

**Anforderungsspezifische Einstellung
des Eigenspannungszustands in der Kaltmassivumformung**

Vom Fachbereich Maschinenbau
an der Technischen Universität Darmstadt

zur
Erlangung des Grades eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte

Dissertation

von

Alessandro Franceschi

aus Vimercate (Italien)

Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirtsch.-Ing. P. Groche

Mitberichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Matthias Oechsner

Tag der Einreichung: 07.10.2022

Tag der mündlichen Prüfung: 20.12.2022

Darmstadt 2022

D17

Alessandro, Franceschi: Anforderungsspezifische Einstellung des Eigenspannungszustands
in der Kaltmassivumformung

Darmstadt, Technische Universität Darmstadt,

Jahr der Veröffentlichung der Dissertation auf TUpriints: 2023

URN:nbn:de:tuda-tuprints-232861

Tag der mündlichen Prüfung: 20.12.2022

Veröffentlicht unter CC BY-SA 4.0 International

<https://creativecommons.org/licenses/>

Kurzzusammenfassung

In der metallverarbeitenden Industrie werden Eigenspannungen bislang aufgrund ihrer negativen und insbesondere schwerwiegenden Einflüsse auf Bauteileigenschaften als Störgröße betrachtet. Daher ist es gängige Praxis, Gegenmaßnahmen zur Eigenspannungsbegrenzung zu ergreifen. Überwiegend wird eine Nachbearbeitung durch eine Wärmebehandlung oder eine mechanische Oberflächenbearbeitung abzielen. In der vorliegenden Arbeit wird ein drastischer Paradigmenwechsel bei der Herstellung von achsensymmetrischen kaltfließgepressten Bauteilen angestrebt. Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, die Leistungsfähigkeit dieser Komponente durch eine bewusste, anforderungsspezifische und systematische Optimierung ihres Spannungszustandes zu verbessern. Dieser Prozess wird als „Maßgeschneidertes Eigenspannungsdesign“ (engl. Tailored Residual Stress Design) bezeichnet. Achsensymmetrische Kaltumformprozesse bieten aufgrund ihrer Beschaffenheit besondere Möglichkeiten zur Eigenspannungsanpassung und zur analytischen Beschreibung der zugrundeliegenden Phänomene. Für zwei Mechanismen der Spannungsüberlagerung erfolgt eine Definition sowie eine neuartige analytische Modellierung. Diese sind die Teil- und Vollumformung. Diese neuen Erkenntnisse werden auf das Voll-Vorwärts Fließpressen angewandt. Zwei Systeme zur selektiven Steuerung des Spannungszustands während des Umformprozesses werden für das Voll-Vorwärts Fließpressen entwickelt. Die Eigenspannungen können durch den Einsatz eines Gegenstempels während der Hauptumformung oder durch die Steuerung der Matrizenvorspannung während der Ausstoßphase kontrolliert werden. Beide Strategien werden durch FE-Simulationen untersucht und experimentell durch Röntgenbeugung und qualitative zerstörende Messmethoden validiert. Experimentell lässt sich zeigen, dass die hergestellten Teile deutlich bessere Eigenschaften hinsichtlich ihrer Dauerfestigkeit sowie ihrer Korrosionsbeständigkeit aufweisen. Zusätzlich wird auch eine Vermeidung von Verzug festgestellt. Schließlich wird die Kombination der beiden Strategien numerisch untersucht. Es zeigt sich, dass das Spektrum des erreichbaren Eigenspannungsprofils durch eine gezielte Steuerung der Teil- und Vollumformung erweitert werden kann. Auf der Grundlage der Simulationen wird ein analytisches Tool für die direkte

Korrelation von steuerbaren Eingangsparametern und Endspannungszuständen erstellt. Dies bietet die Grundlage für die Realisierung einer systematischen anforderungsspezifischen Anpassung des Eigenspannungszustands während der Produktion.

Abstract

In the metalworking industry, residual stresses are typically regarded as a disturbance variable due to the negative, serious influences that they may have on component properties. Therefore, it is common practice to implement countermeasures aimed at their limitation through post-processing operations such as heat treatments or mechanical surface processes. In the present work, a drastic paradigm shift in the manufacturing of axisymmetric cold extruded components is aimed. The objective of this strategy is to improve the performance of these parts through a controlled, requirement-specific and systematic optimization of its stress state. This process is referred to as "Tailored Residual Stress Design". Due to their nature, axisymmetric cold forming processes offer special opportunities for residual stress tailoring and analytical description of the underlying phenomena. Two mechanisms of stress superposition are defined and described through a novel analytical model: partial and full forming. These new findings are applied to full forward extrusion, for which two systems for selective control of the stress state during the forming process are developed. The residual stresses can be controlled through the use of a counter punch during the main forming, or through the control of the die preload during ejection. Both strategies are investigated by FE simulations and experimentally validated by X-ray diffraction and qualitative destructive measurement methods. Experimentally, it can be shown that the produced parts have significantly better properties in terms of fatigue strength, corrosion resistance and avoidance of distortion. Finally, the combination of the two strategies is investigated numerically. It is shown that the range of achievable residual stress profile can be extended by selective control of partial and full forming. Based on the simulations, an analytical tool for direct correlation of controllable input parameters and final stress states is created. This provides the basis for the realization of a systematic requirement-specific adaptation of the residual stress state during manufacturing.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis.....	I
Formelzeichen und Abkürzungen.....	V
1 Einleitung	1
2 Stand der Technik	1
2.1 Eigenspannungen in mechanischen Bauteilen	1
2.1.1 Definition und Klassifizierung.....	1
2.1.2 Auftreten in umgeformten Bauteilen	4
2.1.3 Auswirkungen von Eigenspannungen.....	8
2.2 Experimentelle Messungen, analytische und numerische Modellierung	14
2.2.1 Messprinzipien	14
2.2.2 Modellierung.....	17
2.3 Eigenspannungen beim Voll-Vorwärts Fließpressen	20
2.3.1 Grundlagen der Voll-Vorwärts Fließpressen.....	20
2.3.2 Entstehung von Eigenspannungen beim Voll-Vorwärts Kaltfließpressen.....	22
2.3.3 Einflussfaktoren.....	26
2.3.4 Schädigungsmechanismen und Einfluss auf die Ermüdungsdauer	30
3 Motivation, Zielsetzung und Vorgehensweise.....	33
3.1 Eine neue Perspektive.....	33
3.2 Zielsetzung	35
3.3 Vorgehensweise	36
4 Versuchseinrichtungen, Werkzeuge und Materialien	39

4.1	Anlagen	39
4.1.1	Umformungsanlagen.....	39
4.1.2	Materialcharakterisierungsmaschinen	40
4.1.3	Bauteilanalyse.....	41
4.2	Werkzeuge, Probengeometrie und Probenvorbereitung.....	43
4.2.1	Fließpresswerkzeuge.....	43
4.2.2	Rundknetwerkzeug	45
4.2.3	Probenvorbereitung	46
4.3	Materialcharakterisierung und numerische Modelle.....	47
4.3.1	Materialmodelle.....	47
4.3.2	Numerische Abbildung der Umformprozesse	51
5	Eigenspannungsüberlagerung bei der achsensymmetrischen Umformung	55
5.1	Definition von Teil- und Vollumformung sowie deren Effekte auf die Eigenspannungsüberlagerung.....	56
5.2	Analytisches Modell für teilumgeformte Bauteile	57
5.2.1	Umgekehrtes Schrumpfbedingungsmodell.....	59
5.2.2	Modell des belasteten Zustands und der Rückfederung für einen ES-freien Ausgangszustand.....	61
5.2.3	Erweiterung des Modells in Bezug auf den ursprünglichen ES-Zustand	64
5.3	Numerische und experimentelle Validierung.....	65
5.3.1	Anpassung des analytischen Modells an die Fallstudie	66
5.3.2	Vollumformung beim Voll-Vorwärts Fließpressen.....	66
5.3.3	Entwicklung von ES während der inkrementellen Umformung..	67
5.3.4	Vergleich von numerischen und analytischen Ergebnissen	71
5.4	Zwischenfazit.....	77

6 Anforderungsspezifische Einstellung der ES während des Voll- Vorwärts Kaltfließpressens	79
6.1 Fließpressen als Kombination von Teil- und Vollumformung.....	79
6.2 Umformungsstrategie	Fehler! Textmarke nicht definiert.
7 Eigenspannungsmanipulation während des Hauptumformvorgangs	83
7.1 Prozessgestaltung und Wirkprinzipien	83
7.1.1 Prozessbeschreibung	83
7.1.2 Wirkprinzipien.....	85
7.1.3 Entwicklung der Eigenspannungen.....	89
7.2 Experimentelle Validierung.....	91
7.2.1 Zerstörende Methode zur Bewertung der Eigenspannungen	91
7.2.2 Röntgendiffraktometrie.....	94
7.2.3 Härtemessungen.....	97
7.3 Beschreibung der Prozessgrenzen durch FE.....	97
8 Kalibrierung der Eigenspannungen während des Ausstoßens.....	101
8.1 Prozessgestaltung und Wirkprinzipien	101
8.1.1 Prozessdurchführung.....	101
8.1.2 Analyse der Umformkräfte	103
8.2 Auswertung der Eigenspannungsprofile.....	106
8.2.1 Numerische Analyse	106
8.2.2 Experimentelle Validierung	107
8.3 Analyse der Prozessgrenzen	112
8.4 Analytische Modellierung	114
8.4.1 Anpassung des Modells und Axiale Eigenspannungen	114
8.4.2 Vergleich von numerischen und analytischen Ergebnissen	115
9 Nachweis der Eigenschaftsverbesserung und Anwendungsbeispiele	121

9.1	Ermüdungslebensdauer	121
9.1.1	Umlaufbiegeversuche	121
9.1.2	Einfluss der Schädigungsmechanismen	128
9.2	Korrosionsbeständigkeit	129
9.3	Verzugsvermeidung	132
10	Kombination der Verfahren und maßgeschneidertes ES-Design ...	135
10.1	Gedankenexperiment	135
10.2	Numerische Analyse	137
10.3	Methode zur analytischen Prognose	144
11	Zusammenfassung und Ausblick	147
11.1	Zusammenfassung	147
11.2	Ausblick	149
12	Literaturverzeichnis	151
Anhang	165

Formelzeichen und Abkürzungen

Formelzeichen, lateinische Buchstaben

Zeichen	Einheit	Bedeutung
a	mm	Risslänge
A	-	Konstante der Paris-Gleichung
A_0	mm ²	Ausgangsquerschnitt
A_1	mm ²	Endquerschnitt
b_0	-	Konstante der isotropen Verfestigung
b	MPa	Anteil der Radialspannung im belasteten Zustand
C	-	Konstante der Vergleichsdehnung
C_i	-	i -te Konstante der kinematischen Verfestigung
d	nm	Gitterebenenabstände
d_0	mm	Ausgangsdurchmesser
d_1	mm	Enddurchmesser
D_{Aus}	mm	Probendurchmesser vom Ausstoßen
D_{Mat}	mm	Durchmesser der Umformmatrize beim Ausstoßen
D_{em}	mm	Außendurchmesser
E	GPa	Elastizitätsmodul
f	mm	Freischleiflänge
F_{Aus}	kN	Ausstoßkraft
$F_{\text{K,max}}$	kN	Kritischer Gegenkraftswert

F_K	kN	Gegenkraft
g	kN	Spannungsprofil
i	mm	Durchmesserunterschied zwischen Innen- und Außenzylinder im spannungsfreien Zustand
j	mm	Radialer Gesamtvorschub
k	-	Koeffizient der Kaltverfestigung
k_{f0}	MPa	Anfangsfließspannung
K	N·mm ^{3/2}	Spannungsintensitätsfaktor
K_{eig}	N·mm ^{3/2}	Spannungsintensitätsbeitrag aus der Eigenspannung
K_{ext}	N·mm ^{3/2}	Spannungsintensitätsbeitrag aus der äußeren Belastung
K_{IC}	N·mm ^{3/2}	Kritischer Spannungsintensitätsfaktor
m	-	Koeffizient der Kaltverfestigung
m_f	-	Reibungsfaktor
m_0	-	Konstante der Paris Gleichung
M	-	Anzahl der Rückspannungen
n	-	Beugungsordnung
N	-	Anzahl Belastungszyklen
p	MPa	Radialer Druck im gekoppelten Modell
p_G	MPa	Gegendruck
p_i	MPa	Radialer Druck auf dem Innenzylinder
p_o	MPa	Radialer Druck auf dem Außenzylinder
P	-	Konstante der isotropen Verfestigung
Q	-	Konstante der isotropen Verfestigung
r	mm	Radius

r_u	°	Übergangsradius
R	mm	Werkzeugradius
R_a	mm	Außenradius im gekoppelten Modell
$R_{i,I}$	mm	Plastifizierungsradius nach dem ersten Zyklus
$R_{i,II}$	mm	Plastifizierungsradius nach dem zweiten Zyklus
R_i	mm	Innenradius im belasteten Zustand
R_o	mm	Außenradius im belasteten Zustand
R_w	mm	Werkstückradius
t	s	Zeit
V_n	mm ³	Erhöhung des Volumens der Rille
\ddot{x}	mm/s ²	Beschleunigung
x	mm	Positionsvektor
x_{sh}	mm	Radiale Bewegung der segmentierten Hülse
y	-	Konstante der Vergleichsdehnung
z_{zk}	mm	Bewegung des Ziehkissens

Formelzeichen, griechische Buchstaben

Zeichen	Einheit	Bedeutung
α	°	Halbwinkel der Rille beim Einstechrundkneten
β	°	Schulterwinkel der Umformmatrize
γ_i	MPa	i -te Konstante der kinematischen Verfestigung
δ	-	Verhältnis von Außen- und Innenradius

