), Materials Science Forum 768-769, in press, 2013.
- [171] Brünnet, H., Bähre, D.: Modeling of the Influence of Sample Preparation Sequences When Measuring Selectively Induced Residual Stress Depth Profiles. Proceedings of NAMRI/SME 41, 2013.
- [172] Brünnet, H., Bähre, D.: Modeling of the Influence of Sample Preparation Sequences When Measuring Selectively Induced Residual Stress Depth Profiles. SME Journal of Manufacturing Processes, Article in Press: <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmapro.2013.06.009>, 2013.
- [173] Eigenmann, B., Macherauch, E.: Röntgenografische Untersuchung von Spannungszuständen in Werkstoffen – Teil I. Mat.-wiss. u. Werkstofftech. 26, pp. 148-160, 1995.
- [174] Hauk, V.: Structural and Residual Stress Analysis by Nondestructive Methods. Elsevier Science B.V., Amsterdam, pp. 17-494, 1997.
- [175] Prevey, P.S.: X-Ray Diffraction Characterization of Residual Stresses Produced by Shot Peening. The Shot Peener Magazine 15/1, pp. 4-8, 2001.
- [176] Prevey, P.S.: Finite Element Correction for Stress Relaxation in Complex Geometries. Lambda Research Diffraction Notes 17, Lambda Research Cincinnati, USA, 1996.
- [177] Wolfstieg, U.: Das Psi-Goniometer. HTM 31, pp. 19-22, 1976.
- [178] Eigenmann, B., Macherauch, E.: Röntgenografische Untersuchung von Spannungszuständen in Werkstoffen – Teil II. Mat.-wiss. u. Werkstofftech. 26, pp. 199-216, 1995.

- [179] Eigenmann, B., Macherauch, E.: Röntgenografische Untersuchung von Spannungszuständen in Werkstoffen – Teil III. *Mat.-wiss. u. Werkstofftech.* 27, pp. 426-437, 1996.
- [180] Roos, E., Maile, K.: *Werkstoffkunde für Ingenieure*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2008.
- [181] Stacey, A., MaxGillivary, H.J., Webster, G.A., Webster, P.J., Zeibeck, K.R.A.: Measurement of Residual Stresses by Neutron Diffraction. *J. Strain Analysis* 20/2, pp. 93-100, 1985.
- [182] Pintschovius, L.: Neutron Diffraction Methods. In: Hauk, V.: *Structural and Residual Stress Analysis by Nondestructive Methods*. Elsevier Science B.V., Amsterdam, pp. 495-521, 1997.
- [183] Pintschovius, L., Scholtes, B., Macherauch, E.: Determination of Residual Stresses in Autofrettaged Steel Tubes by Neutron and X-Ray Diffraction. In: E. Macherauch, V. Hauk: *Residual Stresses in Science and Technology*, pp. 159-165, DGM-Informationsgesellschaft, Oberursel, 1987.
- [184] Altpeter, I., Theiner, W.: Spannungsmessung mit magnetischen Kräften. In: Rohrbach, C.: *Handbuch für experimentelle Spannungsanalyse*. VDI-Verlag, Düsseldorf, pp. 619-630, 1989.
- [185] Altpeter, I.: *Spannungsmessung und Zementitgehaltsbestimmung in Eisenwerkstoffen mittels dynamischer, magnetischer und magnetoelastischer Messgrößen*. Dissertation, Universität des Saarlandes, Saarbrücken, 1990.
- [186] Theiner, W.A., Reimringer, B., Kopp, H., Gessner, M.: 3MA- Testing Equipment, Application, Possibilities and Experiences. In: P. Höller, V. Hauk, G. Dobmann, C. Ruud, R. Green: *Characterization of materials*, Springer- Verlag, Berlin, 1989.
- [187] Altpeter, I., Becker, R., Dobmann, G., Kern, R., Theiner, W.A., Yashan, A.: Robust solutions of inverse problems in electromagnetic nondestructive evaluation, *inverse problems* 18, pp. 1907-1921, 2002.
- [188] Altpeter, I., Dobmann, G., Kern, R., Schneider, E., Wolter, B., Spies, M.: Industrial integration of residual stress measuring NDT-systems based on ultrasonic and micromagnetics. In: D.E. Chimenti, et al.: *Review of Progress in Quantitative Nondestructive Evaluation* 24B, pp. 1387-1393, 2005.
- [189] Theiner, W.A., Brinksmeier, E., Stücker, E., Nowack, H.: Stress Measurements on Components with Nondestructive Ferromagnetic Methods. In: E. Macherauch, V. Hauk: *Residual Stresses in Science and Technology*, pp. 167-174, DGM-Informationsgesellschaft, Oberursel, 1987.
- [190] Tschuncky, R.: *Sensor- und geräteunabhängige Kalibrierung elektromagnetischer zerstörungsfreier Prüfverfahren zur praxisorientierten Werkstoffcharakterisierung*. Dissertation, Universität des Saarlandes, Saarbrücken, 2011.
- [191] Szielasko, K., Mironenko, I., Altpeter, I., Herrmann, H., Boller, C.: Minimalistic Devices and Sensors for Micromagnetic Materials Characterization. *IEEE Transactions on Magnetics* 49/1, Part 1, pp. 101-104, 2013.
- [192] Hertlin, I.: *Akustische Resonanzanalyse*. Informationsschriften zur zerstörungsfreien Prüfung. Castell-Verlag, Wuppertal, 2003.
- [193] Schneider, E.: Ultrasonic Techniques. In: Hauk, V.: *Structural and Residual Stress Analysis by Nondestructive Methods*. Elsevier Science B.V., Amsterdam, pp. 522-563, 1997.

- [194] Fitzpatrick, M.E., Fry, A.T., Holdway, P., Kandil, F.A., Shackleton, J., Suominen, L.: Determination of Residual Stresses by X-ray Diffraction – Issue 2. Measurement Good Practice Guide No. 52, National Physical Laboratory, Teddington, Middlesex, UK, 2005.
- [195] Moore, M.G., Evans, W.P.: Mathematical Correction for Stress in Removed Layers in X-Ray Diffraction Residual Stress Analysis. SAE Transactions 66, pp. 340-345, 1958.
- [196] Ätzmittel nach Murakami. Internetquelle: <http://www.metallograf.de/start.htm?/-probenvorbereitung/mikroaetzung.htm>. Heruntergeladen am 29.06.2103, 12:44 Uhr.
- [197] Müller, M.: Röntgenographische Spannungs- und Eigenspannungsanalyse an autofrettierten Hohlzylindern aus 42 CrMoS 4. Bachelor Thesis, Universität des Saarlandes und FH Kaiserslautern, 2013.
- [198] Jahed, H., Dubey, R.N.: An Axisymmetric Method of Elastic-Plastic Analysis Capable of Predicting Residual Stress Field. Journal of Pressure Vessel Technology 119, pp. 264-273, 1997.
- [199] DIN EN ISO 4287: Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren – Benennungen, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit. Beuth-Verlag, Berlin, 2010.
- [200] DIN EN ISO 1101: Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Geometrische Tolerierung – Tolerierung von Form, Richtung, Ort und Lauf. Beuth-Verlag, Berlin, 2004.
- [201] Fischer, U.: Tabellenbuch Metall. Verlag Europa Lehrmittel, Haan-Gruiten, 2005.
- [202] Schneider, T.: Einfluss der Werkzeuggeometrie und ausgewählter Prozessparameter auf die Temperaturentwicklung und Eigenspannungsentstehung beim Reiben am Beispiel des Vergütungsstahls 42 CrMoS 4. Bachelor Thesis, Universität des Saarlandes, 2013.
- [203] Abaqus User Manual, Version 6.10-EF1, Dassault Systèmes Simulia Corporation, Providence, Rhode Island, USA, 2009.
- [204] Scientific Forming Technologies Corporation: Deform 3D Machining (Drilling) Lab. Tutorial, 2012.
- [205] Johnson, G.R., Cook, W.H.: A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rate, and temperatures. Proceedings of International Symposium on Ballistics, The Hague, Netherlands, pp. 1-7, 1983.
- [206] Fitzpatrick, M.E., Lodini, A.: Analysis of Residual Stress by Diffraction Using Neutron and Synchrotron Radiation. Taylor & Francis Inc., London, 2003.
- [207] Hutchings, M.T., Withers, P.J., Holden, T.M., Lorentzen, T.: Introduction to the Characterization of Residual Stress by Neutron Diffraction. CRC Press Taylor & Francis Group, Boca Raton, 2005.
- [208] Samson AG: Kavitation in Stellventilen. Technische Information, Samson AG, Frankfurt, heruntergeladen am 27.07.2013, 14:21 Uhr: http://www.samson.de/pdf_de/l351de.pdf.
- [209] Bähre, D., Brünnet, H.: Modeling of Autofrettage-induced Deformations When Manufacturing High Pressure Parts. SME Technical Publication TP11PUB24, 2011.
- [210] Basara, A., Alt, N., Schlücker, E.: Influence of the Pressure Holding Time on Strain Generation in Fuel Injection Lines. International Journal of Pressure Vessels and Piping 88/4, pp. 132-137, 2011.

-
- [211] Thomas, M.: Kombination festigkeitssteigernder Maßnahmen in der Prozesskette autofrettierter Bauteile. Diplomarbeit, Universität des Saarlandes, 2011.
- [212] Klocke, F., König, W.: Fertigungsverfahren 2 – Schleifen, Honen, Läppen. 4. Auflage, Springer Verlag Berlin, Heidelberg, 2005.
- [213] Klocke, F., König, W.: Fertigungsverfahren 3 – Abtragen, Generieren und Lasermaterialbearbeitung. 4. Auflage, Springer Verlag, Berlin und Heidelberg, 2007.
- [214] Bähre, D., Swat, M., Steuer, P., Trapp, K.: Energy Consumption: One Criterion for the Sustainable Design of Process Chains. Proceedings of the 9th Global Conference on Sustainable Manufacturing (GCSM), pp. 164-169, 2011.

ANHANG A Stand des Wissens

Schwingbeanspruchung

Am Verhalten schwingend beanspruchter metallischer Werkstoffe lassen sich die positiven wie negativen Auswirkungen bestimmter Eigenspannungszustände am deutlichsten zeigen. Eine Schwingbeanspruchung ist als eine zwischen zwei festen Grenzen schwingende (z.B. sinusförmig), mit der Zeit veränderliche Spannungs-Zeit-Funktion $S(t)$ definiert. In Abbildung A 1 sind anhand eines einzelnen Schwingspiel die verwendeten Begrifflichkeiten erläutert.

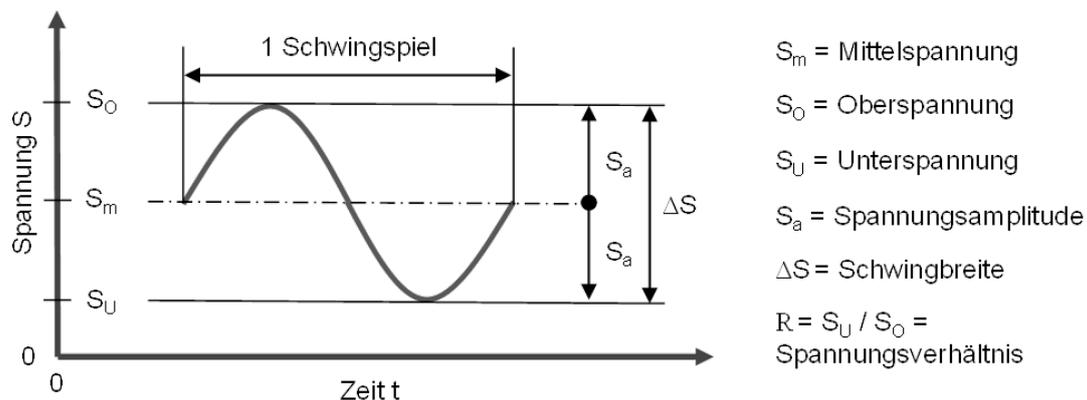


Abbildung A 1: Kennwerte eines einzelnen Schwingspiels [141]

Ausgehend von der Mittelspannung oder dem Spannungsverhältnis ergeben sich die folgenden Beanspruchungsfälle:

- Wechselbeanspruchung mit $S_m = 0$ oder $S_u = -S_o$ und $R = -1$,
- Zug-Schwellbeanspruchung mit $S_u = 0$ oder $S_m = +S_a$ und $R = 0$,
- Druck-Schwellbeanspruchung mit $S_o = 0$ oder $S_m = -S_a$ und $R = -\infty$
- Ruhende Beanspruchung mit $S_a = 0$ oder $S_m = S_o$ und $R = +1$.

Für die ruhende bzw. statische Beanspruchung genügt es, den Höchstwert der Beanspruchung anzugeben, z.B. $R_{p0,2\%}$ oder R_m . Die zulässige Werkstoffbeanspruchung S_{zul} ergibt sich dabei aus dem Werkstoffkennwert, dividiert durch einen Sicherheitsfaktor SF. Die vorhandene Werkstoffbeanspruchung S_{vorh} muss kleiner bzw. gleich S_{zul} sein [142]. Im Falle einer Schwingbeanspruchung sind drei Angaben erforderlich: Zwei bestimmen die Beanspruchungshöhe, z.B. S_o und S_u oder S_a und S_m oder S_o und R oder S_a und R . Zusätzlich wird die Häufigkeit der Schwingspiele angegeben, die in der betrachteten Zeitspanne der Beanspruchung auftreten [141].

Im Falle innendruckbelasteter Bauteile liegt man demzufolge im Bereich einer Zug-Schwellbeanspruchung. Das Einbringen von Druckeigenspannungen führt zu einer Verlagerung der sich im Betrieb einstellenden Mittelspannungen in den Druckbereich. Dies steigert den ertragbaren Innendruck [45]. Das Potential zeigt sich experimentell im Ergebnis eines Wöhlerversuchs, bei dem die ertragbare Druckschwingbreite der Lastspielzahl gegenübergestellt ist. Die Wöhler-Linie ist dabei in drei Be-

reiche eingeteilt. Der erste Teil wird als Kurzzeitschwingfestigkeit bezeichnet (elastisch-plastische Beanspruchungen mit größerem plastischen Anteil, definiert bis $5 \cdot 10^4$ Schwingspiele), der zweite, abknickende Teil mit der Steigung k als Zeitfestigkeit (elastisch-plastische Beanspruchungen mit einer Lebensdauer zwischen $5 \cdot 10^4$ und $1 \cdot 10^6$ Schwingspielen) und der dritte Bereich als Dauerfestigkeit (makroskopisch elastische, mikroskopisch plastische Beanspruchungen bei Lebensdauern größer als $1 \cdot 10^6$ Schwingspielen) [143]. Bei einer dauerfesten Auslegung ist dabei keine Beanspruchung im Zeitfestigkeitsbereich zulässig. Man geht im Allgemeinen davon aus, dass ein Bauteilversagen ausgeschlossen werden kann, sofern die Druckschwingbreite unterhalb der Dauerfestigkeitslinie bleibt, unabhängig von der Anzahl der zu ertragenden Schwingspiele. Aktuelle Untersuchungen belegen allerdings, dass in diesem Bereich mit einem kontinuierlichen werkstoff-, fertigungs- und umgebungsabhängigen Abfall der Schwingfestigkeit gerechnet werden muss [144]. Bei einer betriebsfesten Auslegung wird das Festigkeitsverhalten unter zeitlich veränderlichen (variablen) Belastungs- und Beanspruchungsamplituden betrachtet. Hier können Sonder- oder Missbrauchsbelastungen berücksichtigt werden [143]. Dies könnten in einem Dieseleinspritzsystem beispielsweise Druckspitzen sein, die beim Einsatz eines Start-Stopp-Systems auftreten können. Die Methodik der Betriebsfestigkeit spricht gezielt die Grenzen eines Werkstoffs an. Bei der Umsetzung immer herausfordernder Festigkeitsziele unter dem Gesichtspunkt von Leichtbaukonzepten rückt dieser Aspekt weiter in den Vordergrund [143].