Δj	mm	Radialer Vorschub
ΔK	N·mm ^{3/2}	Spannungsintensitätsbereich
ΔK_{eff}	N·mm ^{3/2}	Effektiver Spannungsintensitätsbereich
ΔL	mm	Axiale Längung
Δx_{sh}	mm	Differenz zwischen x_{sh} beim Auswerfen und bei der ersten Umformung
$\Delta \varepsilon_{\theta, \text{Ungekoppelt}}$	-	Dehnungsdifferenz zwischen Kern und Innenwand der Hohlzscheibe im entkoppelten Modell
$\Delta \sigma$	MPa	Unterschied zwischen analytisch und numerisch berechneter Spannung
$\Delta \sigma_{\text{M-K}}$	MPa	Spannungsunterschied zwischen Kern und Mantel
ε	-	Dehnung
ε_e	-	Vegleichsdehnung
ε_p	-	Plastische Dehnung
ε_r	-	Radiale Dehnung
ε_z	-	Axiale Dehnung
ε_{θ}	-	Tangentiale Dehnung
θ	°	Beugungswinkel
λ	nm	Wellenlänge der Röntgenstrahlung
μ	-	Reibkoeffizient
ρ	g/mm ³	Dichte
σ	MPa	Spannung
σ_0	MPa	Fließspannung
$\sigma_{\text{Analytisch}}$	MPa	Analytisch berechnete Spannungen
σ_{FEM}	MPa	Numerisch berechnete Spannungen

σ_i	MPa	Isotroper Spannungsanteil der Verfestigung
σ_k	MPa	Kinematischer Spannungsanteil der Verfestigung
$\sigma_{r,Eig}$	MPa	Radiale Eigenspannungen
$\sigma_{r,Entlastung}$	MPa	Radialspannungen im elastischen Entlastungsfall
σ_r	MPa	Radiale Spannung
$\sigma_{z,Aus}$	MPa	Axiale Spannungen nach der ersten Umformung
$\sigma_{z,Ende}$	MPa	Endgültige axiale Eigenspannungen
$\sigma_{z,max}$	MPa	Maximale Wechsellastspannung bei den Umlaufbiegeversuchen
$\sigma_{z,Über}$	MPa	Überlagerte Spannungen während des Ausstoßens
$\sigma_{z,Eig}$	MPa	Axiale Eigenspannungen
σ_z	MPa	Axiale Spannungen
$\sigma_{\theta,Eig}$	MPa	Tangentiale Eigenspannungen
$\sigma_{\theta,Entlastung}$	MPa	Tangentialspannungen im elastischen Entlastungsfall
σ_{θ}	MPa	Tangentiale Spannung
$\bar{\sigma}_{Kern}$	MPa	Ausgangszustandseigenspannungen im Kern
$\bar{\sigma}_{Mantel}$	MPa	Ausgangszustandseigenspannungen im Mantel
φ	-	Umformgrad
φ_{max}	-	Maximaler Umformgrad im Teilumformungsbereich

ψ	◦	Kippwinkel der Messungen durch Röntgenbeugung
ν	-	Poisson-Koeffizient

Abkürzungen

Abkürzung	Bedeutung
DIN	Deutsches Institut für Normung
ES	Eigenspannungen
et al.	Et altera
FE	Finite Elemente
FEM	Finite Elemente Methode
Gl.	Gleichung
HCF	High Cycle Fatigue
IST	Incremental Step Test
LCF	Low Cycle Fatigue
LEBM	Linear-elastische Bruchmechanik
SPRK	Spannungsrissskorrosion

1 Einleitung

Technologischer Fortschritt hängt in hohem Maße von der Fähigkeit ab, physikalische Phänomene zu verstehen, vorherzusagen und zu steuern. Durch die Beherrschung dieser neuen Erkenntnisse können Anwendungen gefunden werden, die in der Regel zu Verbesserungen für die Gesellschaft führen. Fertigungsingenieure streben danach, neu erlangtes Wissen anzuwenden, um die Effizienz derzeitiger Produktionstechniken zu optimieren, die Qualität hergestellter Bauteile zu verbessern oder neue Prozesse zu realisieren. Die Geschichte zeigt jedoch, dass es oft schwer vorherzusagen ist, wann bestimmte wissenschaftliche Erkenntnisse den Weg in industrielle Systeme finden. In einigen Fällen führen disruptive Innovationen zu schlagartigen Veränderungen in einer ganzen Branche, in anderen Fällen kann zwischen der ersten Beschreibung eines Phänomens und seiner Anwendung, Ausnutzung und Beherrschung viel Zeit vergehen.

Die Entstehung von Eigenspannungen in mechanischen Bauteilen fällt sicherlich in diese zweite Kategorie, wie ein Blick auf die bisherige Geschichte zeigt. Die Mechanismen der Bildung von Eigenspannungen während der Fertigungsprozesse und ihre Auswirkungen auf wichtige Bauteileigenschaften werden spätestens seit der ersten Hälfte des 20. Jahrhunderts untersucht [WIT07]. Seitdem wurden erhebliche Laborarbeiten zur Beschreibung und Modellierung ihres Einflusses auf die Eigenschaften von Bauteilen durchgeführt. Dabei hat man festgestellt, dass ein unkontrollierter Umgang mit Eigenspannungen schwerwiegende Folgen haben kann. Es gibt zahlreiche Beispiele für katastrophale Ereignisse, die auf herstellungsbedingte Eigenspannungen zurückgeführt werden, wie etwa der Einsturz der Silver-Brücke in Ohio im Jahr 1967 [CZY75], mehrere Störfälle in Siedewasserreaktor-Rohrleitungen von Kernkraftwerken (mehr als 1000 weltweit zwischen 1974 und 1991) [DIE93] und zahlreiche Fertigungsprobleme in der Automobil- und Luftfahrtindustrie [ALZ22, MIE95]. Andererseits kann das kontrollierte und gezielte Einbringen von Eigenspannungen auch zur Vermeidung von Unfällen

beitragen und eine erhebliche Steigerung der Leistungsfähigkeit von Bauteilen ermöglichen. Der Zusammenhang zwischen einem bestimmten Eigenspannungszustand und der Auswirkung auf die Bauteileigenschaften ist in der Literatur umfangreich diskutiert. Die erzielbaren Eigenschaftsverbesserungen beschränken sich nicht nur auf eine Erhöhung der Ermüdungslebensdauer bei zyklischer Belastung, sondern sind auch auf andere Produkteigenschaften wie Korrosionsbeständigkeit und magnetische Eigenschaften anwendbar [WIT01a].

In der modernen Umformindustrie wird dieses Wissen jedoch immer noch allenfalls rudimentär und ineffizient genutzt. Anstatt eine systematische anwendungsspezifische Optimierung des Spannungszustandes anzustreben, konzentrieren sich die heutigen Systeme hauptsächlich auf die Vermeidung unerwünschter negativer Effekte. Daher werden Eigenspannungen in der Regel nur dann bei der Produktgestaltung berücksichtigt, wenn makroskopische Probleme auftreten. Dies geschieht auf unkontrollierte Weise durch die Einführung zusätzlicher Prozessschritte, typischerweise Wärmebehandlungen oder mechanische Oberflächenbehandlungen. Diese Vorgehensweise ist eindeutig suboptimal, da sie die Kosten und Produktionszeiten erhöht, die Prozesskette verlängert und schlussendlich nicht zu einem anwendungs-optimierten Spannungszustand führt.

Was behindert heutzutage den Wissenstransfer bezüglich Eigenspannungen in industriell nutzbare Technologien? Hier sind verschiedene Faktoren zu nennen. Eigenspannungen sind eine komplex zu handhabende Größe. Sie beruhen auf einem fragilen Gleichgewicht, bei dem eine Änderung in einem kleinen Bereich unweigerlich die Spannungen in den benachbarten Regionen oder sogar im gesamten Bauteil beeinflusst. Ihre zuverlässige Kontrolle erfordert daher die Beherrschung komplexer Phänomene während der Fertigung sowie präzise Vorhersage- und Messverfahren für die Prozessgestaltung und Qualitätssicherung. Die Messung ist jedoch auch heute noch ein komplexes und zeitaufwändiges Verfahren, da Eigenspannungen nicht direkt gemessen werden können, sondern aus anderen Größen abgeleitet werden müssen [VOL19]. Auch die Modellierung und Vorhersage von Eigenspannungen sind sehr kompliziert, da viele ineinandergreifende Phänomene beteiligt sind.

Darüber hinaus fehlt es generell noch an der technischen Entwicklung von Strategien und Techniken, die eine bewusste Beeinflussung des Spannungszustandes in Umformprozessen ermöglichen.

In den letzten Jahren ist jedoch ein wieder zunehmendes Interesse am Thema der gezielten Einleitung von Eigenspannungen zu verzeichnen. Dies ist zum Teil auf die jüngsten technologischen Fortschritte in der Finite-Elemente-Methode und bei den Messungen zurückzuführen, die es ermöglichen, neue Horizonte für eigenspannungsbasierte Technologien zu eröffnen. Parallel dazu steigt das Interesse daran, wie Eigenspannungen die mechanischen Eigenschaften beeinflussen, da die Konstruktion technischer Bauteile nach dem Leichtbauprinzip mit einer optimierten Materialausnutzung einhergeht, die Elektrifizierung von Fahrzeugen erhöhte Magnetisierungseigenschaften erfordert und in Bereichen wie der Luft- und Raumfahrtindustrie generell hohe Anforderungen an Produkteigenschaften gestellt werden. Das Ziel, Eigenspannungstechnologien zu industrialisieren, ist immer noch eine Herausforderung, wobei der derzeitige technologische Stand breite Anwendungsfelder öffnet und eröffnen wird. Da das Thema, das bisher vor allem für die Werkstoffwissenschaften relevant war, nun zunehmend auch für die metallverarbeitende Industrie von Interesse ist, sind neue Programme entstanden, die darauf abzielen, das aktuelle Wissen in die industrielle Praxis zu übertragen. Ein gutes Beispiel ist das DFG-geförderte Schwerpunktprogramm 2013 „Gezielte Nutzung umformtechnisch induzierter Eigenspannungen in metallischen Bauteilen“. Dieses Programm startete 2017 und zählt 28 teilnehmende Institute, die das Ziel verfolgen, Eigenspannungsstrategien für die Metallumformung zu entwickeln.

Die vorliegende Arbeit zielt in diesem Zusammenhang darauf ab, die bisher gewonnenen Erkenntnisse aufzugreifen und die Fertigung aus einem neuen Blickwinkel zu betrachten. Eigenspannungen werden nicht mehr als komplementäre Effekte angesehen, die sich zwangsläufig aus dem Prozess ergeben. Stattdessen werden neuartige Technologien in Betracht gezogen, um einen Eigenspannungszustand zu erreichen, der den Anforderungen der jeweiligen Anwendung gerecht wird. Während sich der experimentelle Fokus der vorliegenden Dissertation auf das Voll-Vorwärts Kaltfließpressen

konzentriert, wird ein großer Entwicklungsaufwand betrieben, um neue Modelle und Fertigungskonzepte zu erstellen, die auf die gezielte Eigenspannungseinbringung in Kaltumformprozessen allgemein übertragbar sind.

2 Stand der Technik

In diesem Kapitel werden das Grundlagenwissen und der aktuelle Stand der Technik zum gezielten Einbringen von Eigenspannungen (ES) beim Kaltfließpressen zusammengetragen. Das Verständnis und die Beherrschung von ES erfordert interdisziplinäres Wissen, das mindestens drei verschiedene Bereiche berührt: Fertigungsverfahren, klassische Mechanik und Werkstoffkunde. Die wissenschaftliche Auseinandersetzung mit diesem Thema reicht dabei weit zurück. So begannen die Forschungsaktivitäten zu ES in der ersten Hälfte des 20. Jahrhunderts, als das Phänomen bereits definiert wurde (z. B. [BAK48, FOR47]) und die Zusammenhänge mit Verformungen [WEC47], Auswirkungen auf die Ermüdungsfestigkeit [SUT46] und das chemische Verhalten [EVA47] bekannt wurden. Dennoch bleiben ES auch heute ein offenes Forschungsfeld, das noch nicht hinreichend beherrscht wird. Obwohl ein gewisses Maß an Grundlagenwissen erarbeitet wurde, ist der Transfer in die industrielle Anwendung noch unzureichend erfolgt [E1]. Vielversprechende Möglichkeiten die Wissenslücken zu schließen und den Transfer zu beschleunigen bieten hierbei jedoch moderne Mess- und Simulationstechnologien.

Nach einer allgemeinen Einführung in die Thematik der ES, beschreibt das vorliegende Kapitel die Methoden zu deren Analyse und Modellierung. Abschließend wendet es sich dem Bereich der Fertigung zu, wobei der Schwerpunkt auf dem Prozess des Voll-Vorwärts Kaltfließpressens liegt.

2.1 Eigenspannungen in mechanischen Bauteilen

2.1.1 Definition und Klassifizierung

In Abwesenheit von äußeren Belastungen ist jedes mechanische Bauteil, ob metallisch oder nicht (Holz, Glas, Keramik usw.), durch innere Spannungen

gekennzeichnet [WIT07]. Diese werden gemeinhin als Eigenspannungen bezeichnet. Aufgrund des Herstellungsprozesses entstehen ES durch den elastischen Ausgleich von Fehlpassungen zwischen verschiedenen Bereichen des Materials oder des Bauteils. Die Wechselwirkung zwischen der Fehlpassung und der Struktur bestimmt die Größe der resultierenden ES und ihre Längenskala. Über einen beliebigen Querschnitt durch den Körper müssen sich die Komponenten der ES senkrecht zum Querschnitt ausgleichen; die Länge, über die sie dies in jeder Richtung tun, wird als charakteristische Länge definiert [MAC73]. ES lassen sich nach der Skala, über die sie sich ausgleichen, in drei Kategorien einteilen, wobei ES erster Art als Makroeigenspannungen bezeichnet werden, während ES höherer Art als Mikroeigenspannungen bezeichnet werden [NOY86]. Abbildung 1 bietet eine schöne und klare schematische Darstellung dieser Klassifizierung:

- **ES 1. Art:** Sie werden auch als makroskopische ES bezeichnet und sind die Spannungen, welche die zugrundeliegende Mikrostruktur vernachlässigen. Normalerweise gleichen sie sich über eine Längenskala aus, die mit der Ausdehnung des Bauteils oder der Struktur vergleichbar ist. Auch wenn die Längenskala dieser Spannungen sehr klein sein kann, ist der entscheidende Punkt, dass sie durch die Kontinuumsmechanik beschrieben werden können [WIT01a]. Bei Störungen dieser ES treten typischerweise makroskopische Formänderungen auf [DOE10]. Deshalb werden ES erster Art durch Zerlege- und Abtrageverfahren erkennbar, da ihr Auftreten mit einer makroskopischen Formänderung verbunden ist [MAC79].
- **ES 2. Art:** Dabei handelt es sich um mikrostrukturell bedingte Spannungen, die sich auf einer Skala von wenigen Korndurchmessern ausgleichen und als intergranulare Spannungen bezeichnet werden können [MAC79]. Sie entstehen in der Regel durch Inhomogenität auf der Kornskala, z. B. durch Unterschiede im Gleitverhalten von Korn zu Korn [TIE83]. In polykristallinen Werkstoffen treten Spannungen der 2. Art auf niedrigem Niveau fast immer auf, da die elastischen und thermischen Eigenschaften der unterschiedlich orientierten Nachbarkörner unterschiedlich sind [KLO79]. Stärkere Spannungen auf der Kornskala

treten auf, wenn das Gefüge mehrere Phasen enthält oder Phasenumwandlungen stattfinden [WIT01b].

- **ES 3. Art:** Noch feiner sind die Mikrospannungen der 3. Art, die durch heterogenes Verhalten auf atomarer Ebene entstehen [MAC79]. Zur Kategorie 3. Art gehören typischerweise Spannungen aufgrund von Kohärenz an Grenzflächen und Versetzungsspannungsfeldern. Ihre Entstehung wird durch kristalline Defekte verursacht. Spieß et al. unterscheiden zwischen Gitterfehlern nullter, erster, zweiter und dritter Ordnung und beschreiben für jeden die daraus resultierende Bildung von ES 3. Art [SPI19].

Während die Fehlpassung auf einer bestimmten Skala auftreten kann, kann das Auftreten vieler Fehlpassungen auf dieser Skala eine kumulative Wirkung haben, so dass sie zu Spannungen auf einer längeren Skala führen [WIT01b]. Beispielsweise kann das kumulative Vorhandensein vieler Versetzungen zu plastischen Dehnungsgradienten und damit zu Fehlanpassungen und ES auf der Makroskala führen, sogar auf der Ebene der 1. Art [ASH70].

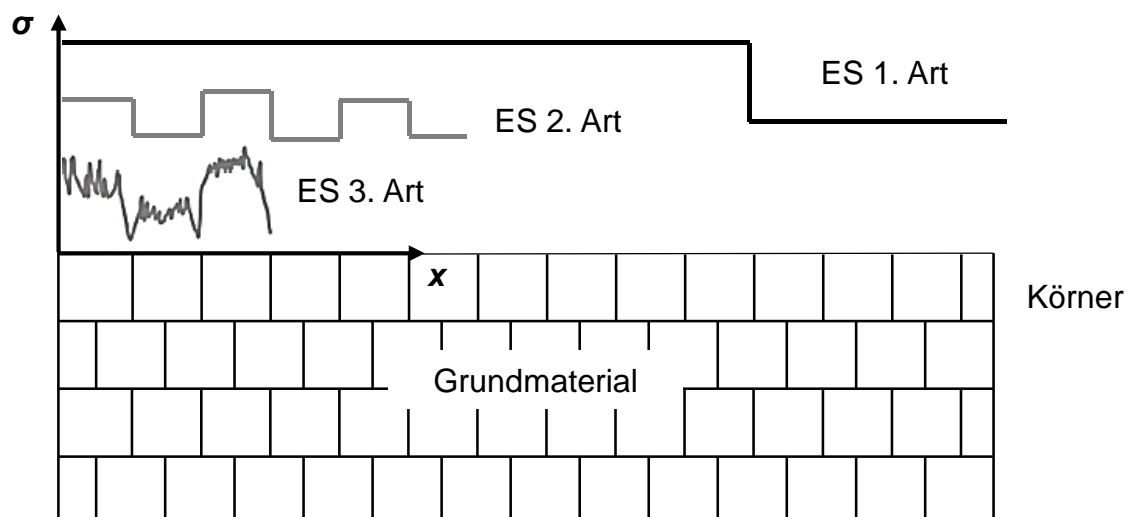


Abbildung 1 - Schematische Darstellung der ES 1., 2. und 3. Art in Bezug auf die Längenskala. Die Quadrate stellen eine einfache Darstellung der Körner in einem polykristallinen Material dar. [LIU14]

2.1.2 Auftreten in umgeformten Bauteilen

Die Fehlpassungen, die ES verursachen, können bei Umformprozessen hauptsächlich auf drei Weisen eingebracht werden: inhomogene plastische Deformationen, Temperaturgradienten und Phasenänderungen. Diese drei Ursachen werden im Folgenden beschrieben. Andere Faktoren, wie z. B. chemische Veränderungen, spielen bei herkömmlichen Metallverarbeitungsprozessen eine untergeordnete Rolle. [WIT07]

Inhomogene plastische Deformationen

Die Umformhistorie ist ein wichtiger Aspekt, der bei der Analyse des ES-Zustands eines Bauteils zu berücksichtigen ist. Die ES sind nicht direkt auf die Belastung selbst zurückzuführen, sondern vielmehr auf eine nicht vollständige elastische Rückfederung nach Aufhebung der äußeren Kräfte. Die vollständige Rückfederung wird hierbei durch inhomogene Deformationen verhindert. Erfolgt hingegen eine perfekte elastische Erholung ohne jegliche Beschränkung der Deformationen während der Entlastung, dann betragen die Eigenspannungen Null [YAN14].

Die Phänomene bei der Be- und Entlastung bei ideal-homogenen und inhomogenen Verformungen sind gemäß der CIRP Encyclopedia of Production Engineering in Abbildung 2 übersichtlich dargestellt. Ist die plastische Verformung einachsig (Abbildung 2a), wie es z. B. vor der Einschnürung der Probe in einem idealen Zugversuch der Fall ist, und ist das Material isotrop, so kann sich die Spannung eines dauerhaft gedehnten Materials ohne ES in den Ausgangszustand zurückbilden. Die Spannungs-Dehnungskurve in Abbildung 2a zeigt die elastische Rückfederung in einem solchen Fall. Das Material kann sich nach einer einachsigen Zugverformung vollständig erholen, nachdem die äußere Kraft entlastet wurde, da die Spannungen gleichmäßig verteilt und ohne Gradient vorliegen. Bei normalen Umformprozessen hat jedoch jeder Punkt in einem Material nach der Belastung oder Umformung einen Spannungsgradienten und kann sich während der Entlastung nicht frei verformen, um so das ursprüngliche Spannungsfeld wiederherzustellen, Abbildung 2b. Die Spannung an jedem Punkt eines Werkstoffs bewirkt also, dass ein Teil des Spannungszustands während der Umformung bestehen bleibt. Diese ES werden durch die Möglichkeit der elastischen Verformung während der

Entlastung oder der elastischen Erholung beeinflusst; daher werden die ES an jedem Punkt in einem Material durch die umgebenden Punkte beeinflusst, die die Verformung während der Entlastung begrenzen.

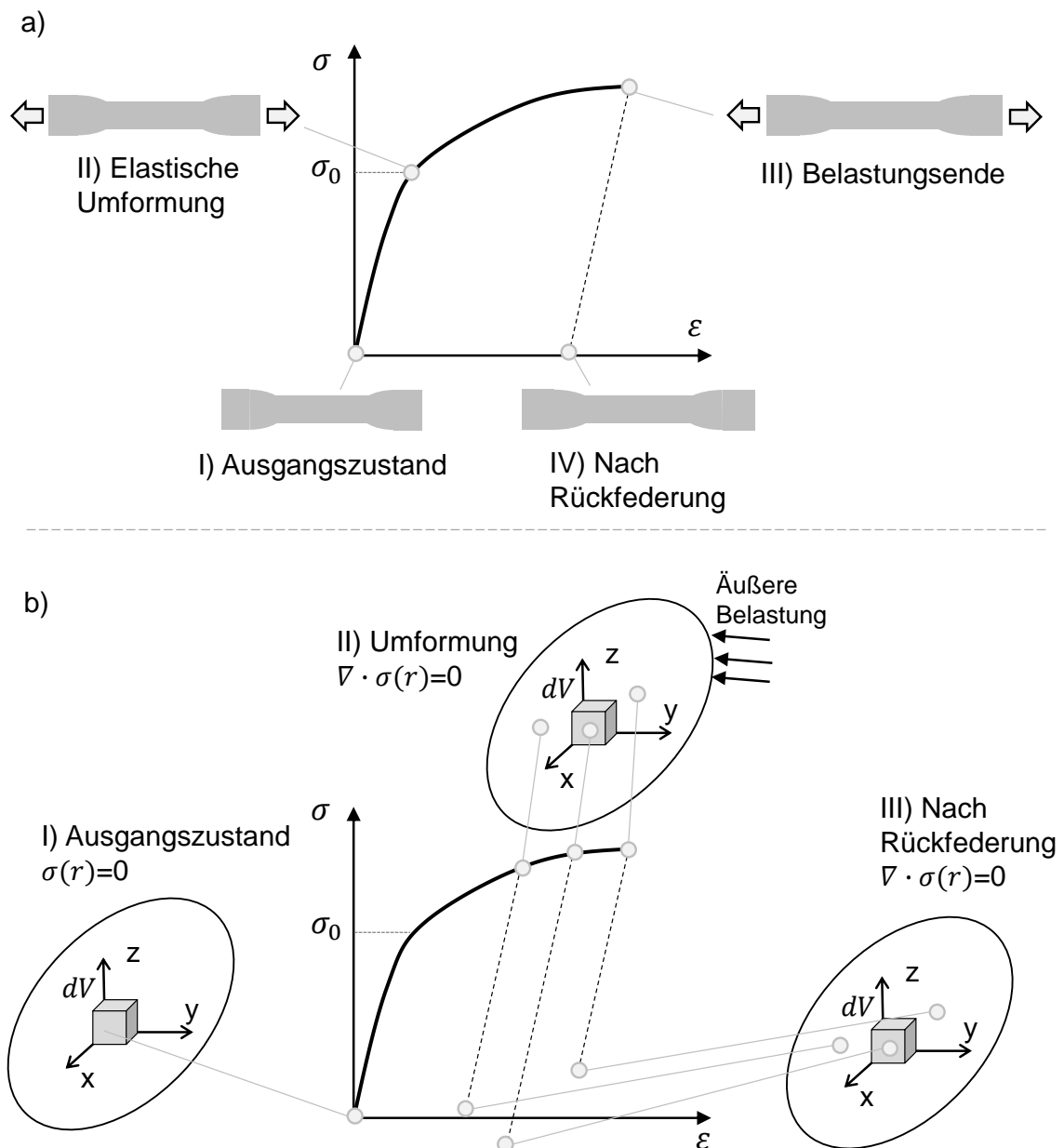


Abbildung 2 - Definition von mechanisch induzierten Eigenspannungen in der Umformung aus CIRPedia: idealer Zugversuch (a) und Umformprozess mit unvollständiger elastischer Rückfederung (b). [YAN14]

Es gibt verschiedene Ursachen, die zu einer inhomogenen elastisch-plastischen Verformung führen. Dies sind zum einen die Gradienten der Werkstoffeigenschaften wie plastische Anisotropie ([CLA99], [PAN99]) oder

auftretende Phasenänderungen [WIT98] und zum anderen eine inhomogene Geometrie, wie beispielsweise Kerben. Inhomogene Lastspannungszustände, wie sie beim Biegebalken vorkommen, verursachen ebenfalls gebietsweise plastische Deformationen [HAB15]. Zusammenfassend lässt sich sagen, dass die Höhe der ES von der Höhe der Endspannung und auch von verschiedenen Faktoren abhängt, die die Verformungsbeschränkungen während der Entlastung beeinflussen.

Thermische Gradienten

Thermisch-bedingte ES entstehen aufgrund von Temperaturgradienten innerhalb eines Körpers während der Abkühlung [DAS53]. Schneller abkühlende Bereiche verringern ihr Volumen, was zu inneren Zugspannungen führt. Normalerweise sind diese Spannungen vorübergehend und verschwinden, wenn der Körper als Ganzes die gleiche Temperatur erreicht. Wenn jedoch die Gradienten stark genug sind oder die Fließspannung der heißen Teile aufgrund der erhöhten Temperatur sehr niedrig ist, kann es in Bereichen, in denen die Fließspannung überschritten wird, zu ungleichmäßiger plastischer Deformation kommen. Nach dem Abkühlen auf eine gleichmäßige Temperatur erzeugen diese permanenten Fehlpassungen ein charakteristisches ES-Profil. In der Umformtechnik ist dieser Mechanismus besonders bei der Warmumformung von Bedeutung. Hier weisen früher abgekühlte Bereiche typischerweise Druck-ES auf, während später abgekühlte Bereiche Zug-ES aufweisen [DOE10].

In Abbildung 3 ist die Entstehungsursache der Axialspannungen bei der Abkühlung einer zylindrischen Probe als Beispiel für diesen Mechanismus dargestellt. Am Anfang ist der Kern der Probe noch im heißen Zustand und inkompressibel. Der Randbereich hingegen kühlt mit höherer Geschwindigkeit ab und es kommt zu einer plastischen Verformung, sodass im Kern Druckspannungen und am Rand Zugspannungen herrschen. Nach einiger Zeit ist der Randbereich nicht mehr plastisch verformbar, da hier das Material schon im Temperaturgleichgewicht mit der Umgebung ist und damit schon abgekühlt ist. Hier erst beginnt der Kern deutlich abzukühlen, was zu Zugspannungen im Kern und Druckspannungen im Randbereich führt. Zwischen diesen beiden Vorgängen findet eine Spannungsumkehr statt. Der Grund für die Entstehung

der thermischen ES ist folglich die plastische Verformung im Randbereich, welche vor dieser Spannungsumkehr eintritt [WIT01a]. Diese Methode wird kommerziell genutzt, um z. B. Druck-ES an der Oberfläche thermisch vorgespannten Glases einzubringen [NIE21]. Nach dem Abkühlen sind diese ES nicht am Aussehen des Glases zu erkennen, beeinflussen aber dessen Eigenschaften erheblich.