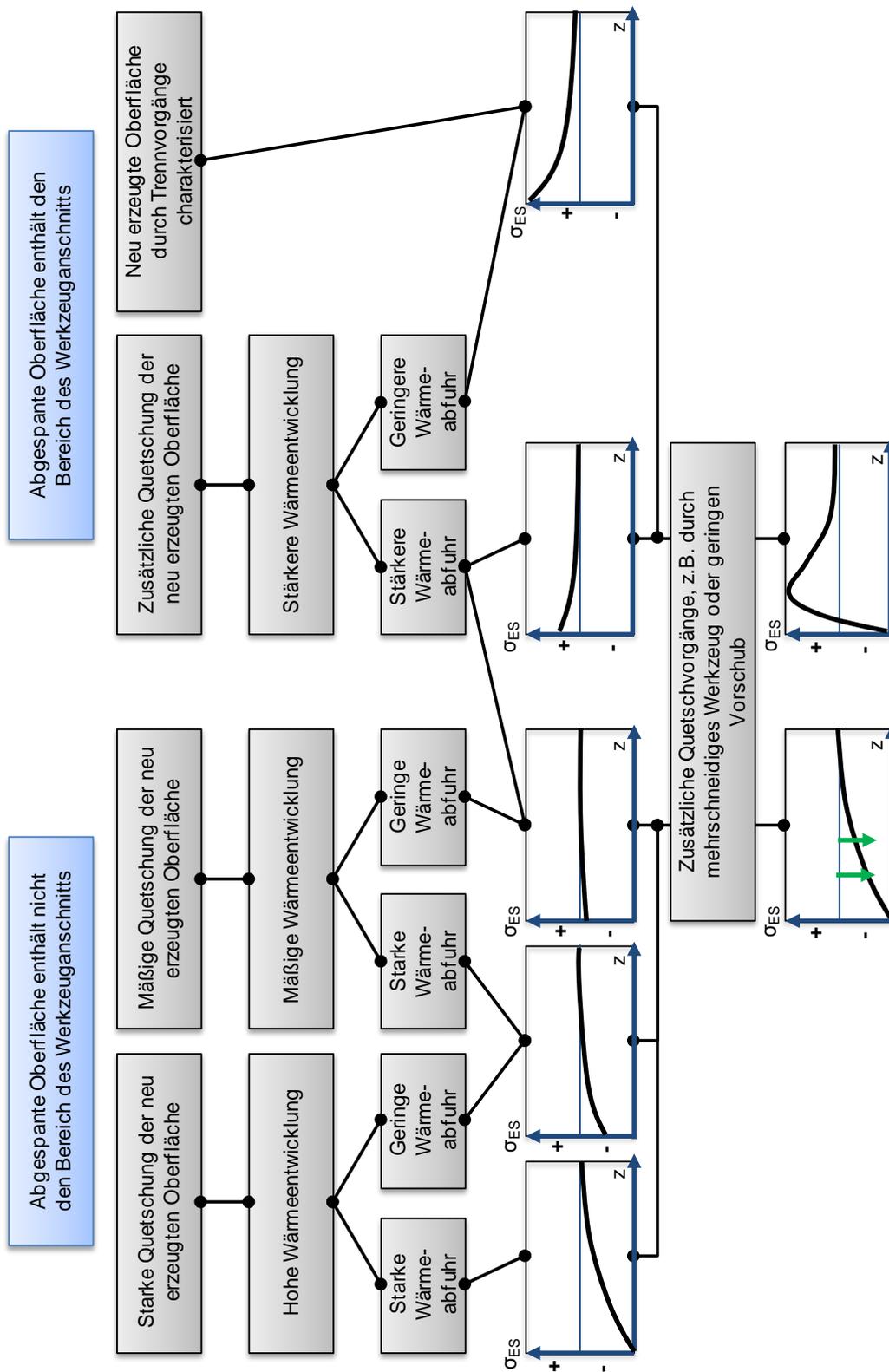


Abbildung A 2: Schema zur Vorhersage von Bearbeitungseigenstressungen beim geometrisch bestimmten Spanen [4]

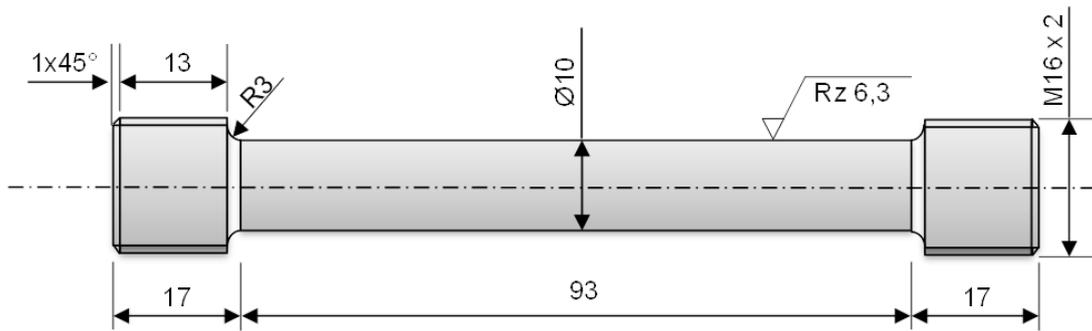
Tabelle A 1: Parameter des Huang Modells

Fall	A1	A2	A3	A4	B1	B2	Kommentar
1	$R_{p0,2\%}$	0	$2 \cdot R_{p0,2\%}$	0	1	1	Elastisch, ideal-plastisch
2	$R_{p0,2\%}$	0	$\Delta R \cdot A_4 \cdot \epsilon_{0,2\%}$	$\neq 0$	1	1	Belastung elastisch, ideal-plastisch und Entlastung mit linearer Verfestigung
3	$R_{p0,2\%} - A_2 \cdot \epsilon_{0,2\%}$	$\neq 0$	$\Delta R \cdot A_4 \cdot \epsilon_{0,2\%}$	$\neq 0$	1	1	Elastisch, plastisch mit bi-linearer Verfestigung
4	$R_{p0,2\%}$	0	0	$\neq 0$	1	$\neq 1$	Belastung elastisch, ideal-plastisch und Entlastung mit exponentiellem Verfestigungsmodell
5	0	$\neq 0$	0	$\neq 0$	$\neq 1$	$\neq 1$	Belastung und Entlastung mit exponentiellem Verfestigungsmodell
6	$R_{p0,2\%} - A_2 \cdot \epsilon_{0,2\%}$	$\neq 0$	0	$\neq 0$	1	$\neq 1$	Belastung linear und Entlastung mit exponentiellem Verfestigungsmodell

Die Formel zur Berechnung des optimalen Autofrettage-Drucks ergibt sich damit zu:

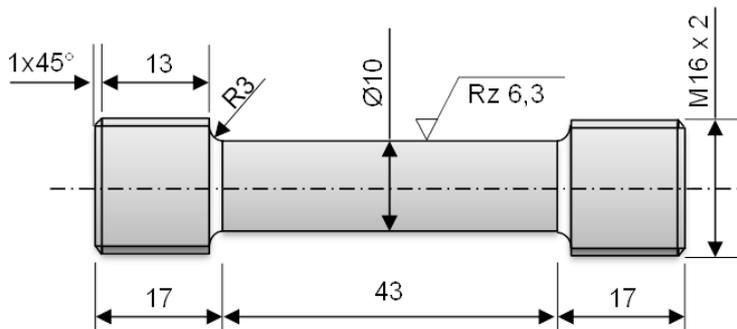
$$p_{AF,opt} = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot A_3 \cdot \ln\left(\frac{r_{RP}}{r_i}\right) + \frac{\Delta R - A_3}{\sqrt{3} \cdot B_2} \cdot \left(\frac{r_{RP}}{r_i}\right)^{2 \cdot B_2} - \frac{\Delta R}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{r_{RP}}{r_a}\right)^2 - \frac{(1 - B_2) \cdot \Delta R - A_3}{\sqrt{3} \cdot B_2} \quad (\text{Gleichung A-1})$$

ANHANG B Werkstoffanalyse und Beschreibung



FE-Netz mit C3D8R Elementen

Abbildung B 1: Fertigungszeichnung der Zugprobe nach DIN 50125 [78], Bilder der Versuchseinrichtung und Proben sowie Finite-Elemente Modell zur Simulation des Zugversuchs



Axialsymmetrisches Finite-Elemente-Modell unter Druckbelastung

Abbildung B 2: Fertigungszeichnung der gefertigten Zug-Druckproben, Bilder der gefertigten Proben sowie Finite-Elemente Modell zur Simulation des Zug-Druckversuchs

Tabelle B 1: Chemische Analyse der verwendeten Versuchswerkstoffe

Werkstoff	Chemische Zusammensetzung in Gew. %												
	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	Se	Ca	Co	N	Cu
42 CrMoS 4 Charge 1	0,39	0,86	0,22	0,013	0,08	1,07		0,20	0,023	0,002			
42 CrMoS 4 Charge 2	0,41	0,21	0,77	0,011	0,021	0,92		0,16					
X2 CrNiMo 17-12-2	0,01	1,78	0,56	0,035	0,022	16,74	11,19	2,01			0,13	0,036	0,32

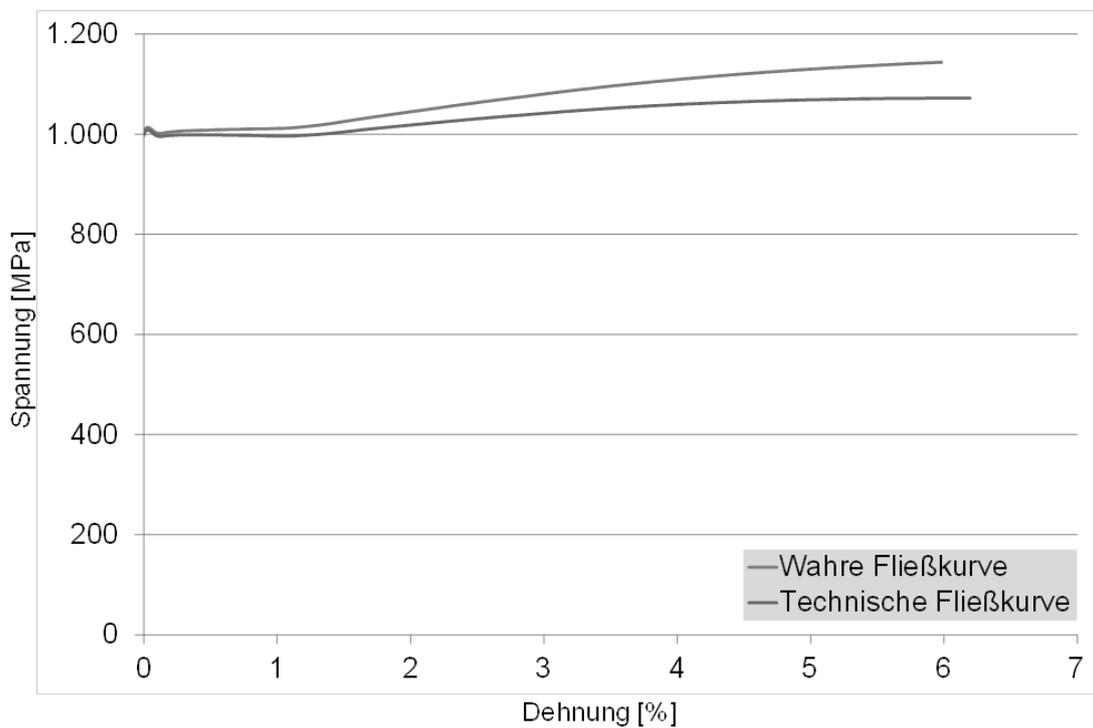


Abbildung B 3: Vergleich zwischen wahrer und technischer Spannungs-Dehnungskurve am Beispiel des Vergütungsstahls 42 CrMoS 4 Charge 2

Tabelle B 2: Druckfließgrenzen und Bauschinger-Effekt Faktor β für verschiedene Vordehnungen unter Zugbelastung für den Werkstoff 42 CrMoS 4 Charge 2

Vordehnung [%]	$R_{p0,2\%}$ [MPa]	$R_{p0,2\%}'$ [MPa]	β
1,0	1005	58	0,06
1,3	1005	-108	0,11
1,6	1005	-162	0,16
1,9	1005	-100	0,10
2,2	1005	-114	0,11
2,5	1005	-146	0,15
3,0	1005	-112	0,11
3,5	1005	-134	0,13
4,0	1005	-63	0,06
5,0	1005	-52	0,05
6,0	1005	-58	0,06

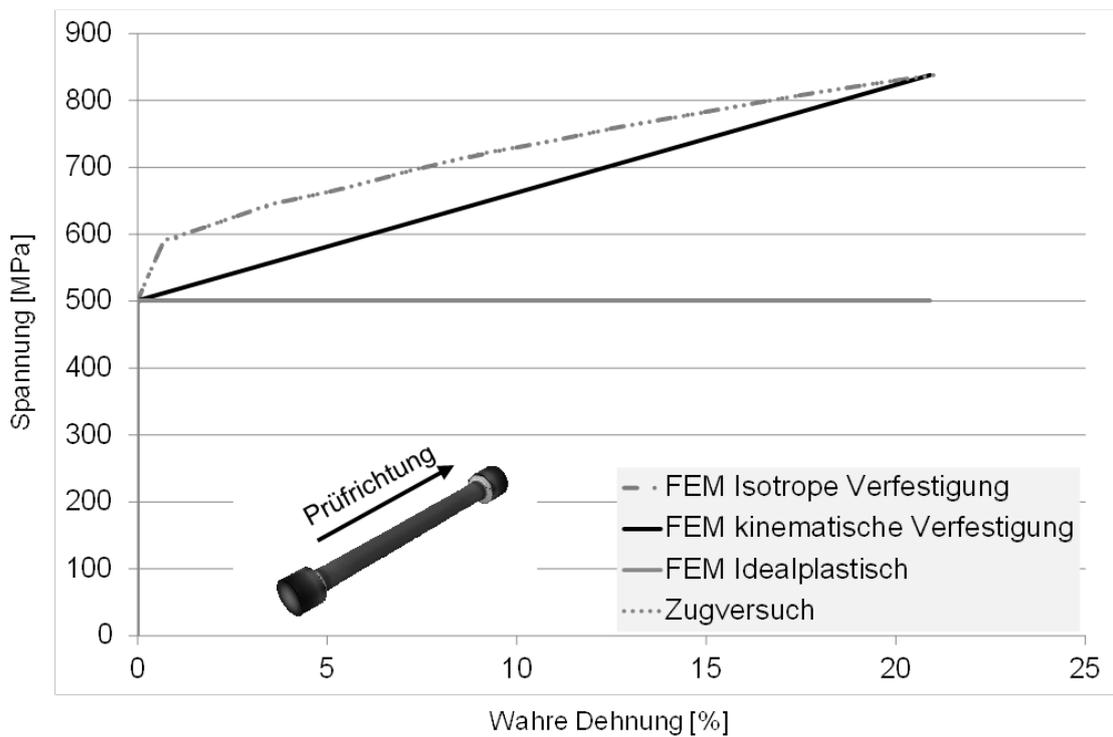


Abbildung B 4: Gegenüberstellung der simulierten und experimentellen Spannungs-Dehnungskurven für den Werkstoff X2 CrNiMo 17-12-2