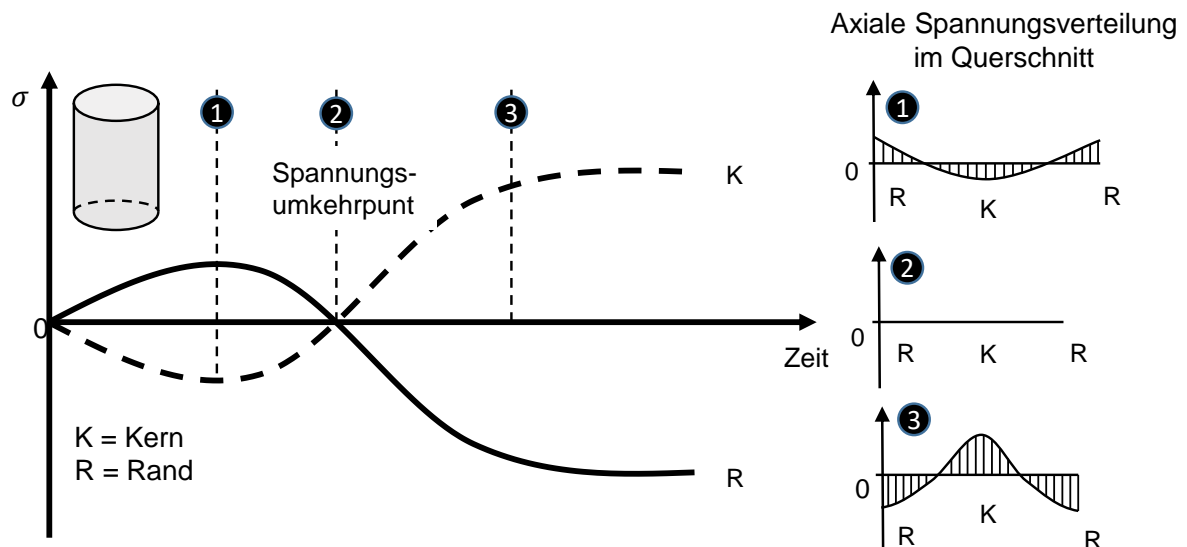


Abbildung 3 - Axialspannungswerte in Abhängigkeit der Zeit bei rascher Abkühlung einer zylindrischen Probe nach [DOE10].

Interessanterweise entstehen thermisch bedingte ES auf einer feineren Skala (ES 2. Art), wenn ein zweiphasiges Material erhitzt oder abgekühlt wird, unabhängig davon, wie gleichmäßig die Abkühlung ist. Grund sind die unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten der Phasen [KLO79]. In ähnlicher Weise können thermisch induzierte ES in einphasigen Werkstoffen auftreten, die durch unterschiedliche Kornorientierungen gekennzeichnet sind. Dieses Phänomen wurde z. B. von Kelman an Uranstäben, die mit unterschiedlichen Herstellungsverfahren produziert wurden, sehr deutlich gezeigt [KEL49].

Phasenumwandlungen

Der dritte Hauptmechanismus, der für die ES-Bildung bei Umformprozessen verantwortlich ist, beruht auf Phasenumwandlungen im Material, die zu einer Volumenänderung in den betroffenen Bereichen führen. Diese Phasen-

umwandlungen sind durch eine schnelle Verzerrung des Kristallgitters einer Struktur in eine andere gekennzeichnet, wodurch eine Fehlpassung zwischen den umgewandelten und nicht umgewandelten Bereichen entsteht. Diese kann dann zu ES sowie einer plötzlichen makroskopischen Formänderung führen [MOR16]. Das bekannteste Beispiel für eine Phasenumwandlung ist die dehnungsinduzierte Martensitbildung in Stahl ausgehend von einer austenitischen Struktur [FER06].

2.1.3 Auswirkungen von Eigenspannungen

ES wirken sich auf verschiedene Eigenschaften mechanischer Bauteile aus. Die Literatur zu diesem Thema ist sehr umfangreich, sodass die wichtigsten Aspekte in diesem Abschnitt zusammengefasst werden sollen. Wesentliche Auswirkungen betreffen die Ermüdungslebensdauer, den Verzug, die Korrosion sowie die magnetischen Eigenschaften.

Ermüdungslebensdauer

Die ersten Beobachtungen der Auswirkungen zyklischer Belastung auf die Lebensdauer mechanischer Komponenten wurden Mitte des 19. Jahrhunderts gemacht, als sich der Einsatz von Dampfmaschinen, insbesondere bei Zügen, durchsetzte. Die Ingenieure sahen sich mit einer neuen Art von Problem konfrontiert, das es zuvor noch nie gegeben hatte: Einige Achsen von Zügen wiesen schwere Schäden auf, obwohl die Belastung innerhalb des vorgesehenen Bereichs lag [SMI04]. Zu dieser Zeit konnte das Versagen jedoch nicht erklärt werden. Einer der ersten Ingenieure, der dieses Problem untersuchte, war August Wöhler um 1860, der die Ursache in dieser zyklischen Belastung sah und zum ersten Mal die Theorie der Gesamtlebensdauer definierte [WÖH63]. Eigenspannungen haben einen Einfluss auf die Ermüdungslebensdauer. Eigenspannungen wirken dabei wie Mittelspannungen und verschieben dabei die Spannungsamplituden bezüglich der maximal und minimal auftretenden Spannungen. Durch Eigenspannungen wird somit das Spannungsverhältnis von Unterspannung zu Oberspannung, R , verändert. Zugeigenspannungen führen somit zu einer Erhöhung der maximal auftretenden Spannungen (Oberspannungen), und verkürzen die Lebensdauer,

wohingegen Druckeigenstressen die Oberspannungen reduzieren und lebensdauererlängernd wirken.

Sofern die bei der Ermüdung entstehenden Risse eine kritische Größe erreicht haben, kann das Risswachstumsverhalten durch bruchmechanische Methoden beschrieben werden, wobei wiederum ein Einfluss von Eigenstressen auf das Risswachstum ersichtlich ist. Ausgehend von den Studien von Inglis [ING13] und Griffith [GRI21], beschreibt die moderne linear-elastische Bruchmechanik (LEBM) das Verhalten von rissbehafteten Bauteilen, bei der plastische Deformation nur in einem Bereich stattfindet, der klein gegenüber der Risslänge sowie den Bauteilabmessungen ist. Bei der LEBM werden die lokalen Spannungsbedingungen an der Spitze eines unendlich scharfen Risses durch den Spannungsintensitätsfaktor K beschrieben. Die Versagensbedingung ist erreicht, wenn K gleich einem für das Material charakteristischen kritischen Wert K_{IC} ist. Dieser kritische Zustand kann bei zyklischer Belastung durch die Ausbreitung eines Risses erreicht werden [IRW68].

Modelle zur Rissausbreitung beruhen heute noch meist auf dem bekannten Modell von Paris und Erdogan [PAR63], das die Lebensdauer eines Bauteils in drei Phasen unterteilt: Rissentstehung, Rissausbreitung und endgültiger Bruch.

Unter diesen Umständen muss man wissen, wie viele Lastzyklen es dauert, bis einer dieser Risse so weit wächst, dass es zu einem vollständigen Versagen durch Bruch kommen kann. Das Wachstum dieser Risse in der Ausbreitungsphase wird beschrieben durch:

$$\frac{da}{dN} = A (\Delta K)^{m_0} \quad (2.1)$$

wobei a die Risslänge beschreibt und A und m_0 Konstanten sind, die vom Spannungsverhältnis, der Mikrostruktur und der Umgebung abhängen. ΔK bezeichnet schließlich den Spannungsintensitätsbereich, d. h. die Differenz zwischen maximalem und minimalem K während der zyklischen Belastung. Die Frage, wie ES bei der Betrachtung der Rissausbreitung zu berücksichtigen sind, ist bei einem im Wesentlichen linear-elastischen, spröden Material mit offenem Riss recht einfach. In diesem Fall kann die Linearität angewendet werden und die Wirkung der ES wird einfach überlagert [BEG90]. Für teilweise

geschlossene Risse sind jedoch kompliziertere Modelle erforderlich [BEG94]. Das Grundprinzip der Rissausbreitung aufgrund von ES nach der LEBM kann daher wie folgt ausgedrückt werden:

$$\begin{aligned}
 K &= K_{\text{ext}} + K_{\text{eig}} && \text{wenn } K_{\text{ext}} + K_{\text{eig}} > 0 \text{ (offener Riss)} \\
 K &= 0 && \text{wenn } K_{\text{ext}} + K_{\text{eig}} < 0 \text{ (teilgeschlossener Riss)}
 \end{aligned}
 \tag{2.2}$$

wobei K_{eig} der Spannungsintensitätsbeitrag aus der Eigenspannung und K_{ext} der Beitrag aus der äußeren Belastung ist. Abbildung 4 nach Withers zeigt ein gutes Beispiel für dieses Phänomen [WIT07].

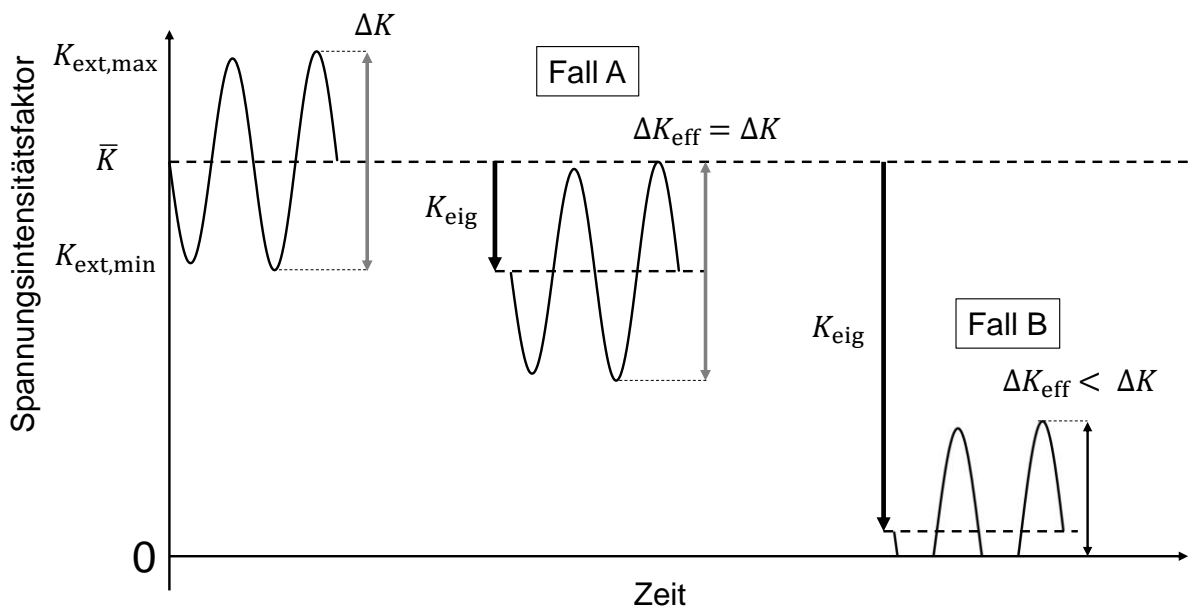


Abbildung 4 - Grundprinzip der Rissausbreitung aufgrund von Eigenspannungen nach der LEBM. [WIT07]

Hier ist zu beobachten, dass die ES die Werte der maximalen und minimalen Spannungsintensitätsfaktoren verändern können, aber keinen Einfluss auf ΔK haben (Fall A). In diesem Fall bleibt der Riss offen. Wenn die ES jedoch ausreichen, um die Rissflächen über einen Teil des Ermüdungszyklus in Kontakt zu bringen, wird die Spannungsintensität an der Risspitze teilweise von weiteren Änderungen der aufgetragenen Belastung abgeschirmt (Fall B). Dies führt zu einem kleineren Wert des effektiven Spannungsintensitätsbereichs ΔK_{eff} . Zusammenfassend lässt sich sagen, dass Druck-ES dazu führen, dass Schließungseffekte auch bei erheblichen Zugspannungen auftreten können,

obwohl, wie dargestellt, die Wahrscheinlichkeit einer Schließung geringer wird, je höher die mittlere Spannung ist.

Zwei wichtige Aspekte sind zu nennen:

- ES der 2. und 3. Art

Im Hinblick auf die Rissausbreitung werden die ES, die Spannungen der 2. und 3. Art. verursachen, durch die plastische Dehnung an der Risspitze tendenziell kaschiert, es sei denn, die plastische Zone an der Risspitze ist kleiner als die charakteristische Länge der ES [WIT07]. Daher werden aus Sicht der Ermüdung normalerweise nur ES der 1. Art berücksichtigt.

- Ermüdung bei niedriger und hoher Lastspielzahl

Die Ermüdung wird hinsichtlich der Lastspielzahl in zwei Arten unterteilt: Ermüdung bei niedriger (eng. Low Cycle Fatigue: LCF) und bei hoher (eng. High Cycle Fatigue: HCF) Lastspielzahl. LCF beschreibt die Ermüdung bei Spannungen oberhalb der Streckgrenze und umfasst in der Regel weniger als 10 000 Zyklen bis zum Versagen. Analog zum statischen Lastfall haben ES oft nur geringe Auswirkungen auf die Lebensdauer der LCF, da sie innerhalb des ersten Zyklus durch die große Amplitude der oszillierenden plastischen Dehnungen abgebaut werden [NIK08]. Die Hauptauswirkungen der ES auf die Ermüdung sind daher bei der HCF zu beobachten.

Aus rein experimenteller Sicht haben zahlreiche Studien den Einfluss oberflächennaher ES auf die Ermüdungslebensdauer zyklisch belasteter Bauteile untersucht. In seinen Studien über Eisenbahnachsen hat Schindler die Auswirkung der ES auf die berechnete sichere Lebensdauer als erheblich bezeichnet [SCH17]. Seine Ergebnisse zeigen, dass eine realistische Vorhersage der sicheren Lebensdauer bei Vorhandensein eines realen oder hypothetischen rissartigen Anfangsdefekts ohne Berücksichtigung der ES kaum möglich ist. Erhöhungen der Ermüdungslebensdauer um den Faktor 10 sind bei Werkstoffen mit hohen oberflächennahen Druck-ES, wie sie durch Strahlen in den nichtrostenden Stahl 1.4301 eingeführt werden können, erreichbar [NIK04]. Dabei ist zu bedenken, dass in vielen Fällen, wie z. B. beim Kugelstrahlen, die

Behandlung die plastische Verfestigung und die Oberflächenbeschaffenheit beeinflusst, was sich auch stark auf die Entstehung von Oberflächenrissen auswirken kann. Dies erschwert die Quantifizierung der Auswirkungen der ES allein. In einigen Studien wurde versucht, eine Trennung dieser Effekte zu erreichen, z. B. durch Laserkugelstrahlen [RUS99].