ANHANG C Prozesskettenanalyse Hohlzylinder

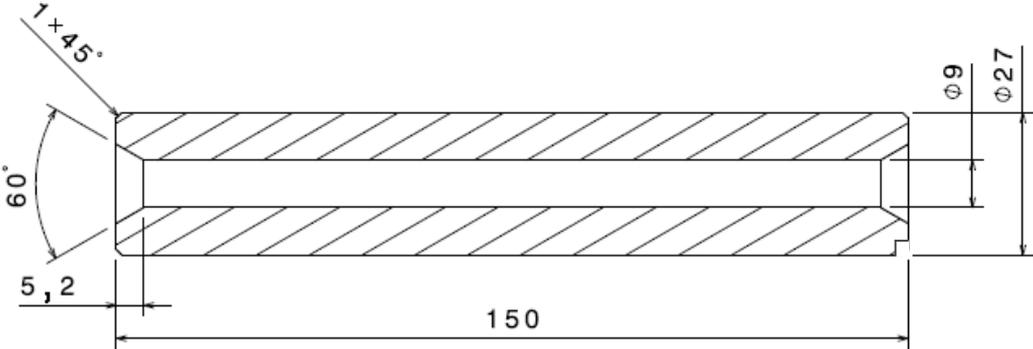


Abbildung C 1: Fertigungszeichnung des Hohlzylinders

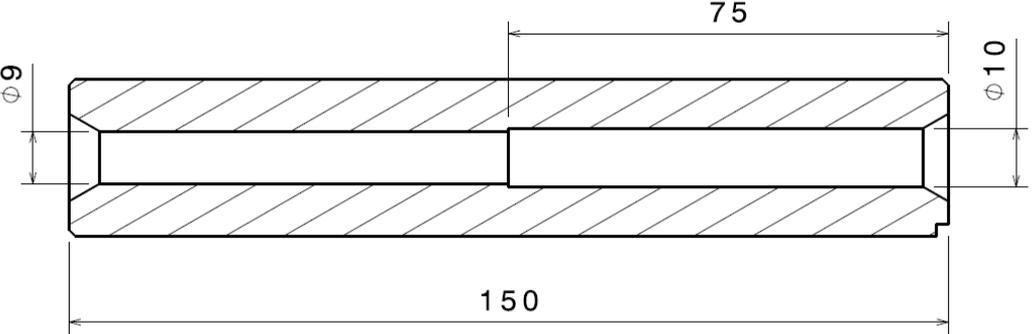


Abbildung C 2: Fertigungszeichnung des Hohlzylinders zum Reiben auf Innendurchmesser 10H7

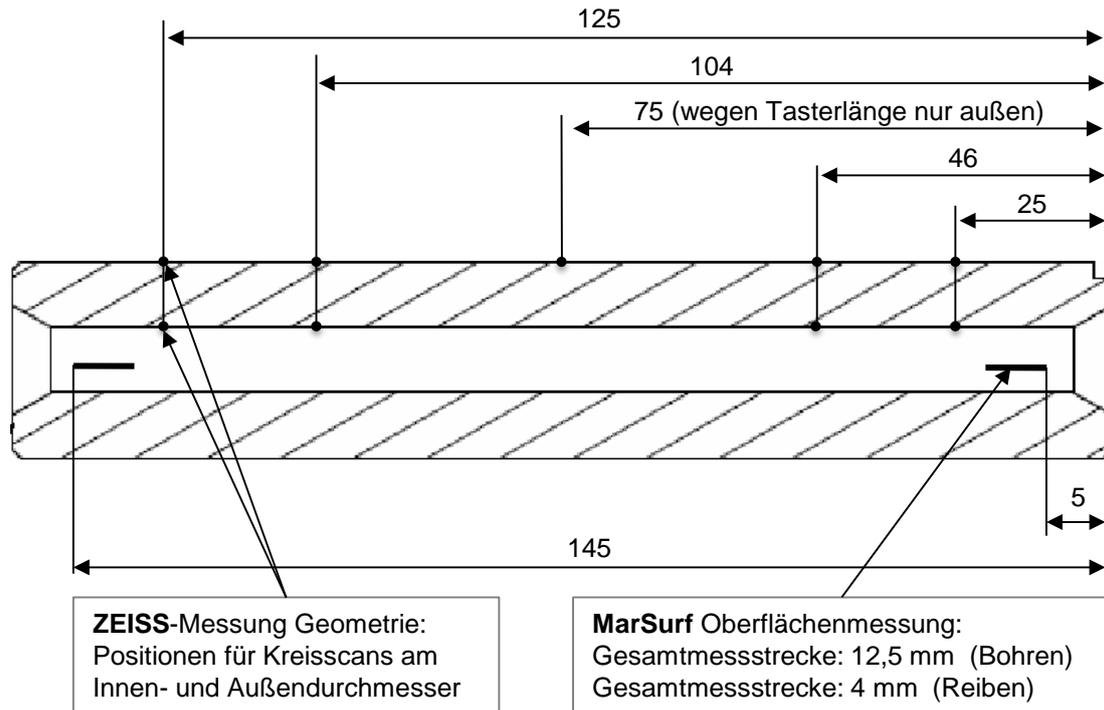


Abbildung C 3: Messpositionen zur Erfassung der Geometrie- und Oberflächenmerkmale

Tabelle C 1: Teilezuordnung der Hohlzylinder zu den Autofrettage-Druckstufen

Bauteilnummer	Autofrettage-Druck [bar]
H1, H2	0
H3, H4	5.000
H5, H6	5.500
H7, H8	6.000
H9, H10	6.500
H11, H12	7.000
H13, H14	7.500
H15, H16, H17, H18, H19, H20	8.000
H21, H22, H23	8.500
H24, H25, H26	9.000
H27, H28, H29	9.500

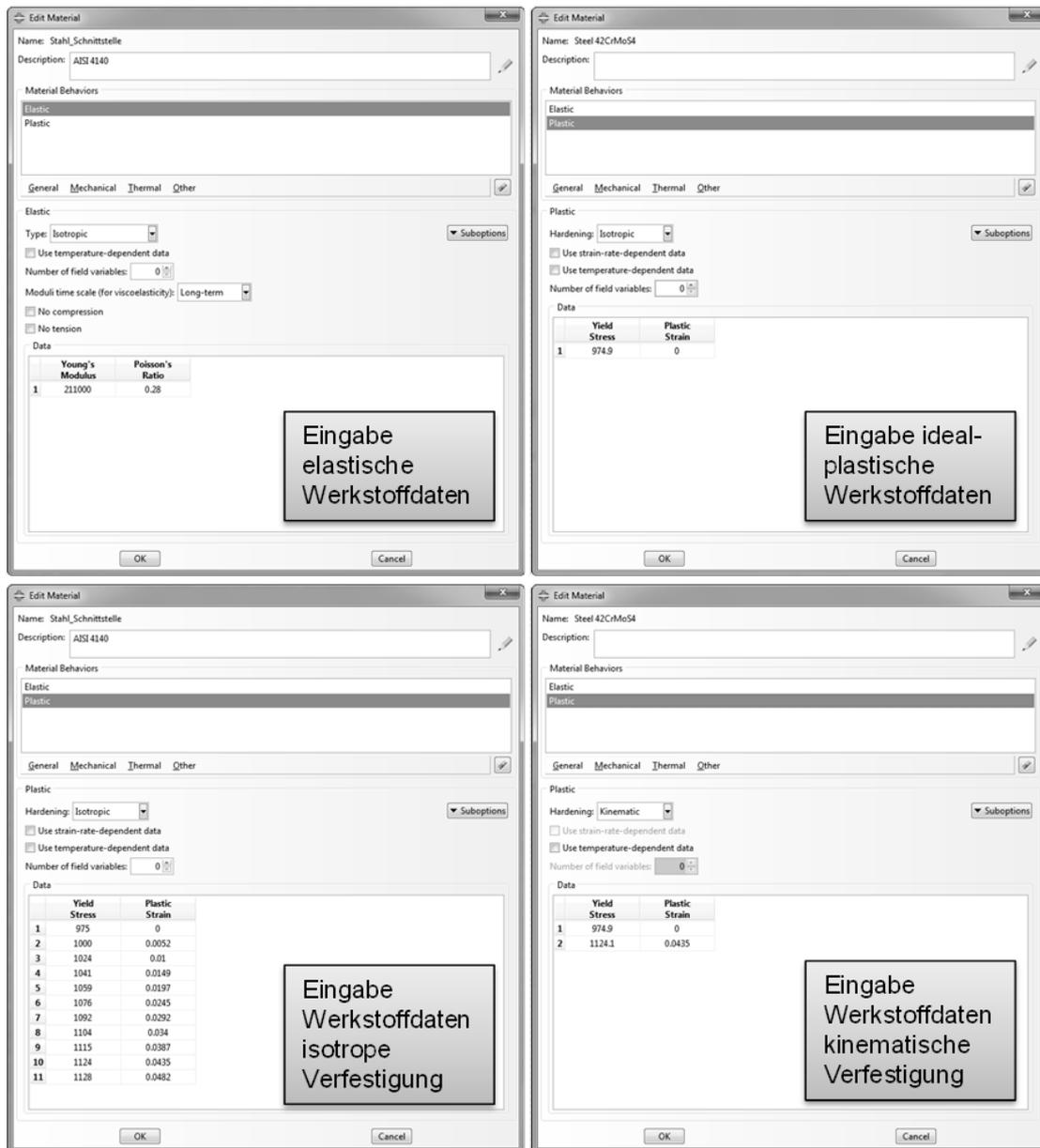


Abbildung C 4: Werkstoff-Eingabedaten in Abaqus/CAE für die elastisch, plastischen Werkstoffmodelle

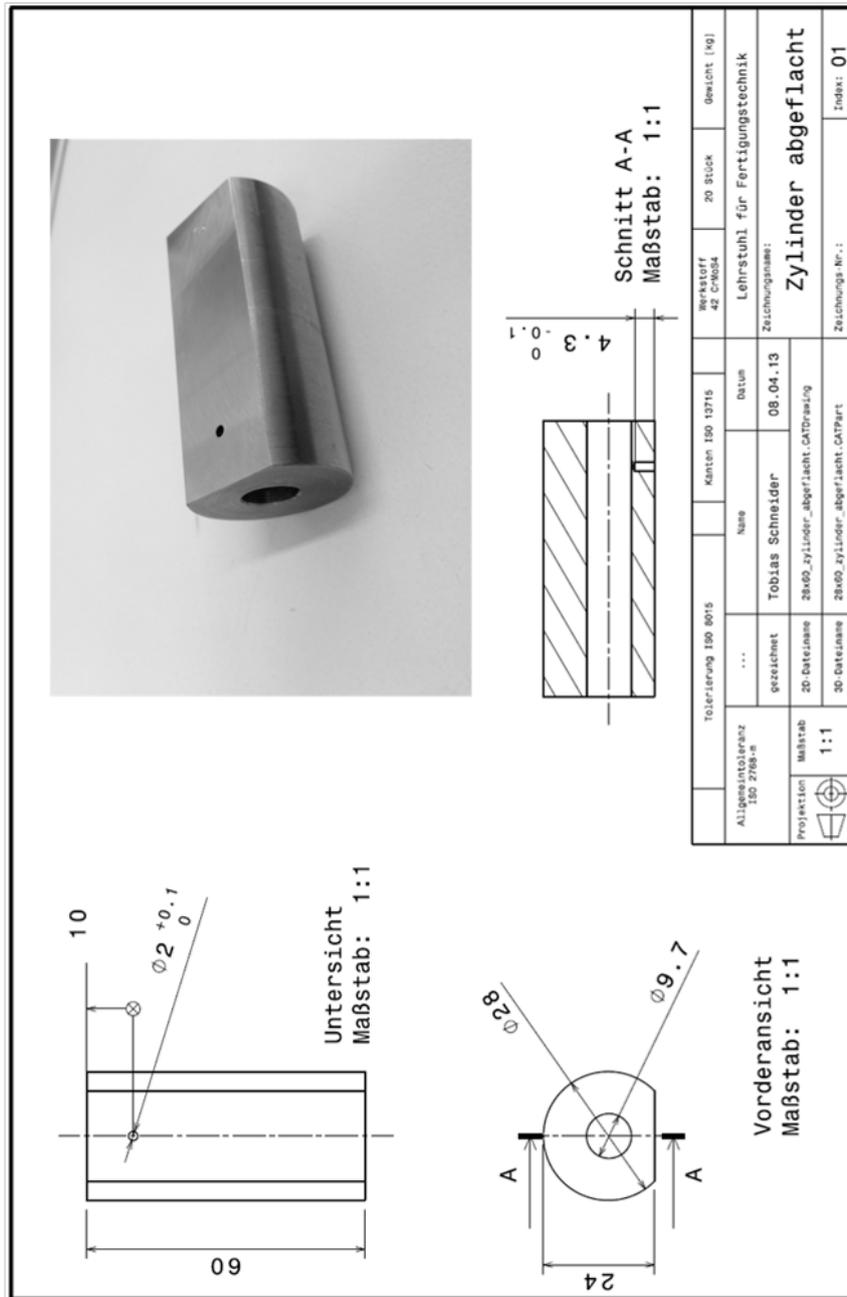


Abbildung C 5: Fertigungszeichnung der Versuchsteile für den Analogversuch Reiben

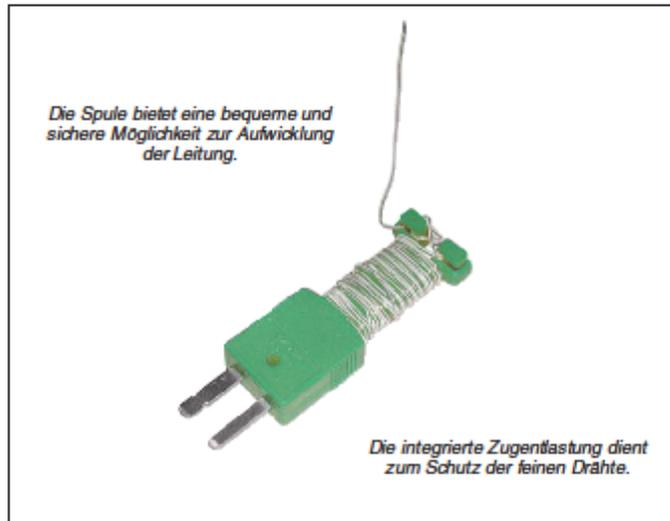


DATENBLATT
5SC

5SC

Installationsfertige, isolierte Drahtthermoelemente mit Subminiatur-Stecker und integrierter Zugentlastung/Spule

- ✓ Thermoelemente J, K, T oder E
- ✓ Genauigkeit DIN Klasse 1
- ✓ Drahtdurchmesser von 0,08, 0,13 und 0,25 mm
- ✓ Teflon-, Kapton- oder Glasseide-Isolierung
- ✓ 1 und 2 Meter Standardlänge, jede andere Länge auf Anfrage
- ✓ Lieferung in Packungen zu je 5 Stück
- ✓ Angegossener Subminiaturstecker mit integrierter Zugentlastung/Spule
- ✓ Max. Betriebstemperatur mit Teflon-Isolierung 260°C mit Kapton-Isolierung 316°C mit Glasseide-Isolierung 480°C
- ✓ Maximale Betriebstemperatur des Steckverbinders: 220°C
- ✓ Lieferbar in ANSI- oder IEC-Farben



Zubehör



Thermoelement-Klebestreifen zur Fixierung an Oberflächen.
Abmessungen: 16 x 13 mm
Für Oberflächentemperaturen von bis zu 175°C max.
Packung: 100 Stück
Bestellnummer: TAP-100



Packung mit je 5 Stück



Mit perlenförmiger Spitze

Bestellangaben (Modellnummer angeben)				
Isolierung	Draht- ø mm	AWG- Maß	Modellnummer für Länge 1 Meter	Modellnummer für Länge 2 Meter
Teflon	0,08	40	5SC-TT(*)I-40-1M	5SC-TT(*)I-40-2M
	0,13	36	5SC-TT(*)I-36-1M	5SC-TT(*)I-36-2M
	0,25	30	5SC-TT(*)I-30-1M	5SC-TT(*)I-30-2M
Kapton	0,25	30	5SC-KK(*)I-30-1M	5SC-KK(*)I-30-2M
Glasseide	0,25	30	5SC-GG(*)I-30-1M	5SC-GG(*)I-30-2M

(*) Thermoelement-Typ angeben: J, K, T oder E.
Bestellbeispiel: 5SC-TT-KI-36-1M, Packung mit 5 Drahtthermoelementen Typ K, 0,13 mm, Teflon-Isolierung, Länge 1 Meter, IEC-Farbe.

5SC/10.2003

INFO-Telefon 0800-8266342
Tel. 0 70 56-9398-0
Fax 0 70 56-9398-29
www.omega.de
info@omega.de

Abbildung C 6: Datenblatt des OMEGA Eindraht-Nickel-Chrom-Nickel Thermoelements 5SC für die Temperaturmessung der Analogieversuche beim Reiben



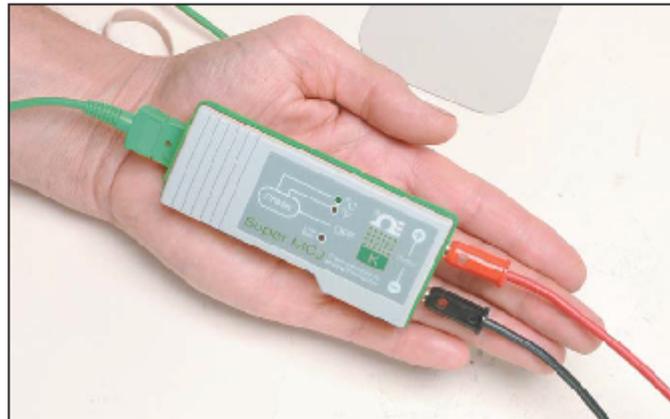
DATENBLATT
SMCJ

SMCJ

Steckermessumformer für Thermoelemente

- ✓ Stabiles Ausgangssignal
- ✓ Linearer Ausgang mit 1 mV/Grad
- ✓ °C/°F umschaltbar
- ✓ Lithium-Batterie wird mitgeliefert
- ✓ Anzeige für niedrige Batteriespannung
- ✓ Integrierte EMV-Abschirmung
- ✓ Thermoelement-Brucherkennung

Der SMCJ setzt Thermoelement-Eingangssignale in ein lineares, kompensiertes und verstärktes Spannungssignal von 1 mV pro Grad um, das direkt an DMM, Schreiber, Datenlogger oder andere Auswertegeräte angeschlossen werden kann.



SMCJ mit Analogausgang und Universal-Buchse für Thermoelemente mit Standard- oder Miniatursteckverbinder



Applikationsbeispiel mit Thermoelement Typ KTSS-316G-6 und Schreiber RD-2010. Schreiber und Thermoelement bitte separat bestellen.

Technische Daten

Temperatur-Messbereich:
 Typ J: -100 bis +750°C
 Typ K: -100 bis +1250°C
 Typ T: -100 bis +350°C

Genauigkeit bei 24°C über den gesamten Bereich:
 Typ J: ±1,4°C
 Typ K: ±3°C
 Typ T: ±2°C

Ausgangssignal: 1 mV/°C oder °F
Eingangsimpedanz: 3 MΩ
Ausgangslast: 1 kΩ min.

Spannungsversorgung: Eine Lithium-Batterie 3,6 V, 1900 mAh (beiliegend)
Batterie-Lebensdauer: 1440 Stunden (60 Tage) Dauerbetrieb (ohne Last)
Anzeige für niedrige Batteriespannung: Rote LED blinkt einmal pro Sekunde
Ansprechzeit: (0 bis 63% des Endwerts): 150 msek
Betriebstemperatur: 0 bis 50°C
Abmessungen: 100 x 50 x 25 mm
Gewicht: 67 g



Die patentierte Buchse des SMCJ nimmt Stecker und Fühler mit Miniatur- und Standardgröße auf.



Universal-Buchse für Miniaturstecker (SMP, Typ K)



Universal-Buchse für Standardstecker (OST, Typ K)

Bestellangaben (Modellnummer angeben)					
Typ-code	Mit Stecker benutztes Thermoelement		IEC Farbe	Temperaturbereich	Modellnummer
J	Eisen	Konstantan	Schwarz	-100 bis 750°C	SMCJ-J
K	NickelChrom	Nickel	Grün	-100 bis 1250°C	SMCJ-K
T	Kupfer	Konstantan	Braun	-100 bis 350°C	SMCJ-T

Zubehör

Modellnummer	Beschreibung
OM-NOMAD-BATT	Ersatzbatterie
SMCJ-CAB	Prüfkabel (rot/schwarz) 1 m lang

SMCJ-Messumformer werden komplett mit passendem Thermoelement-Stecker in Miniaturgröße, Bumper Band®-Stoßschutz, Batterie und Handbuch geliefert. Der Kabelsatz gehört nicht zum Lieferumfang.
 Bestellbeispiel: SMCJ-K1 und SMCJ-CAB, Messumformer Typ K und Kabelsatz

SMCJ7, 2006

INFO-Telefon 0800-8266342
 Tel. 0 70 56-9398-0
 Fax 0 70 56-9398-29
 www.omega.de
 info@omega.de

Abbildung C 7: Datenblatt des Steckmessumformers OMEGA MCJ-K für die Temperaturmessung der Analogieversuche beim Reiben

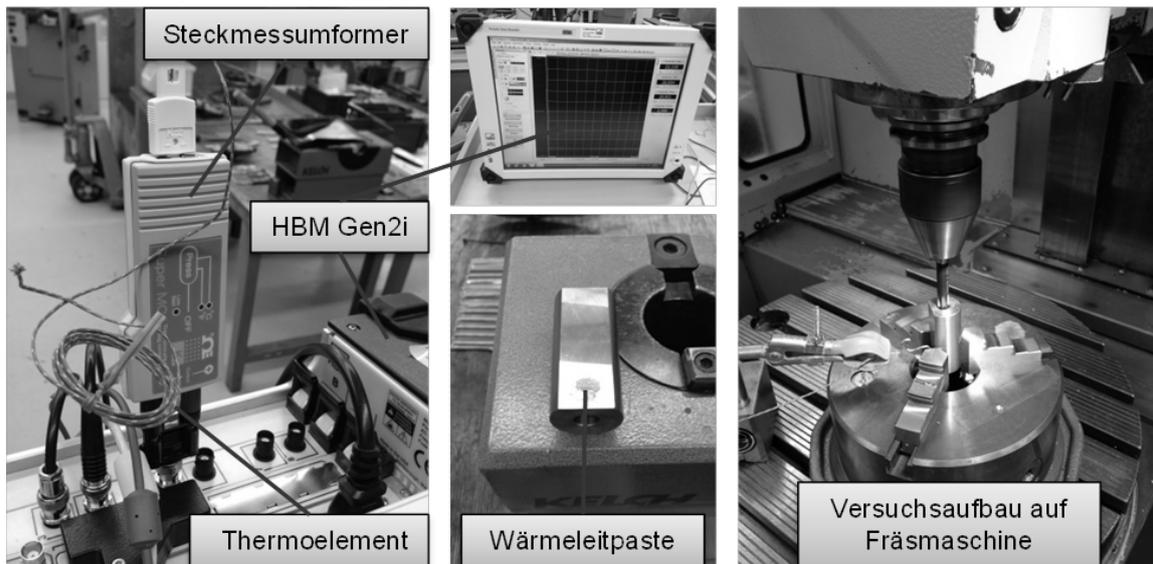


Abbildung C 8: Versuchsaufbau und Messtechnik für den Analogieversuch zur Temperaturentstehung beim Fertigungsprozess Reiben

Tabelle C 2: Versuchsparameter für den Analogieversuch zur Temperaturentwicklung beim Reiben

Versuchsteil	n [1/min.]	f [mm]	v_r [mm/s]
R1	96	0,10	0,160
R2	96	0,15	0,240
R3	127	0,10	0,212
R4	127	0,15	0,317
R5	159	0,10	0,265
R6	159	0,13	0,345
R7	159	0,15	0,398
R8	191	0,10	0,317
R9	191	0,15	0,478
R10	<i>Wiederholversuch bei den Parametern mit der höchsten Wärmeentwicklung</i>		

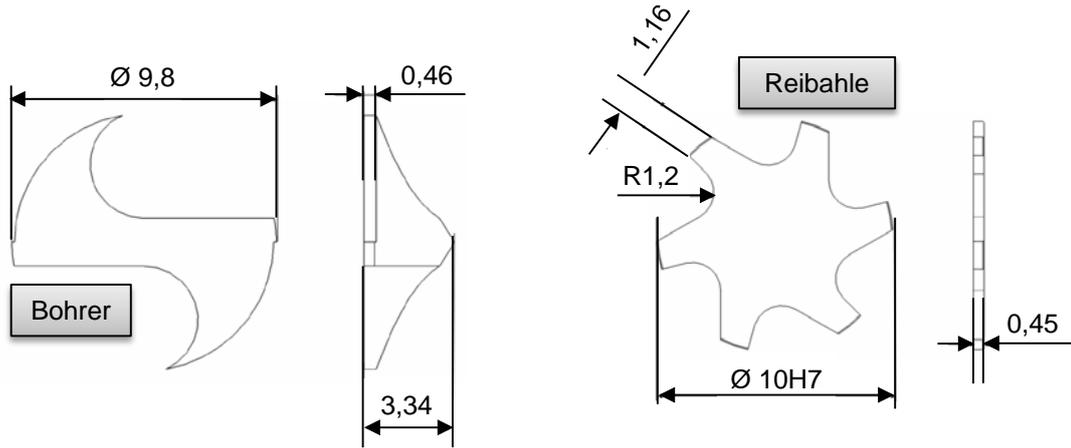


Abbildung C 9: Geometrie der Werkzeuge im Finite-Elemente-Modell

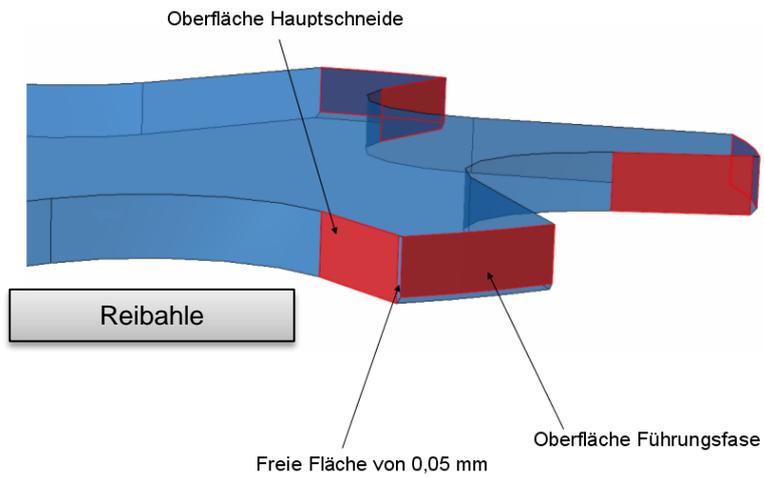
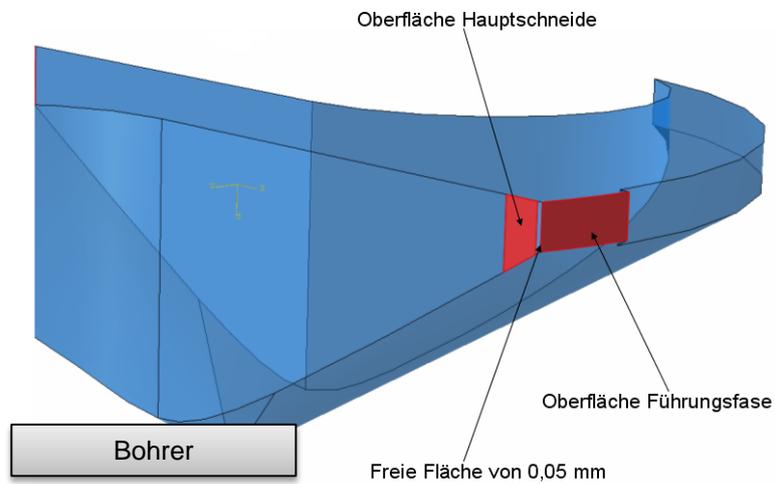


Abbildung C 10: Bezeichnung und Dimensionierung der Schneiden des Bohrers und der Reibahle im Finite-Elemente-Modell

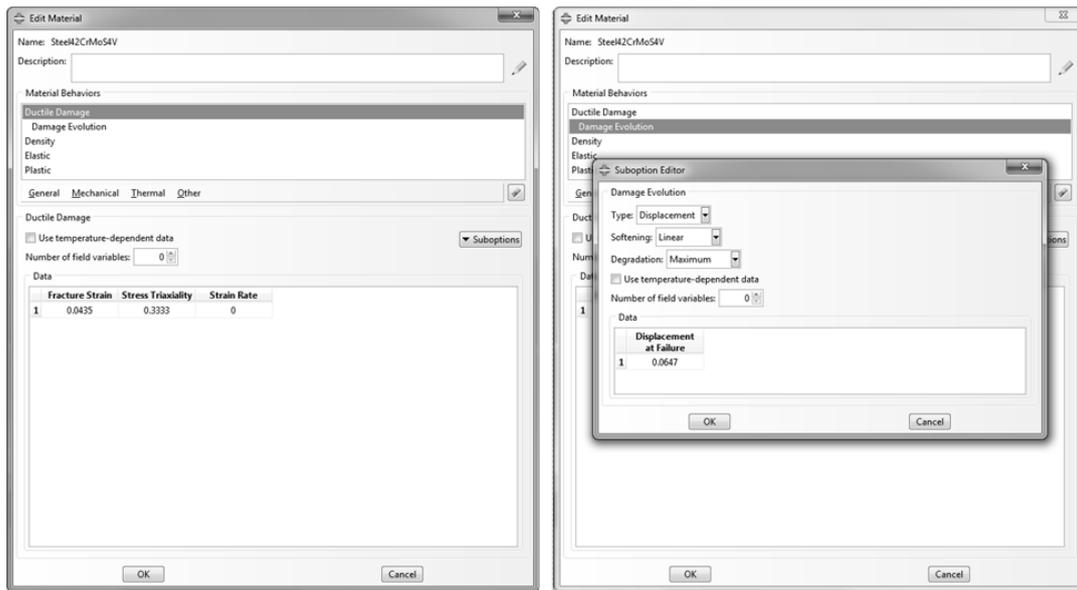


Abbildung C 11: Eingabedaten für das Schädigungsmodell „Progressive Damage and Failure“ in Abaqus/CAE

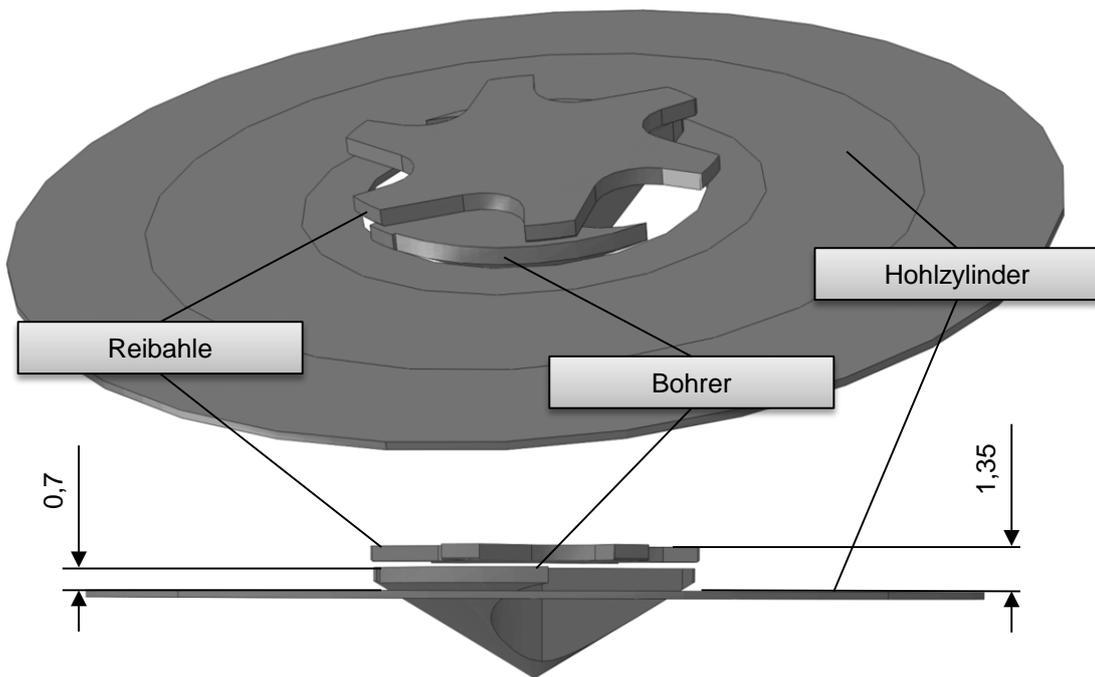


Abbildung C 12: Aufbau des Finite-Elemente-Modells in Abaqus/CAE mit Abständen der Werkzeuge vom Hohlzylinder