Verzug

Das Problem des Verzugs ist branchenübergreifend und verursacht Schwierigkeiten entlang der gesamten Prozesskette der Fertigung [STRE22]. Die wirtschaftliche Bedeutung von unerwünschtem Verzug während der Produktion ist enorm. So ergab eine Studie von Thoben [THO02], dass 1995 die Verluste durch Wärmebehandlung allein in der deutschen Maschinen-, Automobil- und Getriebeindustrie 850 Mio. € überstiegen. Aus der Vielzahl von Parametern, die den Verzug durch die Wärmebehandlung beeinflussen, ist der ES-Zustand nach dem Fertigungsprozess eine der Hauptquellen [MAC16]. Wenn geformte Teile weiteren Fertigungsschritten wie dem Fräsen oder einer Wärmebehandlung unterzogen werden, kann die Störung des zuvor eingebrachten ES-Zustands zu unerwarteten Änderungen der Geometrie führen. So können ungleichmäßig verteilte ES erzeugt werden und im Werkstück bis zur lokalen Erreichung der Streckgrenze des Materials führen. Während des Aufheizens eines Werkstücks nimmt die Fließgrenze ab. Bei Überschreitung der Streckgrenze werden die ES in plastische Dehnungen und Verformungen umgewandelt und eine Formänderung tritt ein [SUR06]. Daher werden nach konventionellen Umformprozessen oft zusätzliche Wärmebehandlungen durchgeführt, um Zug-ES zu reduzieren und Verzugsprobleme in nachfolgenden Prozessschritten zu vermeiden [MAC16]. In der Literatur finden sich viele Beispiele dafür, dass das so genannte „Residual Stress Engineering“ für kritische Bauteile erforderlich ist, z. B. bei geschweißten Komponenten [TSA05]. Es wird ein immer wichtigerer Aspekt bei der Entwicklung und Herstellung großer monolithischer Flugzeugstrukturen [SIM11].

Korrosion

Spannungsrissskorrosion (SPRK) ist ein zeitabhängiges Rissphänomen, das in einem Metall auftritt, wenn bestimmte metallurgische, mechanische und

umweltbedingte Bedingungen gleichzeitig gegeben sind [ASM03]. SPRK ist eine gefährliche Art der Degradation, da sie besonders auch bei Spannungsniveaus innerhalb des Auslegungsspannungsbereiches auftritt. Die im Material vorhandenen ES spielen neben den externen Spannungen, die im Betrieb auf die Bauteile einwirken, eine wichtige Rolle bei der Bewertung der Anfälligkeit des Materials für SPRK. Die Literatur zeigt deutlich, wie Zug-ES an der Oberfläche die Korrosion begünstigen [OKO18]. Hingegen erleichtert die Einführung von Druck-ES die Herstellung eines Passivierungsfilms unabhängig von der Oberflächenbeschaffenheit, da der Passivfilm bei niedriger Stromdichte erzeugt und erhalten werden kann. Als ein Grund hierfür wird die Verringerung der interatomaren Abstände aufgrund der Druck-ES gesehen, wodurch das Wachstum und die Aufrechterhaltung des Passivierungsfilms erleichtert werden können [TAK15].

Die Literatur zu diesem Thema ist sehr reich an Beispielen für das Schweißen von Pipelines, bei denen das Thema Korrosion von großer Bedeutung ist. Zum Beispiel zeigten Vanboven et al., dass die Bildung von Mikropitting bei Rohren bevorzugt in Bereichen auftritt, in denen die Zug-ES am höchsten waren (etwa 300 MPa in ihren Studien), während auf Oberflächen mit Druck-ES kaum Korrosion auftrat [VAN07]. Auch die Höhe der ES ist ein wichtiger Faktor, wobei eine Verringerung der Zug-ES nach den Untersuchungen von Mochizuki ein wirksames Mittel zur Verhinderung von Spannungskorrosionsrissen bietet [MOC07].

Magnetismus

In einem ferromagnetischen Material, das sich in einem Magnetfeld befindet, variiert die Intensität der Magnetisierung je nach mechanischer Spannung. Dieser Effekt wurde bereits seit 1969 untersucht [DIO69]. Die Verbindung zwischen der Spannung und der Magnetisierungsintensität ist komplex. Die Veränderung der Magnetisierung hat eine reversible Komponente, die nach der Entlastung abklingt, und eine konstante Komponente. Die Stärke der Magnetisierung hängt von der Art des Materials, der Stärke des Magnetfelds, der magnetischen Vorgeschichte, der Belastung und der Temperatur ab [ROS08].

Neben äußeren Spannungen wirken sich auch herstellungsbedingte ES auf die magnetischen Eigenschaften aus. Spontane Magnetisierungsphänomene in der Produktion wurden zum ersten Mal in den 1970er Jahren von Zhong [LUM03] beobachtet. Diese Beobachtungen wurden an entmagnetisierten ferromagnetischen Materialien durchgeführt, die durch einen Stanzvorgang stark magnetisiert wurden. Durch die in den letzten Jahren zunehmende Verbreitung von Elektromotoren gewinnt dieses Phänomen weiter an Bedeutung. Es ist bekannt, dass der konventionelle Stanzprozess in der Regel ES erzeugt, die die magnetischen Eigenschaften und den Wirkungsgrad der Motoren beeinträchtigen [EMU03]. Daher werden Fertigungsstrategien zur Verbesserung der magnetischen Effizienz durch ES untersucht. Ein wesentlicher Ansatz ist dabei die Untersuchung der Auswirkungen der Stanzparameter auf die ES [WEI17]. Schauerte et al. zeigten, dass durch Prägen die Erzeugung von Flussbarrieren möglich ist [SCH20]. Dies ermöglicht eine Erhöhung der erreichbaren Drehzahlen von Elektromotoren und kann auch eine verbesserte Drehmomenteinstellung bieten.

2.2 Experimentelle Messungen, analytische und numerische Modellierung

Bei der gezielten Anwendung von ES in industriellen Anwendungen ist das Thema ihrer Messung und Modellierung in umgeformten Bauteilen von entscheidender Bedeutung. Der Stand der Technik ist hier eng mit der technologischen Möglichkeit verbunden, Strategien zur Kontrolle von ES während des Fertigungsprozesses zuverlässig umzusetzen. Daher konzentriert sich das vorliegende Kapitel auf eine allgemeine Klassifikation und die Fokussierung auf die Probleme und Beschränkungen, die derzeit noch bestehen.

2.2.1 Messprinzipien

Zum Thema ES-Messung sind zahlreiche Veröffentlichungen erschienen, und in jüngster Zeit wurden erhebliche Fortschritte bei der Verbesserung der derzeitigen Techniken erzielt. Es bleiben jedoch noch einige wichtige Fragen offen, darunter die Unsicherheiten bei der Messung, die Zuverlässigkeit und die

Interpretation der Ergebnisse sowie der allgemeine Mangel an Normen und zuverlässigen Verfahren für viele Techniken [GUO21]. Der Ursprung dieser Probleme liegt in der Tatsache, dass Spannungen keine direkt messbaren Parameter sind, sondern aus der Verformung des Materials entweder auf makroskopischer Skala oder durch einen veränderten Gitterabstand auf mikroskopischer Skala berechnet werden [VOL19].

ES-Messverfahren können in zwei Kategorien eingeteilt werden: zerstörende und zerstörungsfreie Verfahren [ROS12]. Die zerstörenden Verfahren basieren auf der Messung von Verformungen, die durch die Freisetzung von ES beim Entfernen von Material aus der Probe entstehen. Die Schliffmethode, die Konturmethode sowie die Bohrlochmethode sind die wichtigsten zerstörenden und halbzerstörenden Verfahren zur Messung von ES in Bauteilen [SHO14]. Zerstörungsfreie Methoden basieren stattdessen auf dem Erfassen von Veränderungen der Gitterabstände. Sie haben den großen Vorteil, dass sie keine Zerstörung des Bauteils erfordern und für die Vor-Ort-Prüfung eingesetzt werden können. Dies ist für viele Anwendungen besonders wichtig. Die Röntgenbeugung ist die am weitesten verbreitete zerstörungsfreie Technik [WIT01a] und ermöglicht die Berechnung des Spannungszustands in einer Tiefe von bis zu 1000 nm. Die physikalische Grundlage dieser Messmethode ist die Beugung kurzweiliger Röntgenstrahlung an den räumlich regelmäßig angeordneten Ebenen des Kristallgitters. ES verschieben und verzerren die Ebenen des Kristallgitters, was zu einer messbaren Verschiebung der Beugungswinkel führt. Die Beziehung zwischen Gitterebenenabständen d , der auftreffenden Wellenlänge λ und des Beugungswinkels θ wird durch die Bragg-Gleichung wie folgt beschrieben:

$$n \cdot \lambda = 2d \cdot \sin(\theta) \quad (2.3)$$

Durch die natürliche Zahl n , üblicherweise als Beugungsordnung bezeichnet, wird die Bedingung einer konstruktiven Interferenz der reflektierten Strahlen erfüllt. Weitere verbreitete zerstörungsfreie Verfahren sind die Neutronenbeugung [LOR88] und die Barkhausen-Rauschmethode [GAU98], die auf der Messung von Magnetfeldern beruht.

Während hier nur die wichtigsten Techniken genannt wurden, sind im Laufe der Jahre viele exotische Strategien entwickelt worden. Eine detaillierte und aktuelle

Übersicht über den aktuellen Stand der zerstörenden und zerstörungsfreien Messverfahren geben Guo et al. [GUO21]. Die verschiedenen Verfahren zur ES-Messung weisen dabei unterschiedliche Merkmale auf, sodass einige Verfahren für bestimmte Anwendungen besser geeignet sind als andere. Einige Probleme sind jedoch allen Techniken gemein. Generell gilt, dass die Messungen komplex und zeitaufwändig sind [VOL19]. Die Fehlerstreuung ist zudem ein Problem, da sie durch viele Aspekte wie die Korngröße, die Oberflächenvorbereitung, die genutzten Kalibrierungsverfahren usw. beeinflusst werden kann. Außerdem sind Messungen von ES nicht nur zeitaufwendig, sondern liefern auch eine räumlich sehr begrenzte Quantifizierung des ES-Zustands. Dies ist besonders dann ein Problem, wenn Messungen zur Validierung von Modellen verwendet werden. Allgemeine Einschränkungen sind [GUO21]:

- Die Anzahl der Messpunkte aufgrund des hohen Zeitbedarfs für die einzelnen Messungen
- Die Tiefe, in der die Messungen durchgeführt werden können
- Die Position der Messungen, da Messungen in komplexen Geometrien im Allgemeinen nicht möglich sind
- Die Messungen stellen den Durchschnitt eines bestimmten Bereichs des Werkstücks dar und erlauben keine punktuelle Bewertung. Daher ist es schwierig bis unmöglich, das ES-Profil in Bereichen mit hohen ES-Gradienten zu beurteilen.

Abbildung 5 zeigt die Eindringtiefe und räumliche Auflösung der meisten gängigen Messverfahren [TOP18] und bietet auch einen qualitativen Vergleich der relativen Kosten. Die Werte der Maximaltiefen zeigen deutlich, dass aktuelle Messverfahren die Messung nur im oberflächennahen Bereich von Bauteilen ermöglichen.

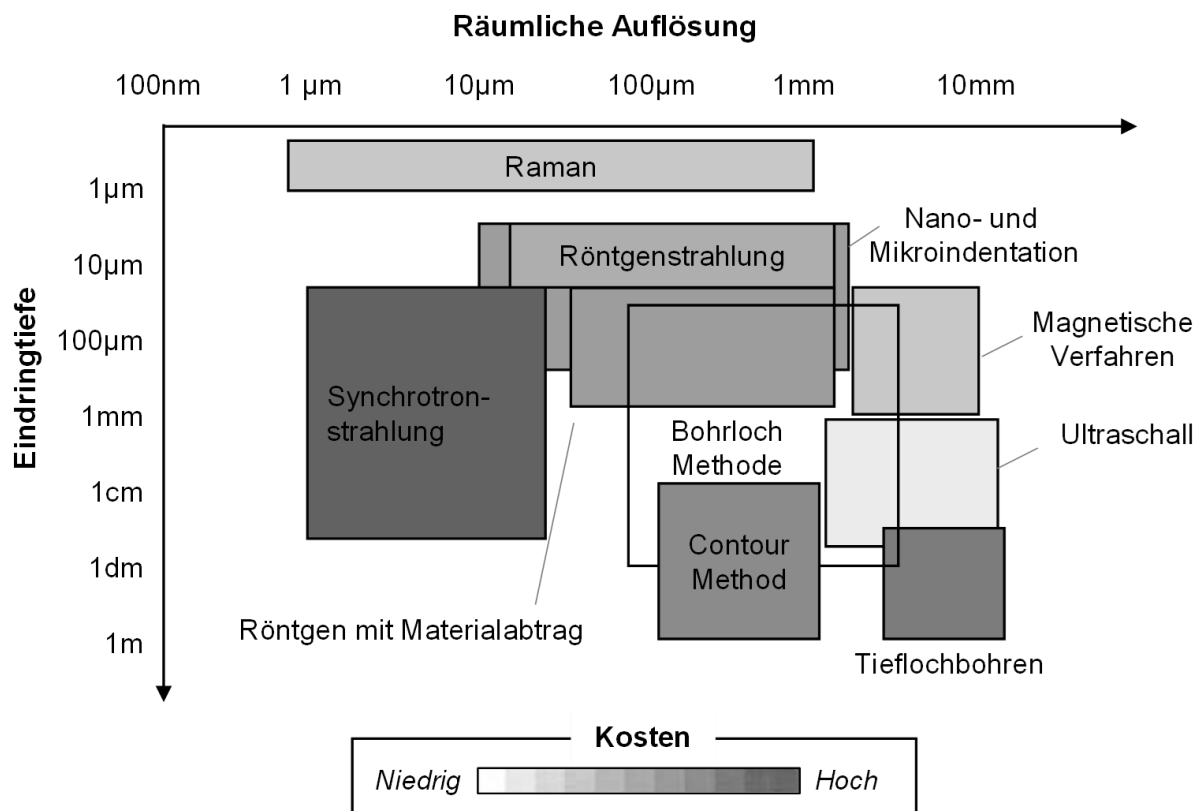


Abbildung 5 - Messtiefe vs. räumliche Auflösung für verschiedene ES-Messverfahren. [TOP18]

2.2.2 Modellierung

Es gibt verschiedene Kategorien von Modellen mit Bezug zu ES. In der Literatur finden sich Informationen zu Themen, die für die Anwendung im Betrieb relevant sind, z. B. Ermüdungsvorhersage [KAM18] und Modelle für die ES-Relaxation [ZAR09]. Diese Modelle reichen von mathematisch-physikalischen Modellen (weiße Modelle) zur Beschreibung von Verformungseffekten bis zu oftmals empirisch basierten (grauen) Modellen für andere Eigenschaften [VOL19]. Das vorliegende Kapitel konzentriert sich jedoch ausschließlich auf die Modelle zur Vorhersage der ES-Bildung während der Fertigung, die für die folgende Arbeit von Interesse ist.

Aus drei Gründen bedingt diese Modellierung oftmals eine komplexe Analyse:

- **Die Analyse ist nicht punktuell, sondern bezieht den gesamten Körper mit ein:** Bei der Vorhersage der ES-Änderung nach einer

Umformung muss berücksichtigt werden, dass die ES durch die Art der elastischen Rückfederung während der Entlastung beeinflusst werden. Die ES an jedem Punkt eines Werkstoffs werden durch die umgebenden Punkte beeinflusst, die die Verformung während der Entlastung begrenzen. Für umformungsinduzierte ES erläutert Yanagimoto die Schritte der ES-Bildung anhand von Abbildung 2b [YAN14]. Die Verformung wird durch das Moment bestimmt, woraus sich die Gleichung für elastische und elastisch-plastische Körper ergibt:

$$\ddot{x} = \frac{1}{\rho} \nabla \cdot \sigma(x) \quad (2.4)$$

wobei \ddot{x} die Beschleunigung, x ein Positionsvektor und ρ die Dichte darstellen. Im Allgemeinen ist die Beschleunigung im Vergleich zur Divergenz der Spannung bei der Umformung vernachlässigbar. Daher ergibt sich aus dem Impuls die statische Gleichgewichtsbedingung, die durch die folgende Gleichung gegeben ist:

$$\nabla \cdot \sigma(r) = 0 \quad (2.5)$$

Wurde das Material dauerhaft über die Plastizitätsgrenze hinaus gedehnt, kann sich das Spannungsfeld des Materials nicht in den Ausgangszustand zurückbilden. Daher geht das Material in einen dritten Zustand über (Abbildung 2c). In diesem dritten Zustand unterscheidet sich das Spannungsfeld von dem während der Belastung. Die statische Gleichgewichtsbedingung ist aber dennoch an jedem Punkt im Material erfüllt. Gleichung (2.4) wird von Yanagimoto als die maßgebliche Gleichung für die ES genannt [YAN14].

- **Häufig werden multiphysikalische Modelle benötigt:** Wenn mehrere Phänomene zur Bildung von ES beitragen, sind komplexe, multiphysikalische Simulationsmodelle erforderlich. So können neben dem makroskopischen mechanischen Modell zur Vorhersage inhomogener Verformungen auch thermische und mikrostrukturelle Modelle erforderlich sein, um die ES-Bildung aufgrund anderer Spannungsursachen zu berücksichtigen. Die Komplexität des Modells hängt daher vom Prozess und von seinen Merkmalen ab. [LIA21]

- **Validierung ist nicht trivial:** Das entwickelte Modell muss häufig durch ein rigoroses experimentelles Verfahren validiert werden. Der Vergleich von Messungen und Simulationen ist aufgrund der Unterschiede in der gemessenen Fläche sowie der Genauigkeit und räumlichen Begrenzung der Messungen oft nicht einfach. [TEK13]

Für die Vorhersage der ES-Bildung während des Fertigungsprozesses wurde eine Vielzahl von Modellen vorgeschlagen. Diese sind typischerweise weiße Modelle [VOL19]. Withers erklärt, dass sich die meisten Modelle in zwei Kategorien einteilen lassen [WIT01b]: Nach Eshelby abgeleitete analytische Modelle und numerische Finite-Elemente-Modelle. Eshelby entwickelte 1957 eine allgemeine Formulierung, deren Lösung die ES beschreibt, die sich aus der Platzierung eines beliebigen Einschlusses in einer Matrix mit gleichem E-Modul ergibt [ESH57]. Dieser Ansatz kann verallgemeinert werden, um ein beliebiges ES-Feld zu beschreiben, indem man es als Ergebnis einer Verteilung infinitesimaler Punktquellen innerhalb eines Bauteils betrachtet. Analytische Modelle auf der Grundlage der Eshelby-Formulierung haben den Vorteil, dass sie in kurzer Zeit analytisch berechnet werden können und eine klare Darstellung des mittleren Spannungsfeldes ermöglichen. Sie sind jedoch nicht in der Lage, detaillierte Spannungsfelder zu beschreiben [WIT01b].

FE-Modelle hingegen haben den Vorteil, dass komplexe Stoffgesetze modelliert und detaillierte Spannungsprofile beschrieben werden können. Dies ist jedoch mit sehr hohen Kosten für die Berechnung und die Ermittlung der Materialparameter verbunden. Bei der Simulation von ES mittels FEM ist eine sehr sorgfältige Untersuchung der Simulationsparameter erforderlich. Diese Aspekte werden von Tekkaya ausführlich beschrieben [TEK09]. ES werden als ein hochrangiger Validierungsparameter für Simulationen definiert, die eine hohe Präzision bei der Simulation sowohl des Umformprozesses als auch der elastischen Rückfederung erfordern. Insbesondere die Vorhersage des ES-Zustands des fertigen Bauteils erfordert ein genaues Materialmodell, das in der Lage sein sollte, alle relevanten Phänomene zu berücksichtigen. Der Aufwand für die Parameteridentifikation hängt stark von den Anforderungen an das Materialmodell ab. Bei Fertigungsprozessen, bei denen viele Zustandsgrößen des Materials über einen vergleichsweise großen Bereich variiert werden, sind

der Aufwand und die Kosten der Parameteridentifikation daher oft sehr hoch [VOL19]. Auch ist es aufgrund der unzureichenden räumlichen Auflösung der Messtechniken schwierig, hinreichend validierende Spannungsmessungen zu erhalten [WIT01a].

2.3 Eigenspannungen beim Voll-Vorwärts Fließpressen

2.3.1 Grundlagen des Voll-Vorwärts Fließpressens

Fließpressen wird nach DIN 8582 der Gruppe 2.1 dem Druckumformen zugeordnet [DIN8552]. Die Durchdruckverfahren unterteilen sich in Fließpressen, Strangpressen und Verjüngen [DIN8583].

DIN 8583-6 definiert diese Verfahren als [DIN8583]:

- Verjüngen (oder Reduzieren): Durchdrücken eines Werkstückes mit kleiner Formänderung vornehmlich zum Erzeugen einzelner Werkstücke
- Strangpressen: Durchdrücken eines von einem Aufnehmer umschlossenen Blocks vornehmlich zum Erzeugen von Strängen (Stäben) mit vollem oder hohlem Querschnitt.
- Fließpressen: Durchdrücken eines zwischen Werkzeugteilen aufgenommenen Werkstückes, z. B. Stababschnitt, Blechausschnitt, vornehmlich zum Erzeugen einzelner Werkstücke. Im Unterschied zum Verjüngen sind beim Fließpressen größere Formänderungen möglich.

Die Werkstückgeometrie bestimmt, ob es sich um einen Voll-, Hohl- oder Napfprozess handelt. Außerdem erfolgt eine Unterteilung hinsichtlich der Bewegung des Materials, die entweder als vorwärts, rückwärts oder quer bezeichnet wird. Die Hauptbewegungsrichtung des Stempels ist bei allen Verfahren identisch. [KLO17]

Die vorliegende Arbeit konzentriert sich auf das Fließpressen und das Verjüngen in Vorwärtsrichtung mit vollem Material. Der genutzte Werkzeugaufbau ist in Abbildung 6 dargestellt. Die geometrischen Hauptparameter, die sich aus dem Umformwerkzeug ergeben, sind: Umformgrad φ , Schulterwinkel 2β , Übergangsradien r_u und Länge der

Kalibrierzone f . Der Umformgrad beim Fließpressen ist ein charakteristischer Kennwert und wird definiert als:

$$\varphi = \ln\left(\frac{A_0}{A_1}\right) = 2 \cdot \ln\left(\frac{d_0}{d_1}\right) \quad (2.6)$$

Wobei A_0 und d_0 der Ausgangs-Querschnitt und -Durchmesser sind, A_1 und d_1 der Endquerschnitt und der -durchmesser [LAN08].

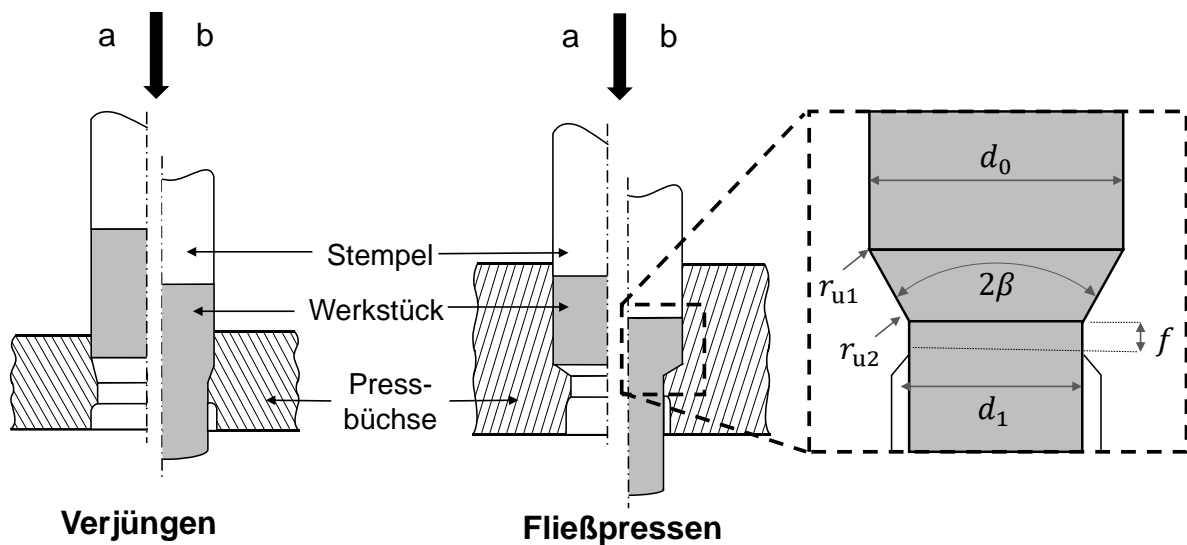


Abbildung 6 - Schematische Darstellung des Aufbaus des Verjüng- und Fließpressprozesses aus [DIN8583] und der geometrischen Parameter [LAN08].

Von großer Bedeutung ist eine geeignete Auswahl des tribologischen Systems, insbesondere des für die Werkstücke verwendeten Schmiermittels. Das Schmiersystem muss während des Voll-Vorwärts Fließpressens hohe Kontaktnormalspannungen und Oberflächenvergrößerungen ertragen. Daher wird die Anwendung von Schmierstoffträgerschichten für die meisten Fließpressprozesse empfohlen [BAY94]. Dabei handelt es sich um Phosphate für Eisenwerkstoffe, Oxalate für Edelstahl und Aluminate für Aluminium. Aufgrund der hohen Belastbarkeit und Temperaturstabilität wird Molybdän-disulfid (MoS_2) in der Regel als Festschmierstoff bei der Umformung von Edelstählen bevorzugt [VAZ19]. Während die Verwendung zweischichtiger konventioneller Schmierstoffbeschichtungen in vielen Anwendungen unvermeidlich ist, zielen neuere Entwicklungen auf die Verwendung ökologisch

unbedenklicher Beschichtungen oder den vollständigen Verzicht auf Schmierstoffe ab [BAY10].

2.3.2 Entstehung von Eigenspannungen beim Voll-Vorwärts Kaltfließpressen

Bei kaltfließgepressten Bauteilen zeigen sich negative Auswirkungen auf die Bauteileigenschaften durch die Bildung von ES [TEK86]. Das typische Profil der ES in tangentialer und axialer Richtung kann sehr gut in FE-Simulationen dargestellt werden, wie in Abbildung 7 von Landkammer zu erkennen. Hohe Zug-ES sind an der Oberfläche zu finden, während Druck-ES in der Mitte des Bauteils konzentriert sind [LAN19]. Wie im Kapitel 2.1.3 dargestellt, ist diese Konfiguration im Allgemeinen höchst unerwünscht. Aufgrund ihrer axial-symmetrischen Geometrie sind fließgepresste Bauteile häufig zyklischen Belastungen ausgesetzt, wobei das Vorhandensein von Oberflächen-Zug-ES die Bildung und Ausbreitung von Rissen während der zyklischen Beanspruchung begünstigt [FLO21]. Die ES-höhe und der -gradient machen diese Teile auch sehr anfällig für Verzugsprobleme, insbesondere bei nachfolgenden Bearbeitungen. Da es sich bei diesen Bauteilen in der Regel um Halbzeuge handelt, kann es vorkommen, dass sie Folgeprozesse durchlaufen, die dieses Gleichgewicht verändern und zu unerwünschten Verformungen führen.

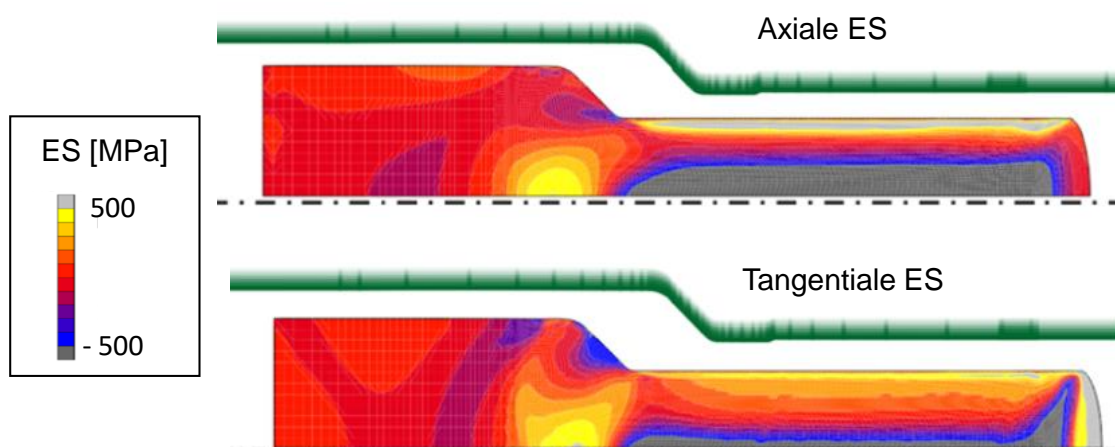


Abbildung 7 - Typischer ES Profil beim Voll-Vorwärts Fließpressen in axialer und tangentialer Richtung. [LAN19]

Verantwortlich für diese ES ist beim Kaltfließpressen das stark inhomogene Fließverhalten des Materials, das sowohl das Zentrum als auch die Oberfläche der Werkstücke prägt [ZHA14]. Der Materialfluss beim Voll-Vorwärts Fließpressen kann mit Hilfe visioplastischer Methoden analysiert werden, wie in Abbildung 8 dargestellt. Die visioplastische Analyse zeigt deutlich, wie der axiale Materialfluss in der Mitte des Bauteils schneller als an der Oberfläche ist. Diese inhomogene Verformung verhindert eine vollständige elastische Rückstellung des Materials, wodurch hohe ES im umgeformten Teil erhalten bleiben. In Abbildung 8 ist zudem ein stationärer Bereich zu erkennen, der als wichtiges Merkmal bei der Untersuchung der ES berücksichtigt werden muss [OSS18].