Tabelle C 3: Randbedingungen für die spanende Bearbeitung in Abaqus/CAE für die Schritte Einfahren, Bohren, Werkzeugwechsel und Reiben

Simulationsschritt	Parameter	Fertigungsparameter	Wert	Einheit
Einfahren	V3	Vorschubgeschwindigkeit	10.000	mm/s
Einfahren	VR3	Drehzahl	0	1/s
Einfahren	Step time	Schrittzeit	0,0001	s
Bohren	V3	Vorschubgeschwindigkeit	24	mm/s
Bohren	VR3	Drehzahl	1.583,36	1/s
Bohren	Step time	Schrittzeit	0,02084	s
Werkzeugwechsel	V3	Vorschubgeschwindigkeit	8.500	mm/s
Werkzeugwechsel	VR3	Drehzahl	0	1/s
Werkzeugwechsel	Step time	Schrittzeit	0,0001	s
Reiben	V3	Vorschubgeschwindigkeit	16	mm/s
Reiben	VR3	Drehzahl	502,65	1/s
Reiben	Step time	Schrittzeit	0,04	s

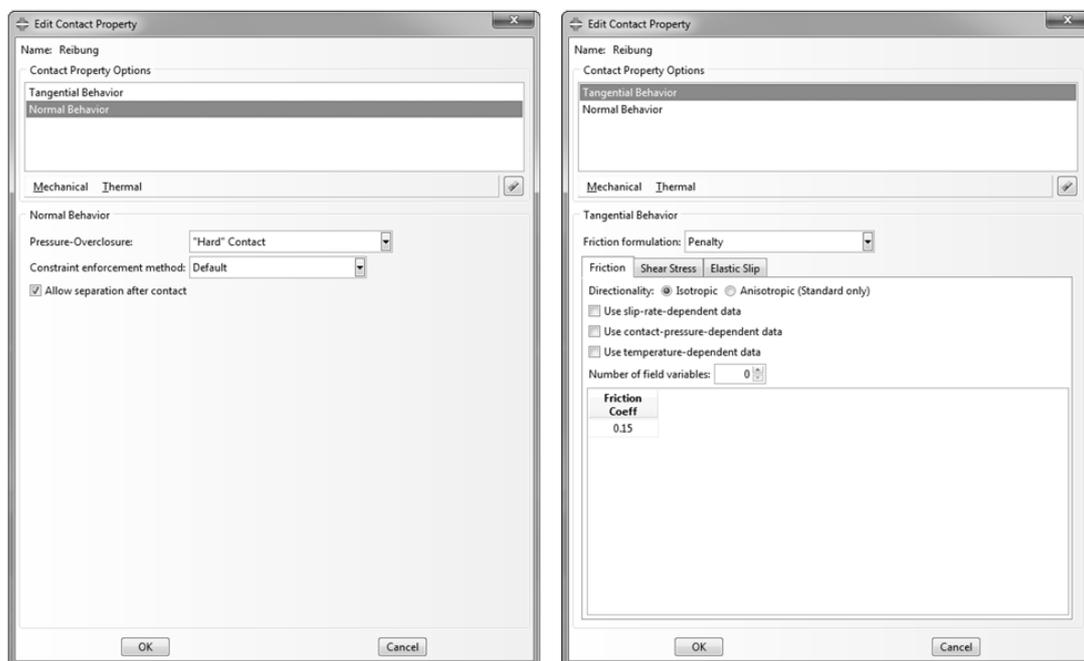


Abbildung C 13: Eingabedaten für das Kontaktverhalten in „General Contact“ in Abaqus/CAE

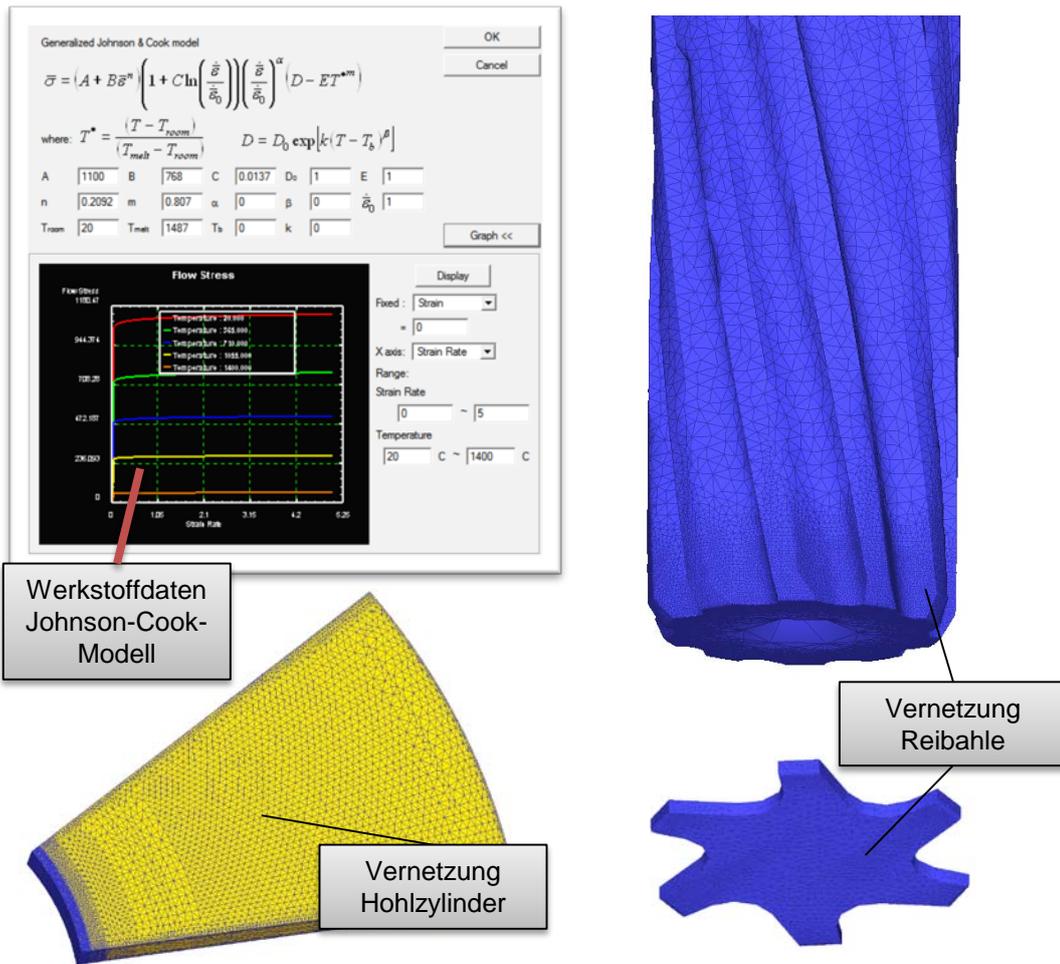


Abbildung C 14: Werkstoffdaten für das Johnson-Cook-Modell und Vernetzung für das DEFORM Finite-Elemente-Modell zur Ermittlung der Temperaturerhebung beim Fertigungsprozess Reiben [202]

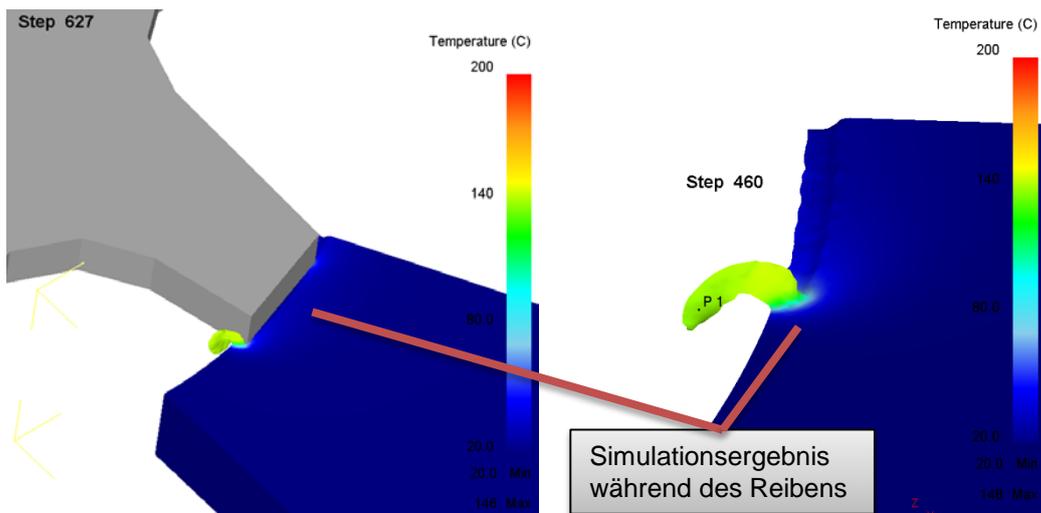


Abbildung C 15: Screenshot der DEFORM 3D Simulation des Fertigungsverfahrens Reiben

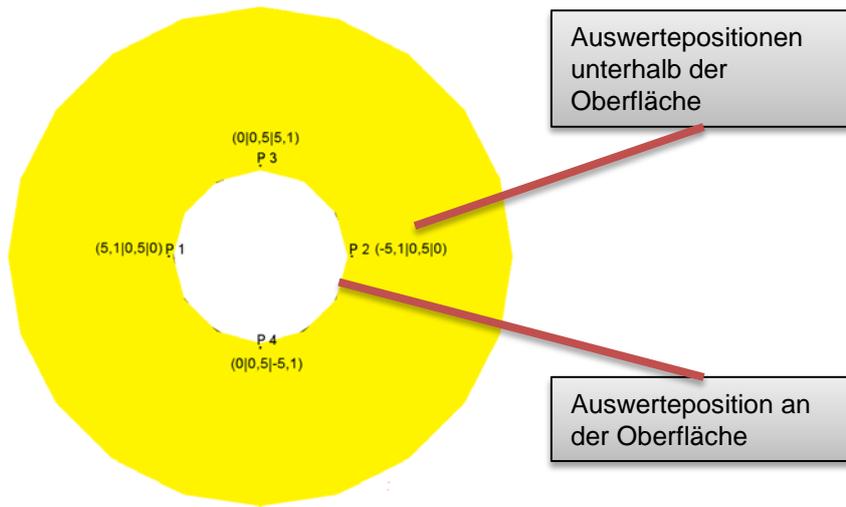


Abbildung C 16: Auswertepositionen des DEFORM-Finite-Elemente-Modells

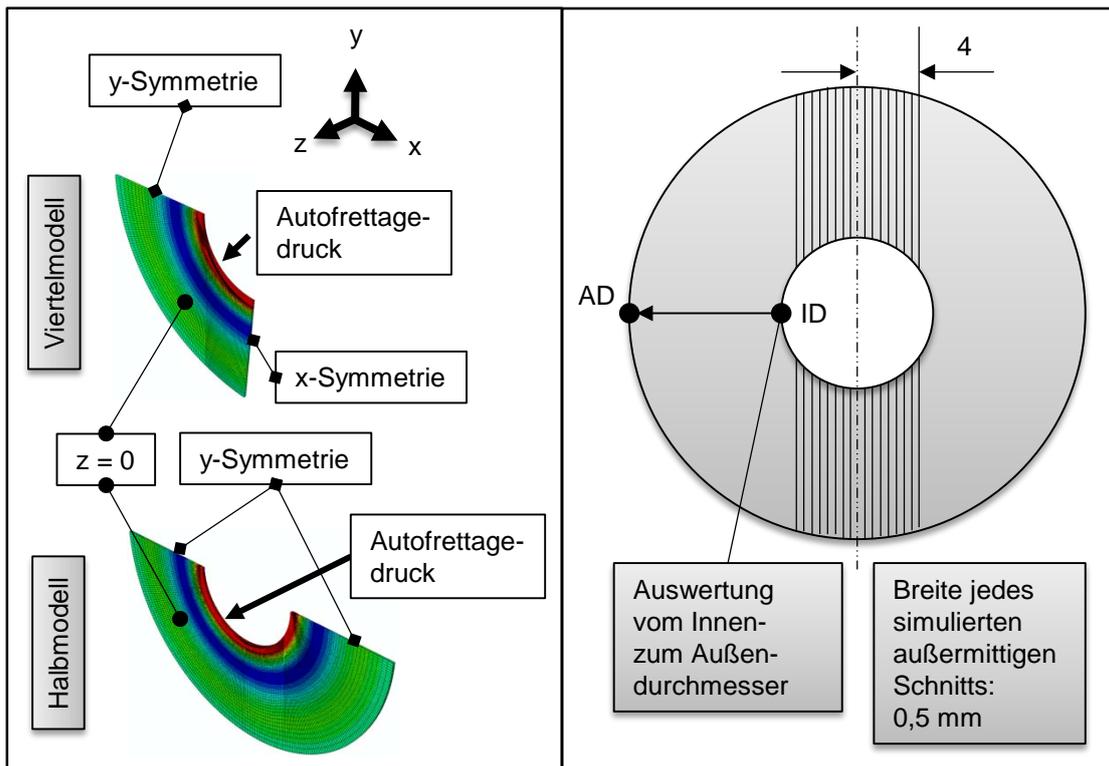


Abbildung C 17: Finite-Elemente-Modelle und außermittige Trennpositionen für die Simulation der zerstörenden Präparation zur Eigenspannungsmessung

Tabelle C 4: Definition des Autofrettage-Grads C und zugehörige Autofrettage-Drücke für die beiden K-Verhältnisse K = 2 und K = 4

P_{IVPL} [bar], K = 2	P_{IVPL} [bar], K = 3	P_{IVPL} [bar], K = 4	p_{AF} [bar], K = 2	p_{AF} [bar], K = 3	p_{AF} [bar], K = 4	C [%] = p_{AF}/p_{IVPL}
7.800	12.370	15.600	5.050	8.000	10.100	65
7.800	12.370	15.600	5.690	9.000	11.390	73
7.800	12.370	15.600	6.320	10.000	12.630	81
7.800	12.370	15.600	6.940	11.000	13.880	89
7.800	12.370	15.600	7.570	12.000	15.130	97

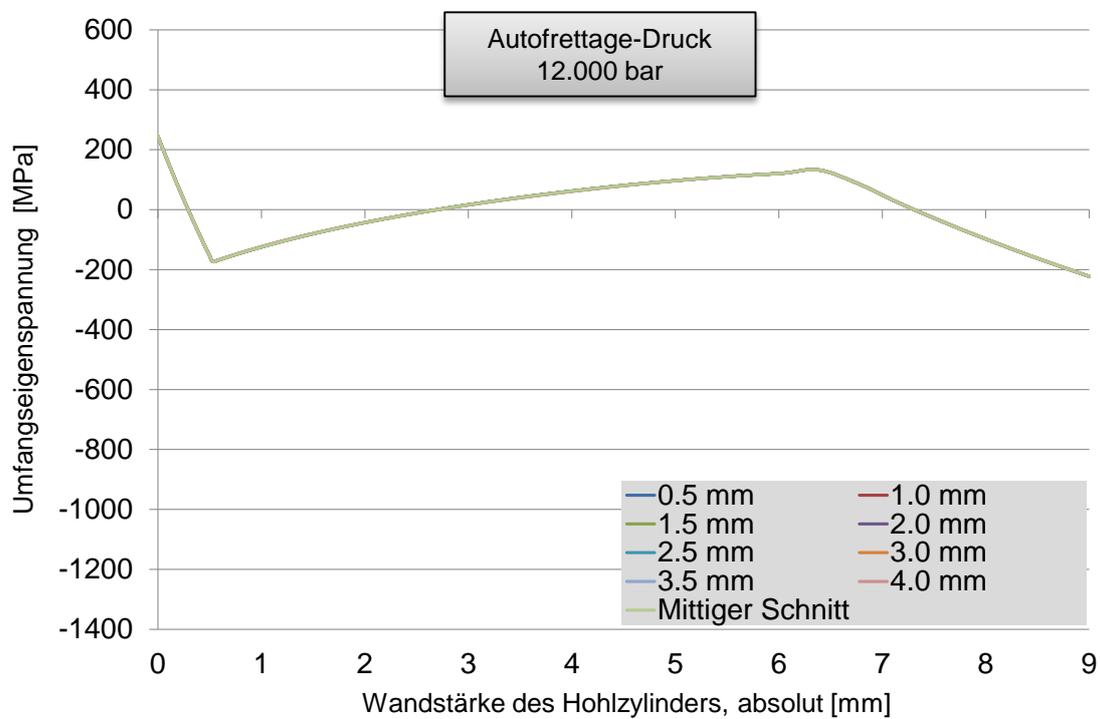


Abbildung C 18: Mit der Finite-Elemente-Methode berechneter Tiefenverlauf der Umfangseigenspannungen nach einer Autofrettage mit 12.000 bar und anschließendem Auftrennen an verschiedenen Schnittpositionen

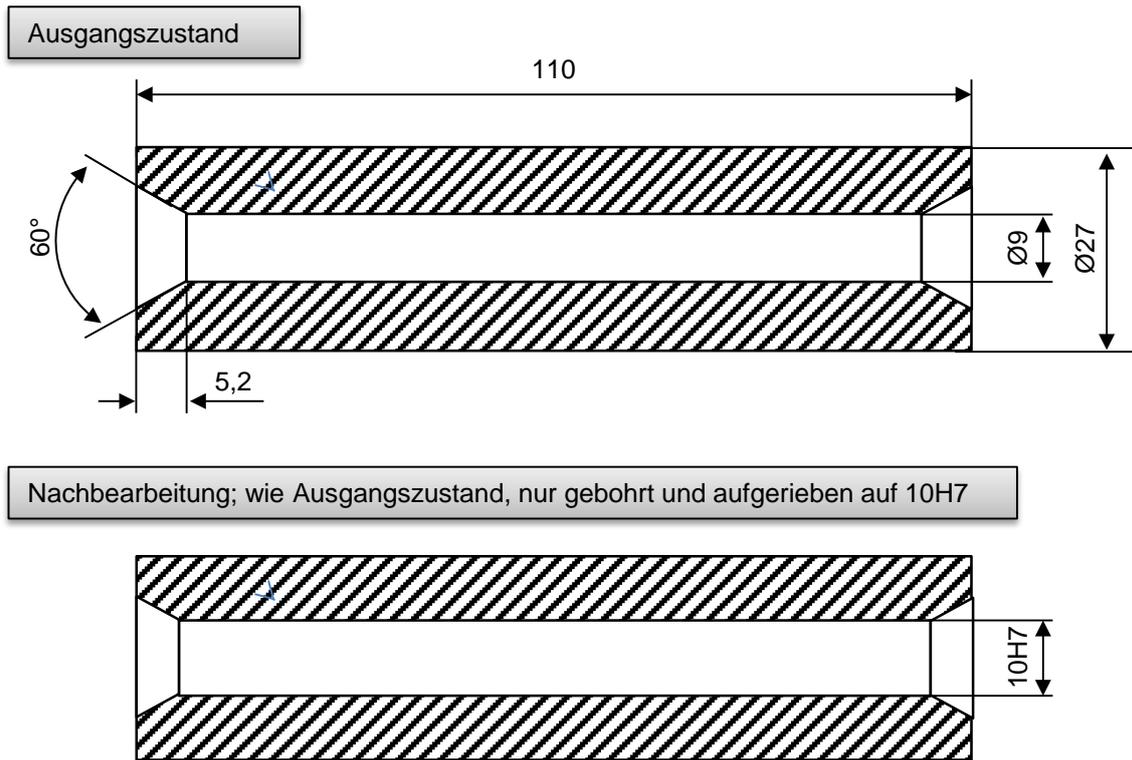


Abbildung C 19: Skizze der Versuchsteile N1-N5 für die Neutronenbeugungsexperimente

Tabelle C 5: Fertigungsparameter für den Fertigungsschritt Bohren zur Herstellung des Ausgangszustandes der Versuchsteile N1 – N5 mit einem Innendurchmesser von 9 mm

Versuchsteil	Prozessschritt	n [1/min.]	v _f [mm/s]	Länge [mm]	Durchmesser [mm]	Geometrie	Material
N1-N5	Bohren	220	1	115	9	Spiralbohrer	HSS

Tabelle C 6: Fertigungsparameter für den Fertigungsschritt Autofrettage für die Versuchsteile N2 – N5

Versuchsteil	Autofrettage-Druck [bar]	Druckanstiegszeit [s]	Druckhaltezeit [s]	Druckabfallzeit [s]	Axiale Abdichtkraft [kN]	Axialer Spanndruck
N2, N3	8.000	8	5	8	72,885	145
N4, N5	9.000	15	5	8	77,911	155

Tabelle C 7: Fertigungsparameter für den Fertigungsschritt Nachbearbeitung mit Reiben auf 10H7

Versuchsteil	Prozessschritt	n [1/min.]	v _f [mm/s]	Länge [mm]	Durchmesser [mm]	Geometrie	Material
N1, N3, N5	Aufbohren	220	1	115	9,6	Spiralbohrer	HSS
N1, N3, N5	Reiben	200	0,6	115	10H7	6-Schneiden	HSS-E

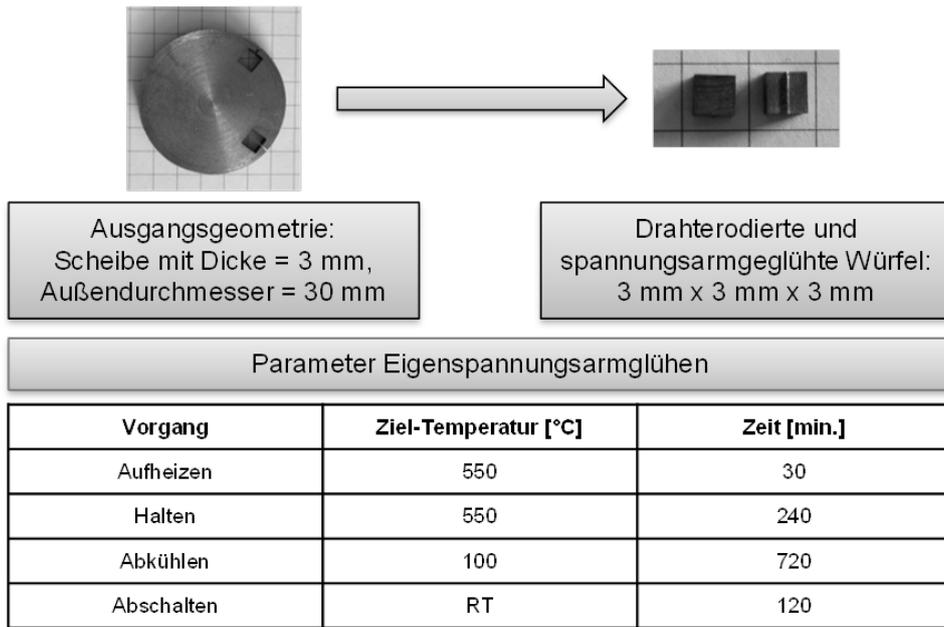


Abbildung C 20: Bild des verwendeten Referenzteils und Parameter der Wärmebehandlung zum Eigenspannungsarmglühen

Tabelle C 8: Messbedingungen und Kennwerte zur Messung am Stress-Spec Instrument

Verwendete monochromatische Strahlung	Si(400)
Wellenlänge λ	0,168 nm
Gitternetzebene	{211}
2θ -Winkel	92,4°
Primärblende Radial, Umfang	0,5 mm x 10 mm
Primärblende Axial	1,0 mm x 1,0 mm
Sekundärblende Radial, Umfang	0,5 mm
Sekundärblende Axial	1,0 mm
Messvolumen Radial Umfang	2,5 mm ³
Messvolumen Axial	1,0 mm ³

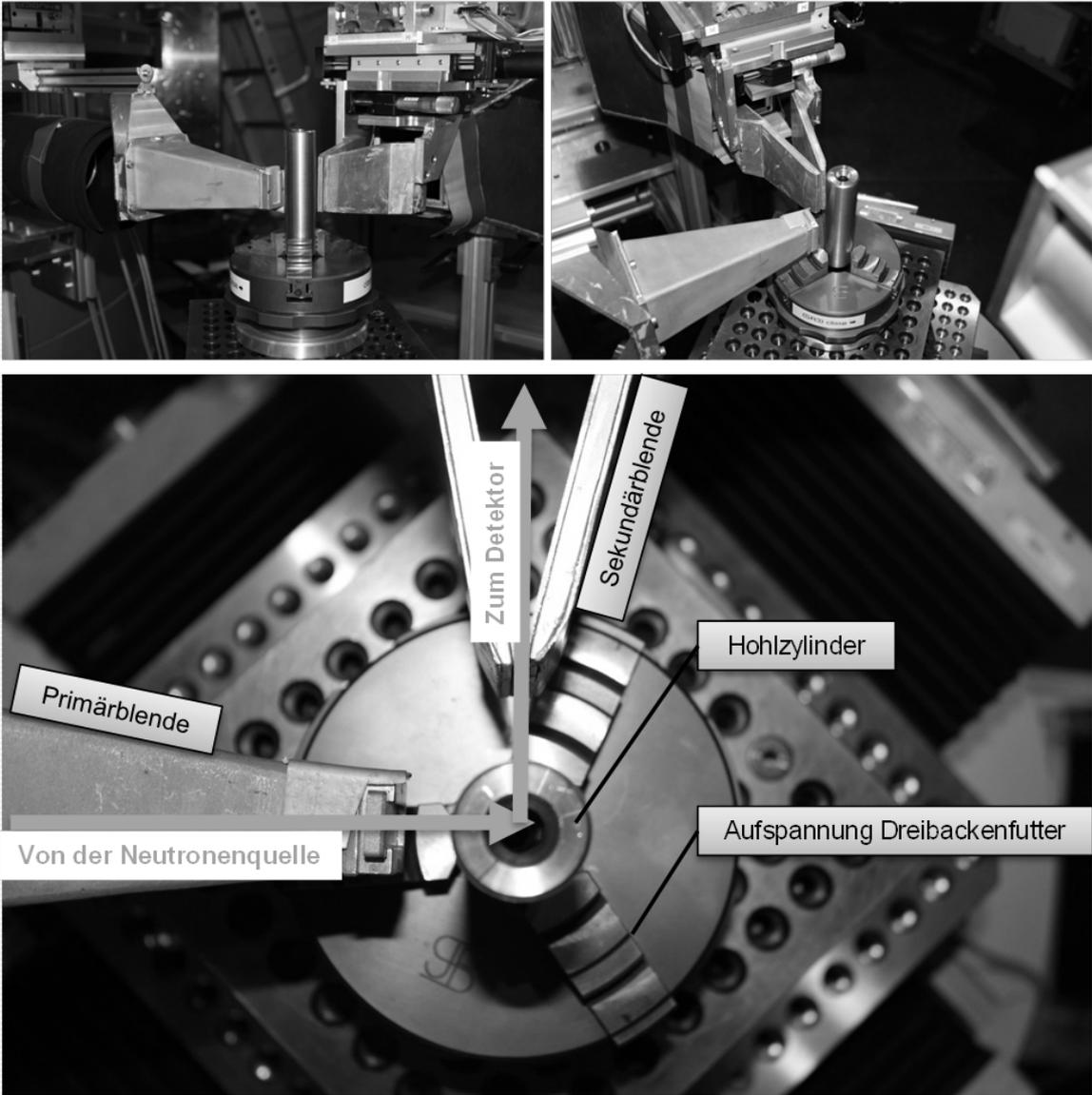


Abbildung C 21: Messaufbau am Stress-Spec Instrument für die Gitterdehnungsmessung in radialer und tangentialer (Umfangs-) Richtung

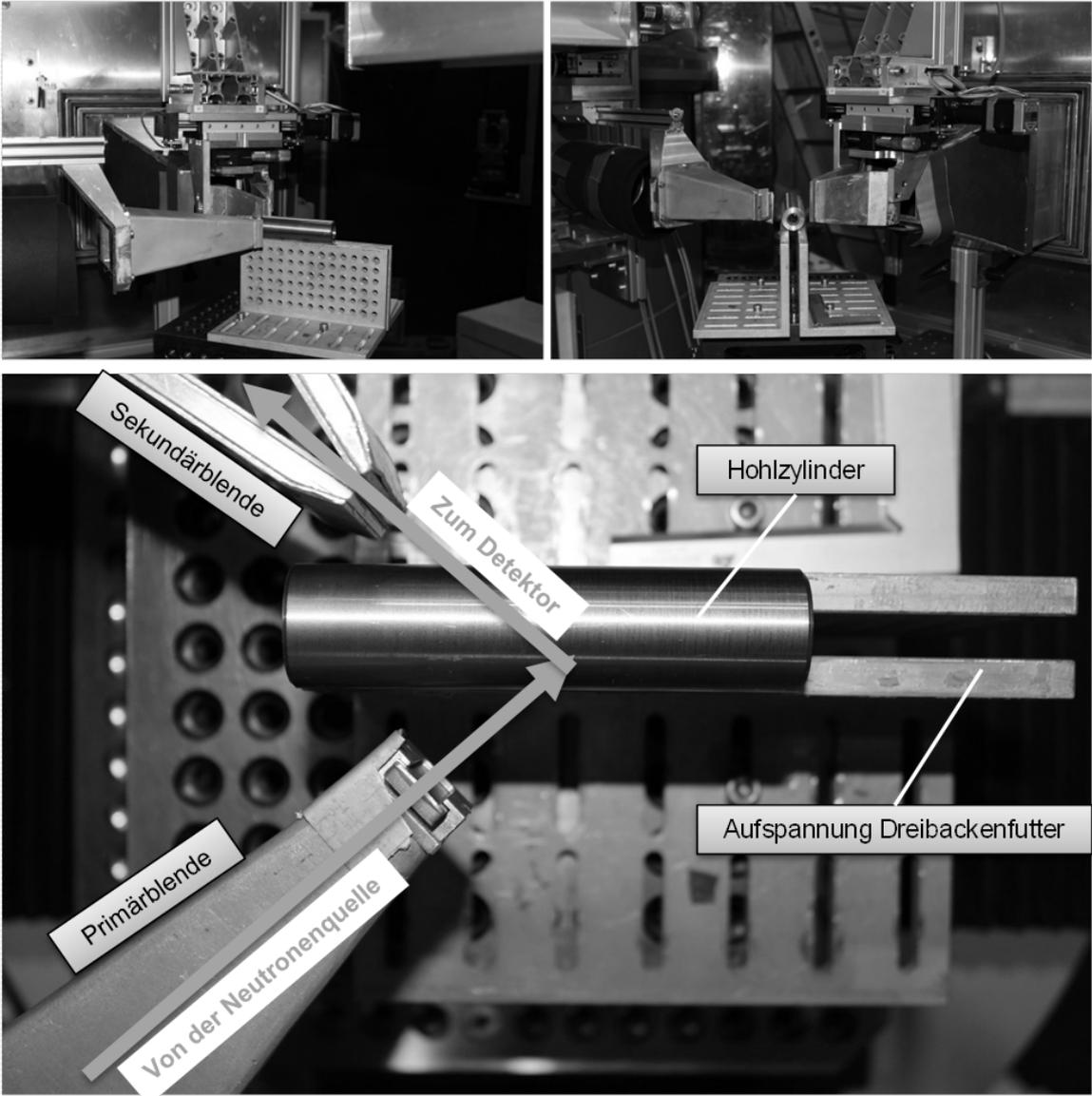


Abbildung C 22: Messaufbau am Stress-Spec Instrument für die Gitterdehnungsmessung in axialer Richtung