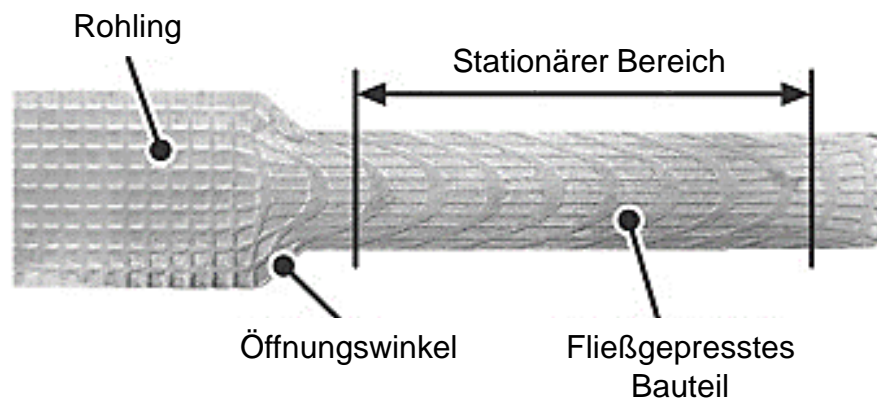


Abbildung 8 - Analyse des Materialflusses beim Voll-Vorwärts Fließpressen durch visioplastische Methoden. [OSS18]

Tekkaya beleuchtet in seiner Dissertation das Thema der ES-Bildung beim Kaltfließpressen tiefergehend [TEK86]. Er verdeutlicht, dass der endgültige ES-Zustand eines kaltfließgepressten Bauteils nicht nur von der inhomogenen Verformung während des ersten Umformschritts abhängt, sondern auch von dem anschließenden Ausstoßen aus dem Umformwerkzeug. Tatsächlich erfährt das Bauteil während des Ausstoßens eine weitere plastische Verformung, da das Bauteil ein zweites Mal in entgegengesetzter Richtung durch die Kalibrierzone gepresst wird. Die Untersuchung der ES-Bildung muss daher die verschiedenen Teilschritte des Voll-Vorwärts Fließpressens berücksichtigen, die in Abbildung 9 dargestellt sind. Insbesondere Tekkaya stellt in seinen Untersuchungen fest, dass die hohen Zug-ES auf der Oberfläche der Bauteile

in axialer und tangentialer Richtung nach dem Auswerfen erheblich reduziert sein können [TEK85].

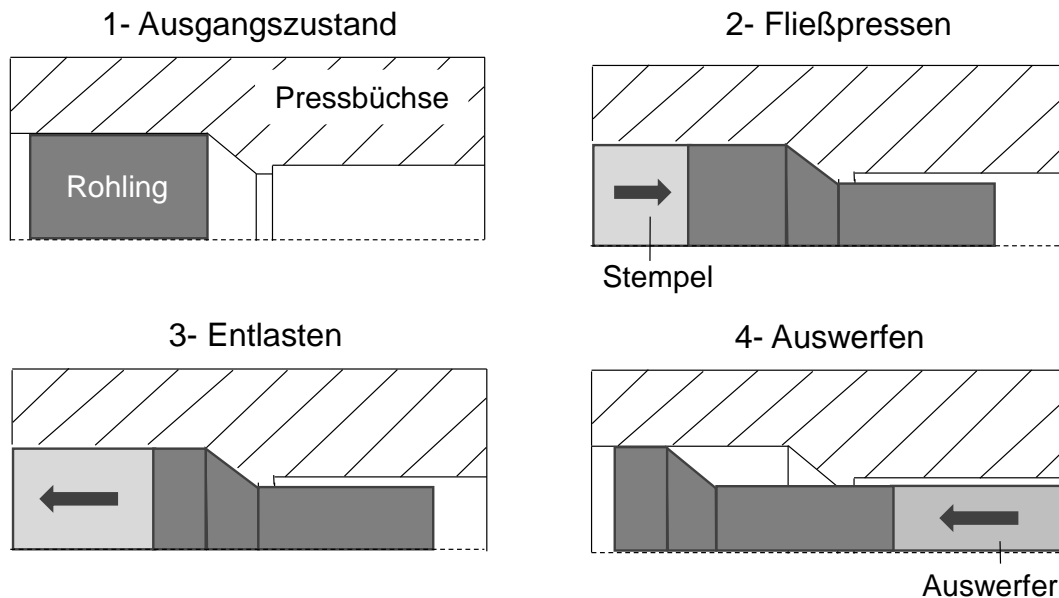


Abbildung 9 - Einzelne Schritte beim Voll-Vorwärts Fließpressen nach Tekkaya. [TEK86]

Tekkaya erklärt die Ursache für diesen ES-Abbau anhand eines Gedankenexperiments. Der Aufbau des verwendeten Modells wird in Abbildung 10a gezeigt [TEK86]. Das Modell beschreibt einen Zugversuch, bei dem der Kern des Probekörpers aus einem Vollkörper mit Druck-ES besteht. Der Mantel der Probe ist ein Hohlkörper mit Zug-ES. Abbildung 10b zeigt die Spannungsentwicklung während des Zugversuchs im Kern und im Mantel in einem Spannungs-Dehnungs-Diagramm. Die Spannungskurve des Mantels erreicht deutlich früher den plastischen Bereich (nach Punkt A) als die des Kerns (erst nach Punkt B). Daraus folgt, dass der Mantel länger plastisch verformt wird als der Kern. Im Punkt C wird nun die Probe entlastet. Nach dem Entlastungsvorgang kann im Punkt D beobachtet werden, dass die ES sowohl im Kern als auch im Mantelbereich drastisch gesunken sind. Die Fließkurve des Mantels erstreckt sich über einen längeren Dehnungsbereich als die Fließkurve des Kerns. Dieser Längenunterschied zwischen Mantel und Kern muss ausgeglichen werden und dies erfolgt durch einen Abbau der ES. [TEK86]

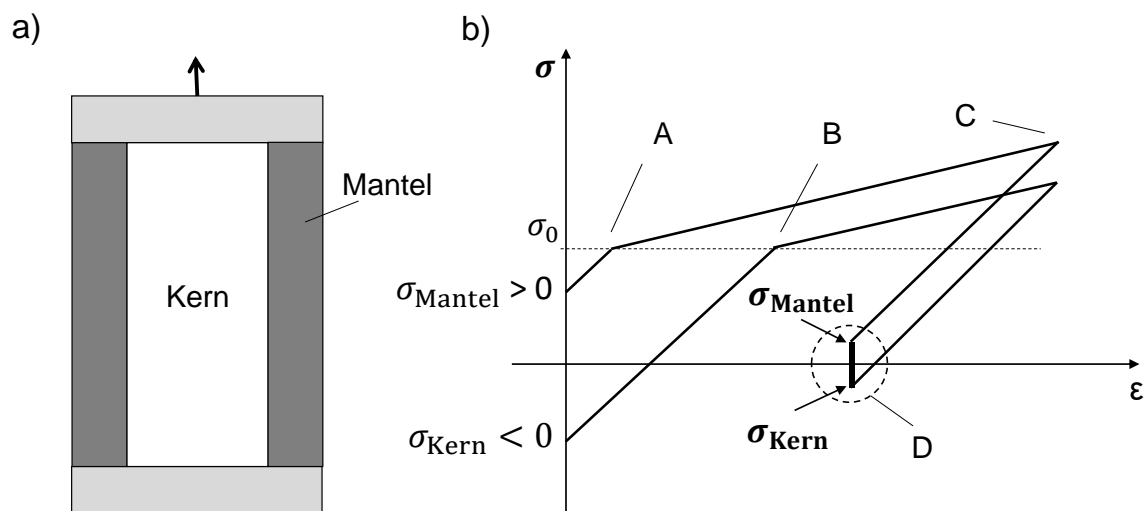


Abbildung 10 - Erklärung des ES-Abbaus beim Auswerfen durch ein Gedankenexperiment nach Tekkaya. σ_{Kern} und σ_{Mantel} sind die Spannungen im Kern bzw. im Mantel: Modellaufbau (a) und Spannungs-Dehnungs-Diagramm (b). [TEK86]

Die große Bedeutung der Ausstoßphase für den endgültigen Spannungszustand wird experimentell und numerisch durch andere Quellen bestätigt, z. B. Jobst [JOB19] und Narita [NAR17]. Daraus ergibt sich auch die Notwendigkeit einer genauen Modellierung der Ausstoßphase in FE-Simulationen. Insbesondere wird ein kinematisches Verfestigungsmodell von Narita empfohlen, um eine angemessene Simulation der Rückfederung nach der ersten Umformung zu erhalten [NAR17]. Jobst et al. finden unerwartete Ergebnisse beim Vergleich von fließgepressten Teilen aus dem Einphasenstahl 1.4016 und dem Zweiphasenstahl 1.4462 [JOB19]. Diese Ergebnisse zeigen, dass je nach Werkstoff unterschiedliche Mechanismen der ES-Erzeugung beim Auswerfen auftreten können. Hier verändert der Ausstoßschritt die Höhe der ES in den Bauteilen, wobei sie in 1.4016 reduziert und in 1.4462 erhöht werden. Die Autoren erklären dieses Phänomen mit der unterschiedlichen Festigkeit der beiden Werkstoffe. Da sich der ES-Zustand im relativ weichen einphasigen 1.4016 in tangentialer Richtung ändert, zeigt sich, dass die Werkzeugrückfederung das Bauteil beim Auswerfen in radialer, tangentialer und axialer Richtung plastisch verformt. Dadurch werden, ähnlich wie beim Kugelstrahlen, vorhandene Zug-ES in beiden Richtungen abgebaut. Aufgrund der höheren Festigkeit von 1.4462 kommt es beim Auswerfen weder in radialer noch in tangentialer Richtung zu einer plastischen Verformung, so dass die tangentialen

ES auf demselben Niveau bleiben. In axialer Richtung werden die vorhandenen Zug-ES durch plastische Verformung infolge der Reibungsschubspannungen beim Ausstoßen erhöht.

2.3.3 Einflussfaktoren

Die verfügbare Literatur zum Thema Beeinflussung der ES beim Kaltfließpressen wird in diesem Kapitel gesammelt und nach den verschiedenen Parametern gegliedert. Es ist festzustellen, dass die Quellen in vielen Fällen unvollständig sind oder sich sogar widersprechen. Dies könnte auf verschiedene Gründe zurückzuführen sein. Zunächst einmal gibt es bekannte Schwierigkeiten im Zusammenhang mit der experimentellen Messung und der numerischen Vorhersage der ES. Die räumliche Begrenzung und die Fehlerstreuung der Messungen können zu einem großen Bias führen, so dass die Schlussfolgerungen ein gewisses Maß an Interpretation der Ergebnisse erfordern. Dies gilt insbesondere für weiche Materialien, bei denen die Fehlerstreuung in der gleichen Größenordnung wie die ES liegen kann. Andererseits können die Auswirkungen so gering sein, dass sie nicht so relevant sind, dass ein echter Trend erkennbar ist. Zweitens ist eine Verallgemeinerung der in einer Versuchsreihe erzielten Ergebnisse für andere Materialien und Geometrien nicht unbedingt möglich. Da viele Parameter an dem Prozess beteiligt sind, müssen physikalische Begründungen für die zugrundeliegenden Mechanismen gefunden werden, die nachfolgend vorgestellt werden.

Umformgrad

Der Einfluss des Umformgrades auf die ES wurde in verschiedenen Arbeiten beschrieben. Tekkaya erkennt, dass es einen kritischen Wert gibt, der zwei unterschiedliche Phänomene definiert [TEK86]. Unterhalb des kritischen Wertes von ca. $\varphi=0,3$ kontrollieren die für die Ausstoßphase beschriebenen Phänomene die ES-Bildung. In diesem Bereich führt eine Erhöhung des Umformgrads zu einem kleineren Wert von ES an der Oberfläche. Das gleiche Verhalten wird auch von Midha beobachtet [MID76]. Seine Arbeit zeigt, dass die ES durch ein zweistufiges Fließpressen positiv modifiziert werden können durch eine kleine Reduktion von etwa 2 % im Anschluss an die Hauptumformung. Dies

führt dazu, dass axiale ES im Druckbereich erreicht werden. Abbildung 11 zeigt dieses Phänomen. Beide Autoren (Midha und Tekkaya) vergleichen die Phänomene des Fließpressens mit dem Skin-Pass-Verfahren beim Kaltziehen. Bei diesem Verfahren ist seit langem bekannt, dass eine letzte Umformstufe mit geringem Umformgrad zu Druck-ES an der Oberfläche führt [BÜH68, KRE67]. Heutzutage ist es eine gängige industrielle Technik, bei kaltgezogenen Teilen eine Skin-Pass-Reduzierung von etwa 2% vorzunehmen [LIN08].