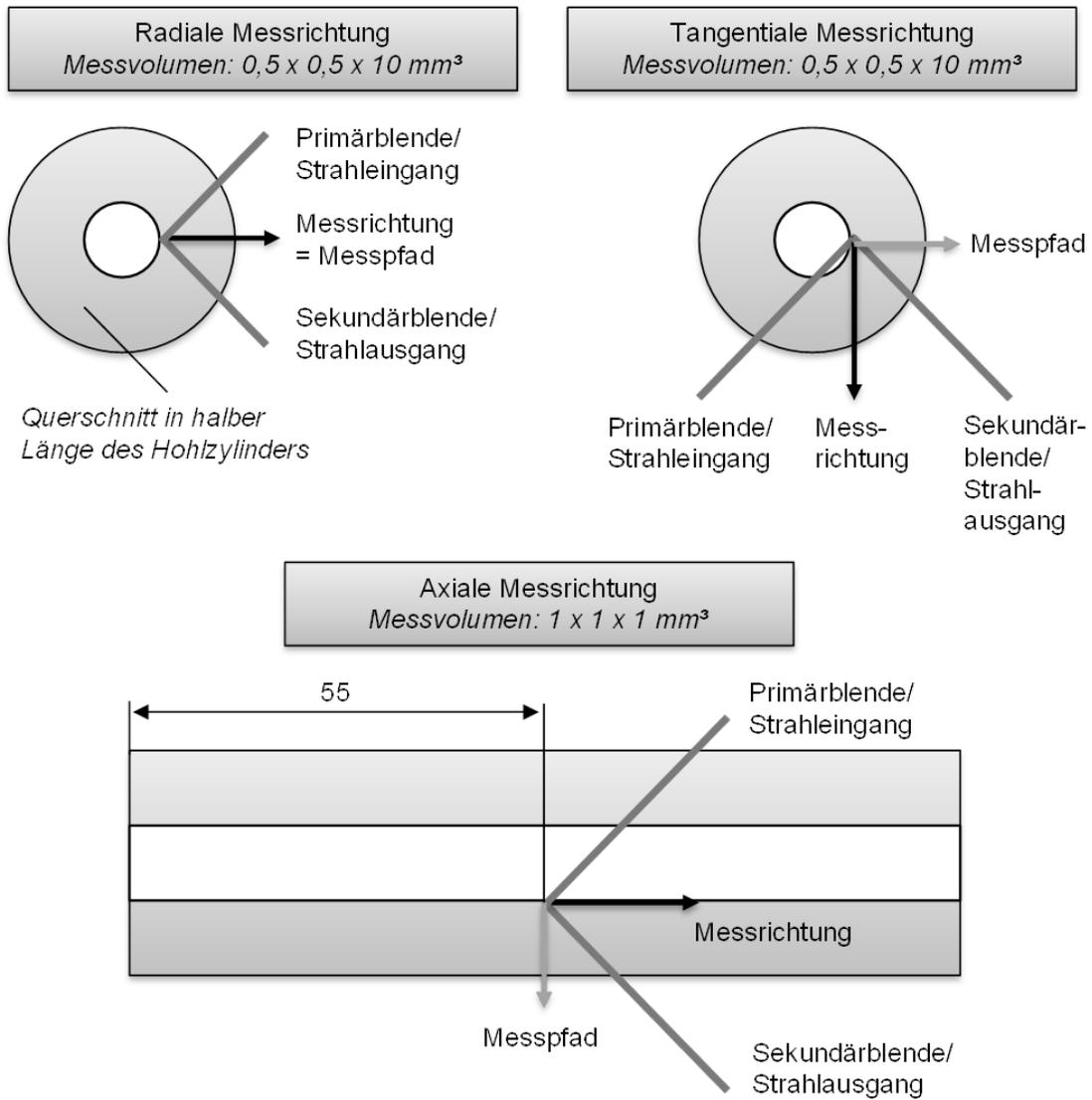
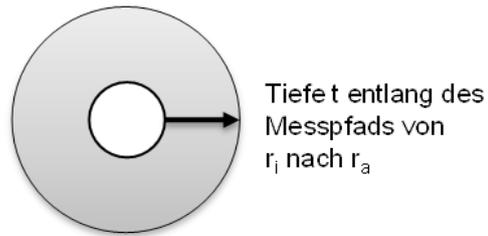


Abbildung C 23: Messrichtung und Messpfad für die drei Messrichtungen



Messpunkte radial und tangential (Umfang)					
Hohlzylinder N1 und N4		Hohlzylinder N2 und N5		Hohlzylinder N9	
Messpunkt	t [mm]	Messpunkt	t [mm]	Messpunkt	t [mm]
1	0,25	1	0	1	0,25
2	0,50	2	0,25	2	0,50
3	0,75	3	0,50	3	0,75
4	1,00	4	0,75	4	1,00
5	1,25	5	1,00	5	1,25
6	1,50	6	1,25	6	1,50
7	1,75	7	1,50	7	2,00
8	2,00	8	1,75	8	3,00
9	2,25	9	2,00	9	4,00
10	2,50	10	2,25	10	5,00
11	2,75	11	2,50	11	6,00
12	3,00	12	2,75	12	7,00
13	3,50	13	3,00	13	8,00
14	4,50	14	3,25		
15	5,50	15	3,50		
16	6,50	16	4,50		
17	7,50	17	5,50		
18	8,50	18	6,50		
		19	7,50		
		20	8,00		

Abbildung C 24: Messpunkte für die radiale und tangentiale (Umfangs-) Richtung für jeden untersuchten Hohlzylinder

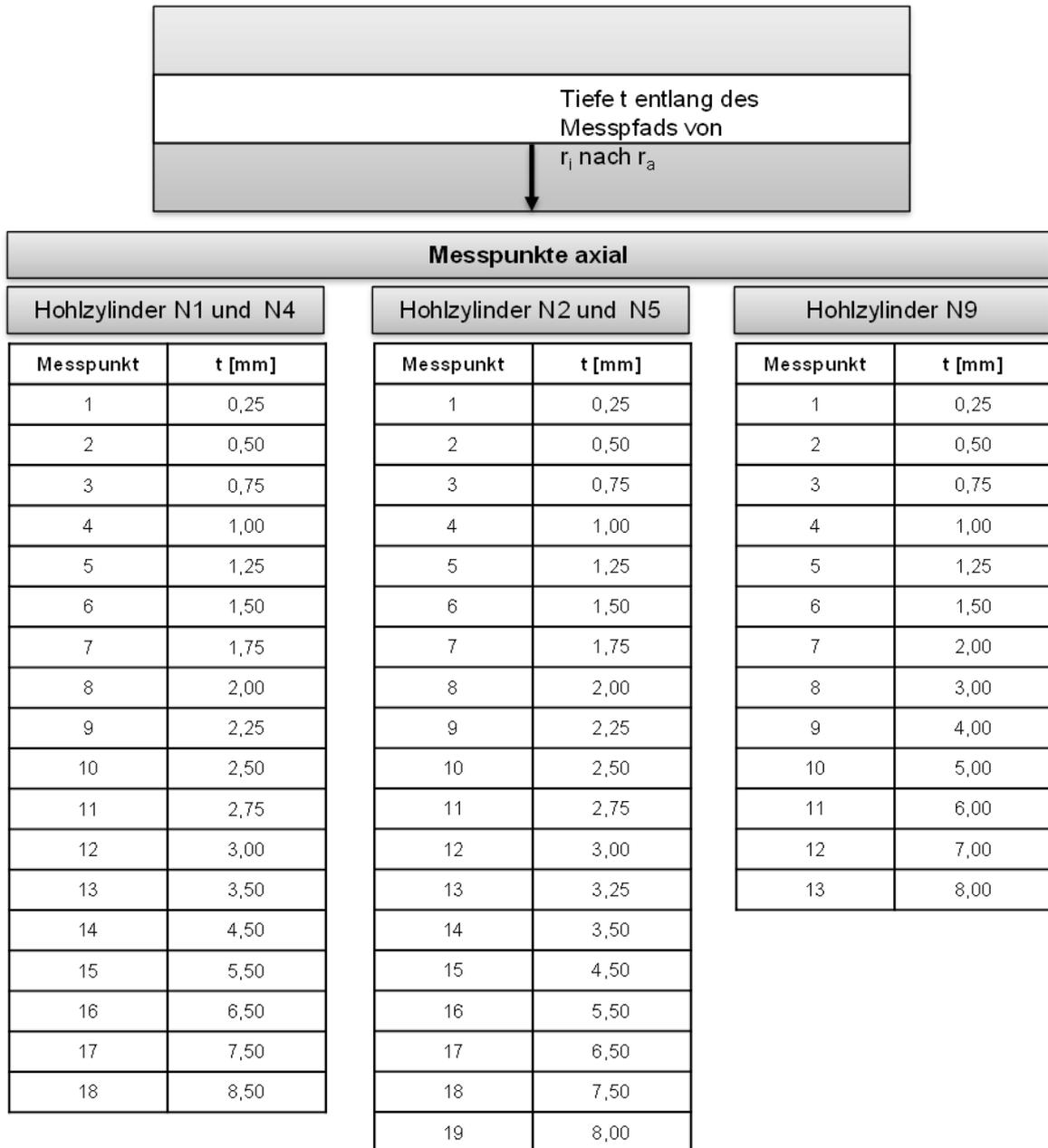


Abbildung C 25: Messpunkte für die axiale Richtung für jeden untersuchten Hohlzylinder

ANHANG D Prozesskettenanalyse Verteilerblock

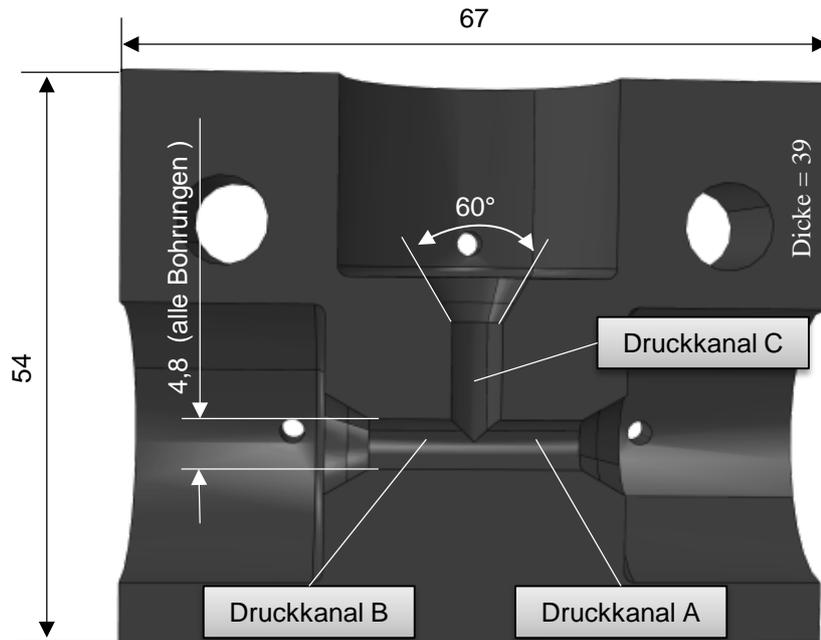


Abbildung D 1: Schematische Zeichnung des Verteilerblocks mit den Grundgeometrien der Analyse

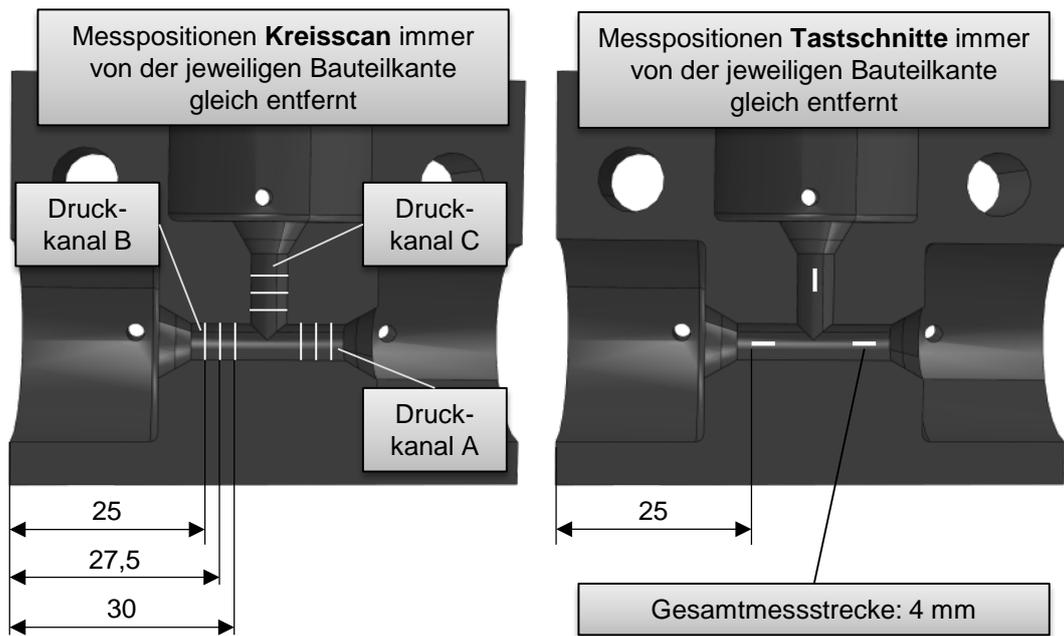


Abbildung D 2: Messpositionen zur Erfassung der Geometrie- und Oberflächenmerkmale und Nomenklatur der Druckkanäle

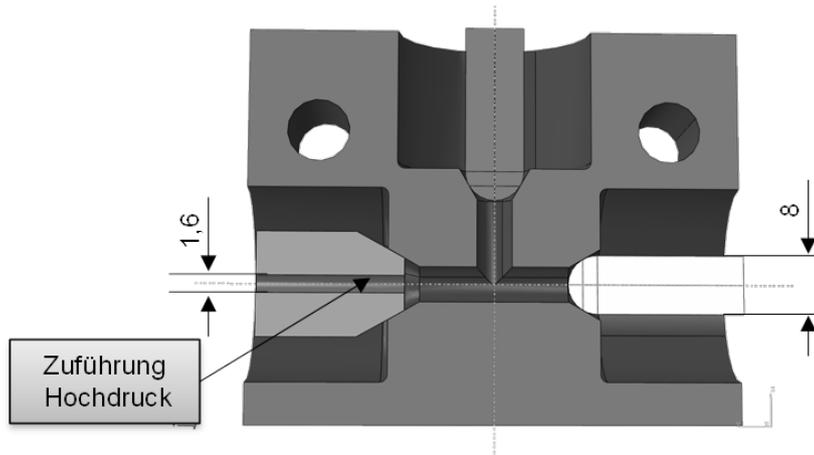


Abbildung D 3: Schematische Darstellung der Dichtstrategie

Tabelle D 1: Versuchsparameter für die Durchführung der Autofrettage

Bauteilnummer	Autofrettage-Druck [bar]	Abdichtkraft Konus [kN]	Abdichtkraft Kugel [kN]
V1	10.000	0	0
V2	10.000	44,0	41,5
V3	10.000	44,0	41,5
V4	10.000	44,0	41,5
V5	10.000	44,0	41,5
V6	10.000	44,0	41,5
V7	11.300	48,8	45,6
V8	12.000	52,9	49,8
V9	13.500	59,5	56
V10	0	0	0

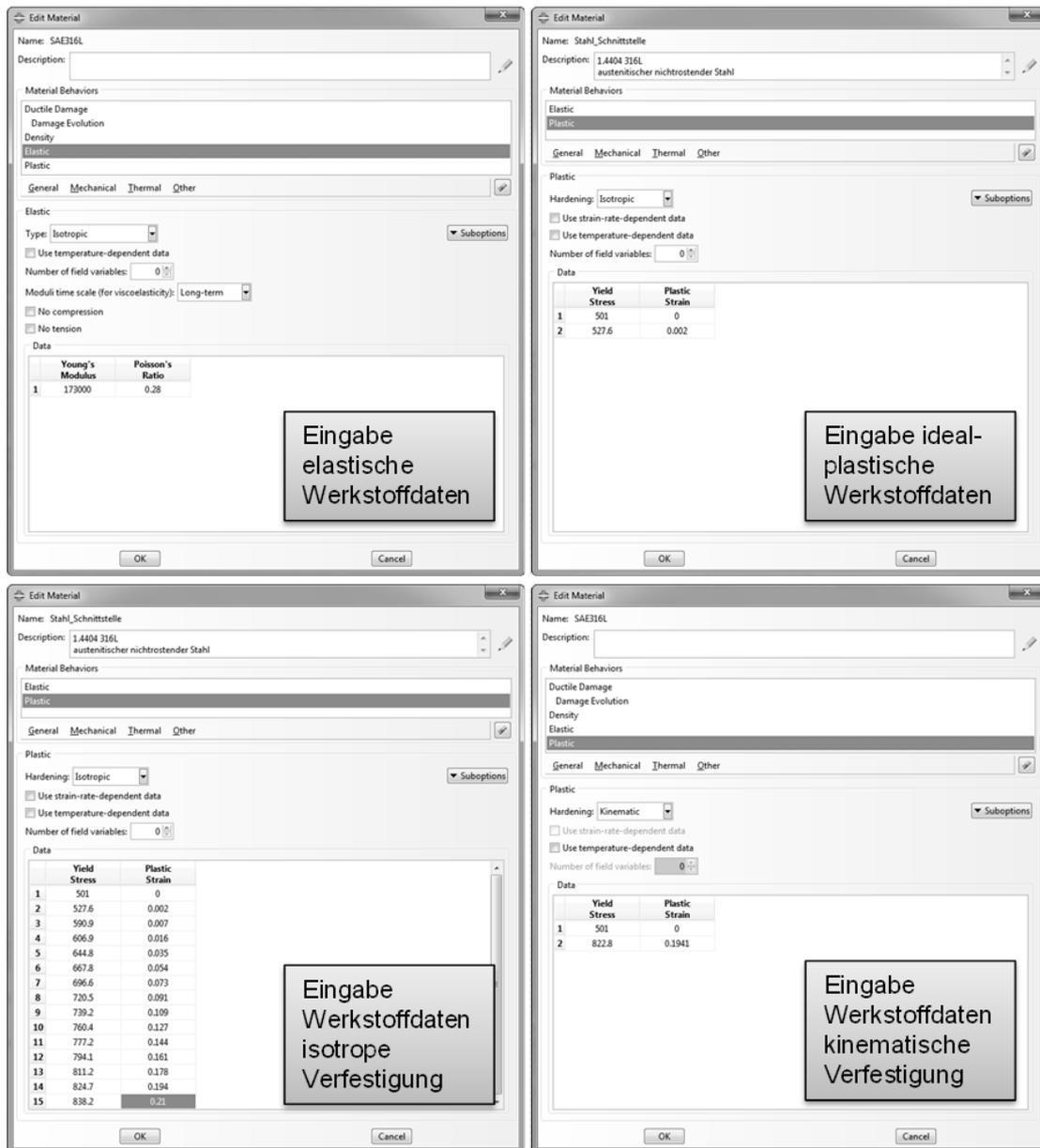


Abbildung D 4: Werkstoff-Eingabedaten in Abaqus/CAE für die elastisch, plastischen Werkstoffmodelle

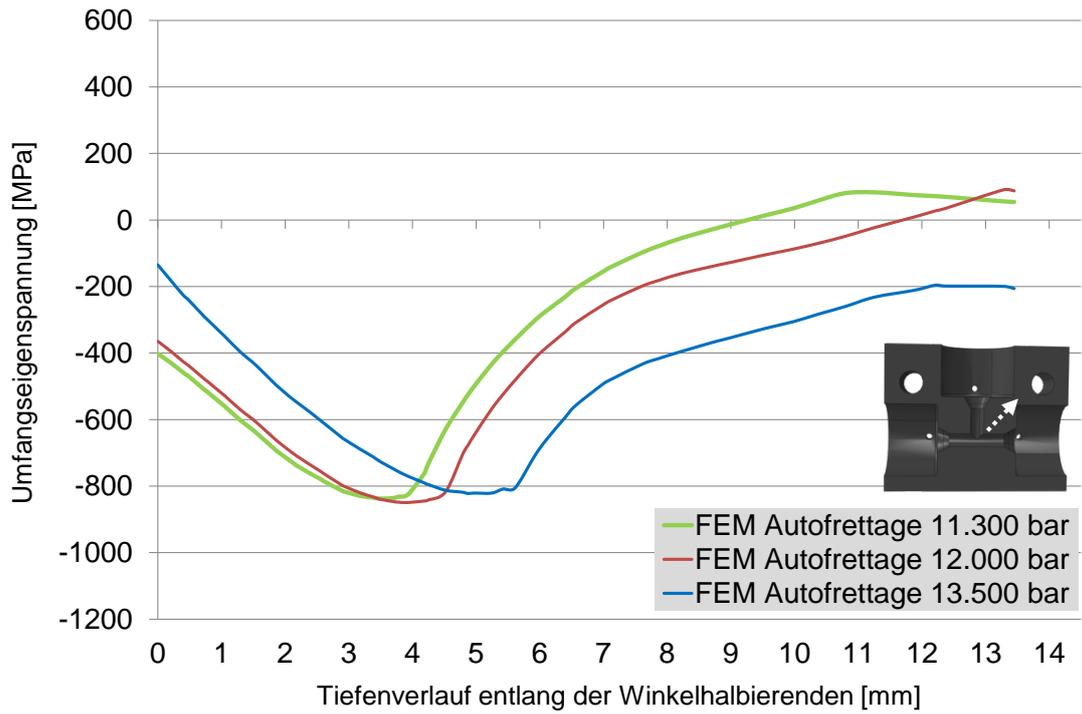


Abbildung D 5: Tiefenverlauf der Umfangseigenspannung aus der Finite-Elemente-Berechnung für die Autofrettage-Druckstufen 11.300 bar, 12.000 bar und 13.500 bar

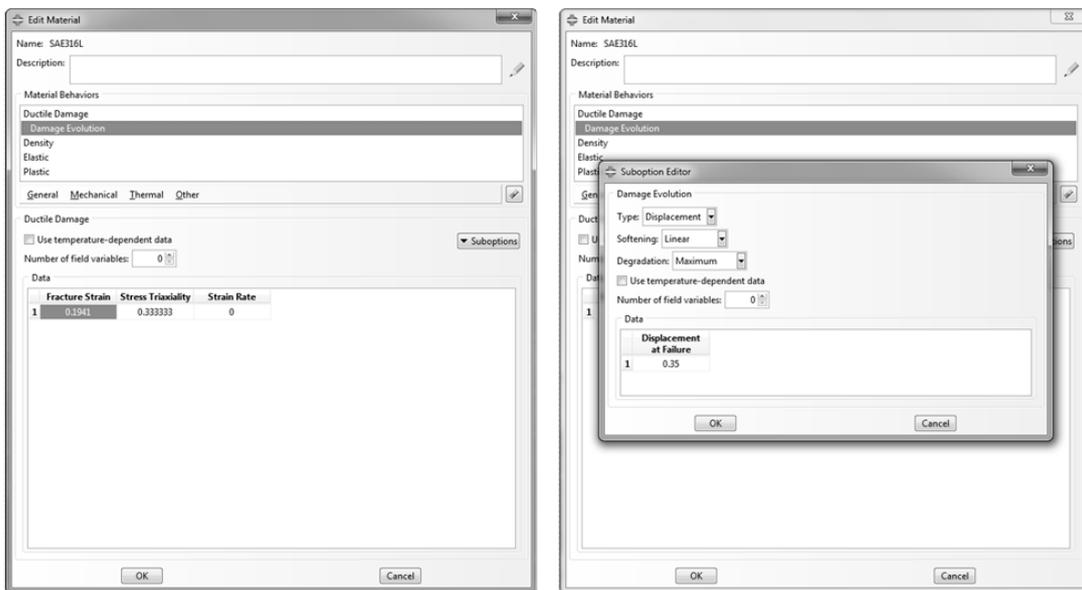


Abbildung D 6: Eingabedaten für das Schädigungsmodell „Progressive Damage and Failure“ in Abaqus/CAE

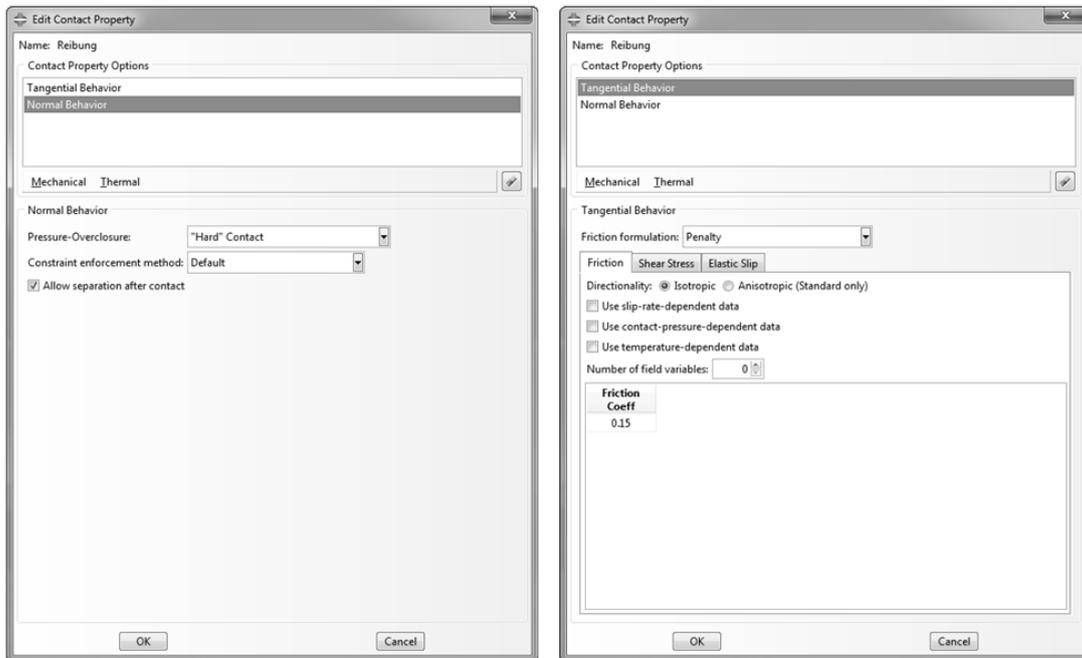


Abbildung D 7: Eingabedaten für das Kontaktverhalten in „General Contact“ in Abaqus/CAE

Tabelle D 2: Randbedingungen für die spanende Bearbeitung in Abaqus/CAE für die Schritte Einfahren, Bohren, Werkzeugwechsel und Reiben

Simulationsschritt	Parameter	Fertigungsparameter	Wert	Einheit
Einfahren	V3	Vorschubgeschwindigkeit	10.000	mm/s
Einfahren	VR3	Drehzahl	0	1/s
Einfahren	Step time	Schrittzeit	0,0001	s
Bohren	V3	Vorschubgeschwindigkeit	19,46	mm/s
Bohren	VR3	Drehzahl	1223	1/s
Bohren	Step time	Schrittzeit	0,026	s
Werkzeugwechsel	V3	Vorschubgeschwindigkeit	8.500	mm/s
Werkzeugwechsel	VR3	Drehzahl	0	1/s
Werkzeugwechsel	Step time	Schrittzeit	0,0001	s
Reiben	V3	Vorschubgeschwindigkeit	25,44	mm/s
Reiben	VR3	Drehzahl	799,22	1/s
Reiben	Step time	Schrittzeit	0,025	s

Tabelle D 3: Berücksichtigte Schnittreihenfolgen für das Auftrennen zur XRD-Messung

Variante	Schnittreihenfolge
V1	Radial → Axial → Rechts
V2	Radial → Rechts → Axial
V3	Rechts → Axial → Radial
V4	Axial → Rechts → Radial
V5	Rechts → Radial → Axial
V6	Axial → Radial → Rechts
Axial außermittig	1 mm Versatz in y-Richtung
Radial außermittig	1 mm Versatz in z-Richtung

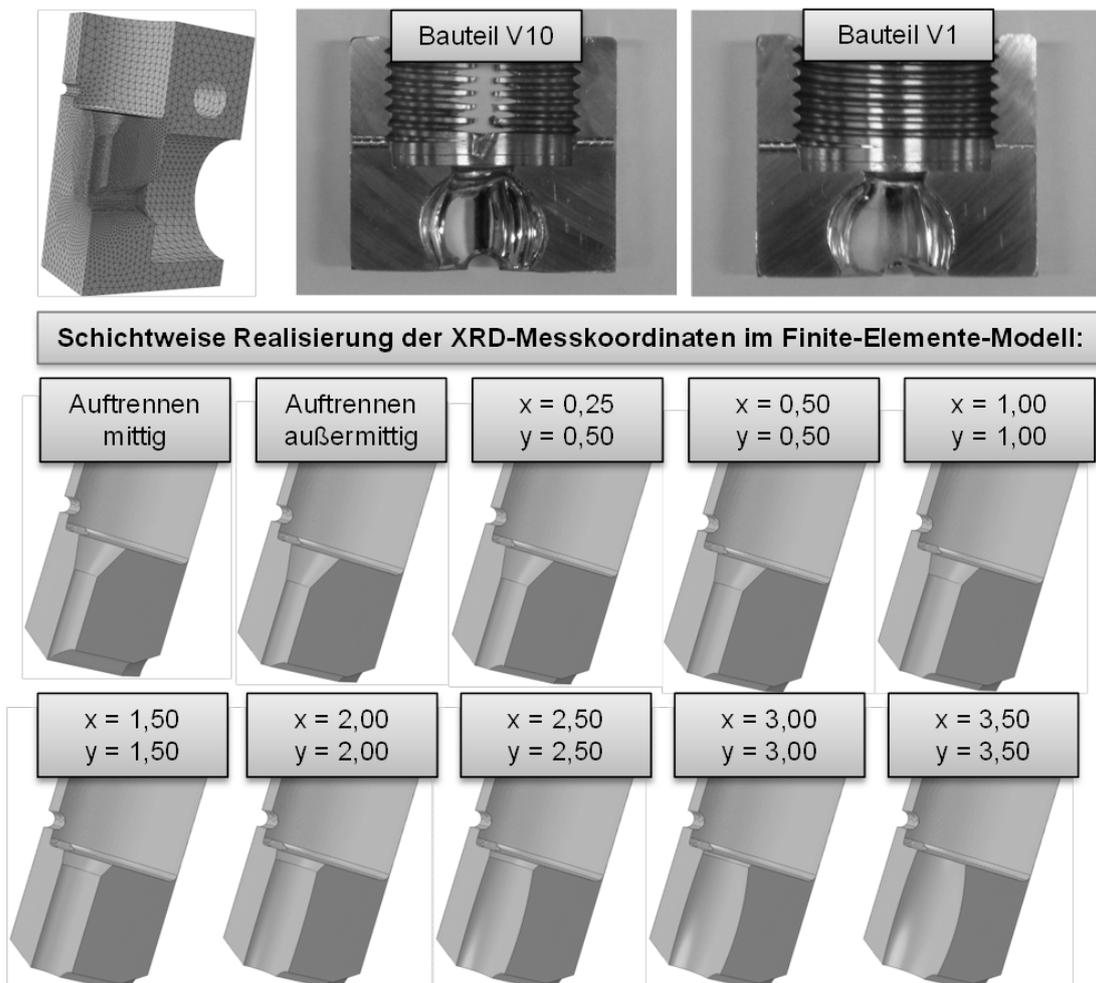


Abbildung D 8: Finite-Elemente-Modell zur schichtweisen Nachbildung des elektrochemischen Abtrags zur Ermittlung des Tiefenverlaufs entlang der Winkelhalbierenden