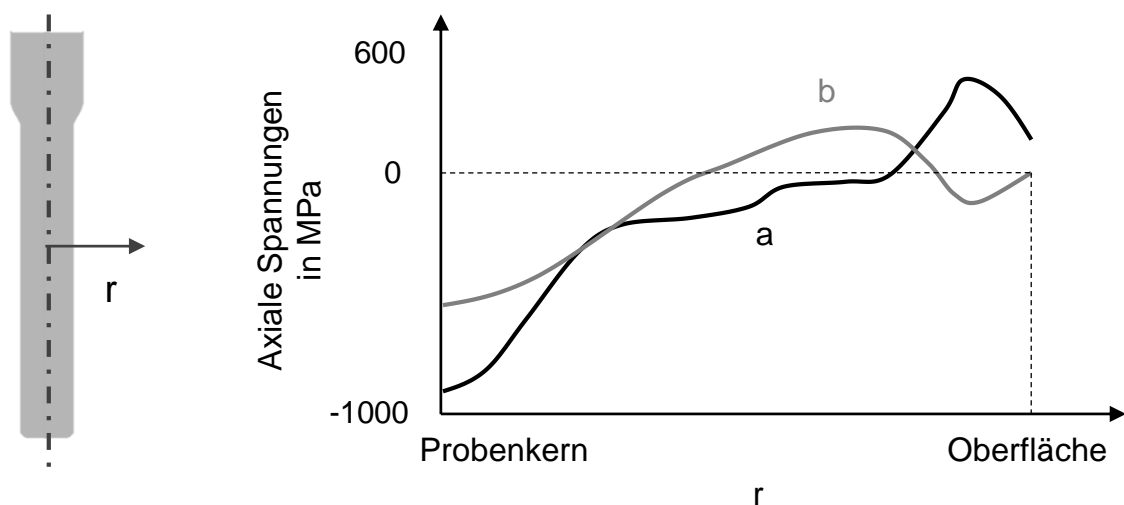


Abbildung 11 - Axiales Spannungsprofil für konventionelles Fließpressen (a) und zweistufiges Verfahren mit Skin-Pass bei 2% (b) aus [MID76].

Im Gegensatz dazu führt eine Erhöhung des Umformgrads über den kritischen Wert zu einem weiteren Anstieg der Zug-ES im Oberflächenbereich [MID76, TEK86]. Dies ist durch die erhöhte Inhomogenität im Materialfluss zwischen Zentrum und Oberfläche der Probe zu erklären, die eine der drei Hauptursachen für die ES-Bildung in Fertigungsprozessen ist. Zucko berichtet dagegen von einem entgegengesetzten Phänomen [ZUC97]. Am Kohlenstoffstahl C15 wird experimentell eine Verringerung der oberflächennahen Zug-ES bis hin zu Druck-ES bei hohen Umformgraden nachgewiesen. Auch Jobst berichtet von einem anderen Verhalten für das Zweiphasenmaterial 1.4462 [JOB19], bestätigt aber die Beobachtungen von Midha und Tekkaya für das Material 1.4016.

Reibung

In der Literatur finden sich nur wenige Hinweise auf die Auswirkungen des Reibungskoeffizienten auf die ES beim Fließpressen. Midha weist darauf hin,

dass eine Änderung des Materialflusses beim Fließpressen durch den Reibungskoeffizienten an der Matrizenoberfläche bewirkt werden kann, was möglicherweise zu entsprechenden Änderungen des ES-Profiles führen könnte [MID76]. Jobst untersucht experimentell und numerisch die Auswirkungen von drei verschiedenen tribologischen Systemen (Polymere, Seifen- und MoS₂-basierte Schmiermittel) beim Voll-Vorwärts Fließpressen von 1.4016 [JOB21a]. Experimentell wird festgestellt, dass die oberflächennahen Zug-ES durch die Verwendung von Schmiermitteln mit reduzierter Reibung zwischen Werkstück und Werkzeug reduziert oder sogar in Druck-ES umgewandelt werden. Das Polymer liefert die besten Ergebnisse (-90 MPa bei $2\beta = 120^\circ$), während mit MoS₂ die höchsten Zug-ES (ca. 100 MPa bei $2\beta = 120^\circ$) gemessen werden. Die Simulationen desselben Prozesses bilden diesen Effekt jedoch nicht ab und zeigen vernachlässigbare Änderungen des ES-Zustands mit der entsprechenden Variation des Reibungskoeffizienten. Schließlich wird beim Kaltziehen nachgewiesen, dass die Reibung keine signifikante Rolle bei der ES-Bildung spielt [KO07].

Schulterwinkel

Kleinere Öffnungswinkel führen zu einem gleichmäßigeren Geschwindigkeitsfeld im Querschnitt des fließgepressten Materials [SOL10]. Dies sollte zu einer Verringerung der Inhomogenität der Verformung und zu einer allgemeinen Abnahme der oberflächennahen Zug-ES führen [MID76]. Miura [MIU73] als auch Hosford [HOS07] stellen fest, dass eine Verringerung von 2β das ES-Profil in einem fließgepressten Bauteil nicht wesentlich verändert, aber die Zug-ES an der Oberfläche des Werkstücks leicht reduziert werden können. Tekkaya kommt zu ähnlichen Ergebnissen und beobachtet, dass ein Öffnungswinkel von 30° zu kleineren Zug-ES an der Oberfläche und kleineren Druck-ES in der Mitte führt als 60° und 90° in seinem Versuchsaufbau [TEK86]. Jobst zieht jedoch andere Schlussfolgerungen, indem er Öffnungswinkel von 60° , 90° und 120° an Bauteilen aus 1.4016 testet [JOB21a]. Seine experimentellen Ergebnisse zeigen, dass ein Öffnungswinkel der Matrize von $2\beta = 90^\circ$ zu den höchsten beobachteten oberflächigen Zug-ES führt, während die Verwendung von höheren oder niedrigeren Schulterwinkeln zu

einer Verringerung der ES führt und sogar eine Umwandlung zu Druck-ES verursachen kann.

Verfestigung des Materials

Tekkaya weist darauf hin, dass stärker verfestigende Werkstoffe höhere ES beibehalten sollten, da die Differenz bei der Umformung zwischen Kern und Oberfläche größer ist [TEK86].

Ursprünglicher Spannungszustand

Halbzeuge für das Kaltfließpressen werden durch verschiedene Verfahren wie Walzen, Ziehen und Wärmebehandlungen hergestellt. Daher kann sich der Spannungszustand dieser Teile vor dem Umformprozess stark unterscheiden. Jobst et al. untersuchen experimentell den Einfluss des Werkstoffzustandes auf die resultierenden Prozesseigenschaften und die resultierenden ES für Rohlinge aus 1.4016 im weichgeglühten und gezogenen Zustand. Trotz unterschiedlicher ES im Ausgangsmaterial wird in den umgeformten Bauteilen ein ähnlicher oberflächennaher ES-Zustand gemessen. Auch Unterschiede in der Korngröße und der Mikrohärteverteilung im Ausgangsmaterial führen zu keiner signifikanten Veränderung der ES in umgeformten Bauteilen. Diese Ergebnisse lassen den Schluss zu, dass eine geringe Vorverfestigung im Werkstoff keine Veränderungen der Prozess- und Bauteileigenschaften bewirkt. Daraus wird die Empfehlung abgeleitet, dass bei Halbzeugen auf ein Weichglühen verzichtet werden kann. [JOB21b]

Gradation-Extrusion

Gradation-Extrusion ist ein Verfahren, das erstmals von Neugebauer et al. mit dem Ziel entwickelt wird, eine ultrafeine Kornstruktur auf der Oberfläche von fließgepressten Bauteilen zu erzeugen [NEU12]. Das Prozessprinzip beruht auf dem ECAP-Verfahren (eng. Equal Channel Angular Pressing), bei dem ein Bauteil einer starken plastischen Verformung und einer mehrfachen Änderung der Umformrichtung unterzogen wird. Beim Gradation-Extrusion-Verfahren wird dies durch die Herstellung spezieller Umformelemente auf dem

Umformwerkzeug erreicht. Kürzlich wurde festgestellt, dass diese Technologie auch die ES in den umgeformten Bauteilen beeinflusst. Selbmann et al. untersuchen die Auswirkung von zwei basilaren Umformelementen, einem konkaven und einem konvexen Einschnitt, auf den Werkstoff 1.4301 [SEL21]. Die Ergebnisse dieser beiden Geometrien werden mit einer konventionellen Matrizengeometrie verglichen, wie in Abbildung 12 dargestellt. Die von den Autoren präsentierten Ergebnisse weisen auf einen erheblichen Einfluss auf den oberflächennahen ES-Zustand hin, während bei beiden Geometrien Druck-ES an der Oberfläche gemessen werden.

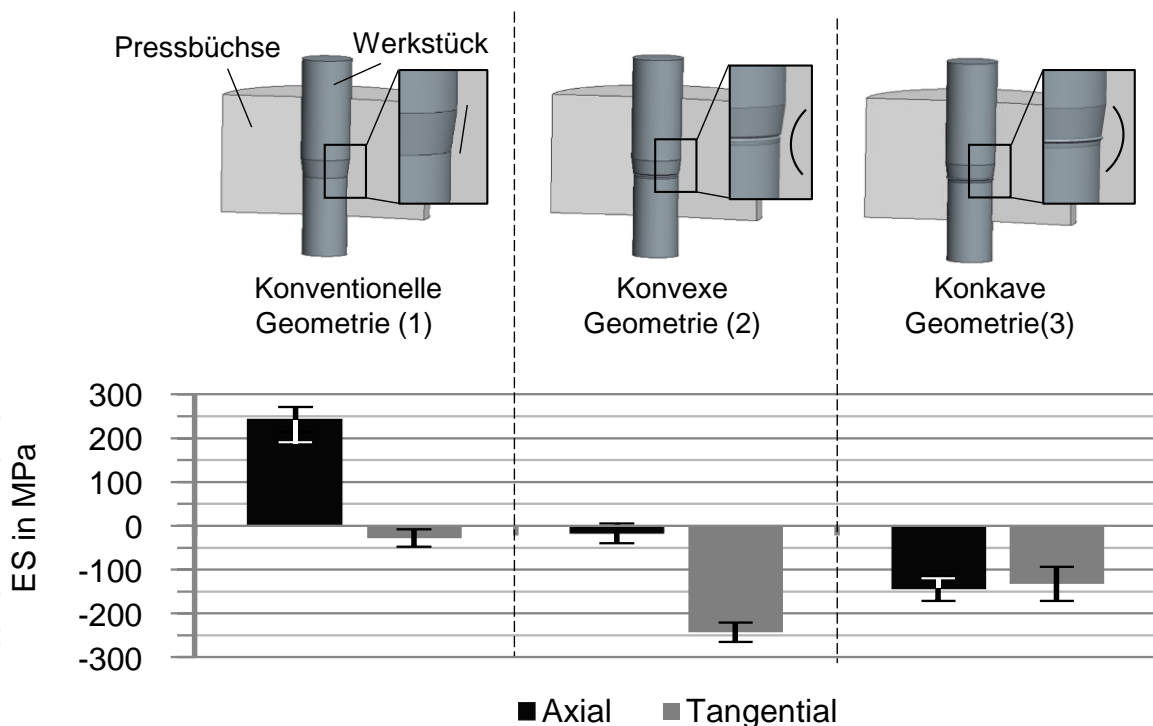


Abbildung 12 - Gradation Extrusion: Oberflächeneigenspannungen an Proben, die durch das Einbringen verschiedener Umformelemente hergestellt wurden. [SEL21]

2.3.4 Schädigungsmechanismen und Einfluss auf die Ermüdungslebensdauer

Schädigung in Metallen beschreibt die Abnahme der Tragfähigkeit durch das Auftreten und die Entwicklung von Hohlräumen [HER20]. Dies geschieht aufgrund von Inhomogenitäten wie Einschlüssen oder Korngrenzen und wird durch plastisches Fließen ausgelöst und ist daher für alle Umformprozesse relevant. Tekkaya et al. zeigen, dass fließgepresste Teile in hohem Maße von

Schädigungen betroffen sind, selbst wenn keine makroskopischen Risse vorhanden sind [TEK17]. Es wird beobachtet, dass Schäden einen großen Einfluss auf die Ermüdungslebensdauer von mechanischen Komponenten haben und daher als Produkteigenschaft betrachtet werden müssen. Versagensarten, die beim Voll-Vorwärts Fließpressen von Stangen auftreten können, sind Chevron-Risse im Bauteilkern oder Oberflächenrisse. Die Rissbildung im Bauteilkern wird durch einen Zugspannungszustand in der Umformzone verursacht. Die Auswirkung der Schädigung auf die Bauteileigenschaften ist nur schwer von der Auswirkung der ES und der Kaltverfestigung zu trennen. Dies wird jedoch von Hering in seiner Doktorarbeit über fließgepresste Bauteile erreicht [HER20b]. In seiner Arbeit werden Probekörper für Ermüdungsversuche aus der Mitte von fließgepressten Bauteile gefräst, wie in Abbildung 13 dargestellt. Es zeigt sich, dass trotz veränderter Umformparameter die Verfestigung und ES im Mittenbereich der Proben unverändert blieben. Daher wird der Einfluss der Schädigung durch die Analyse der gefrästen Proben von den Effekten der ES und der Verfestigung isoliert. In den folgenden Untersuchungen wird festgestellt, dass die Schädigung einen großen Einfluss auf die Ermüdungslebensdauer dieser Bauteile hat [HER20]. Die Entwicklung der duktilen Schädigung beim Voll-Vorwärts Fließpressen steht in engem Zusammenhang mit dem Belastungspfad, der während des Umformprozesses auftritt. Die wichtigsten Parameter, die sich darauf auswirken, sind der Umformungsgrad und der Öffnungswinkel der Matrize, da sie die Triaxialität und den Lode-Winkel im Prozess beeinflussen. Hering untersucht in seiner Dissertation auch die Wirkung einer Gegenkraft während des Fließpressprozesses [HER20b]. Ein zunehmender Gegendruck unterdrückt die Schädigungsmechanismen und -entwicklung, da die Triaxialität in der Umformzone durch die Erhöhung der hydrostatischen Spannung reduziert wird. Die Anwendung einer Gegenkraft in diesen Proben, aus der der Einfluss von ES und Kaltverfestigung entfernt wird, führt jedoch nur zu einer maximalen Verbesserung der Ermüdungslebensdauer von 6 %. Die Ergebnisse werden in Abbildung 13 dargestellt, wobei der Gegendruck p_G im Verhältnis zur Anfangsfließspannung k_{f0} ausgedrückt wird. Dieser Wert ist für die Autoren überraschend niedrig, im Vergleich zu Proben, die durch eine Änderung des Matrizenöffnungswinkels den selben Wert für die Triaxialität aufweisen und bei

denen eine Verbesserung der Ermüdungslebensdauer von mehr als 20 % erreicht wurde.

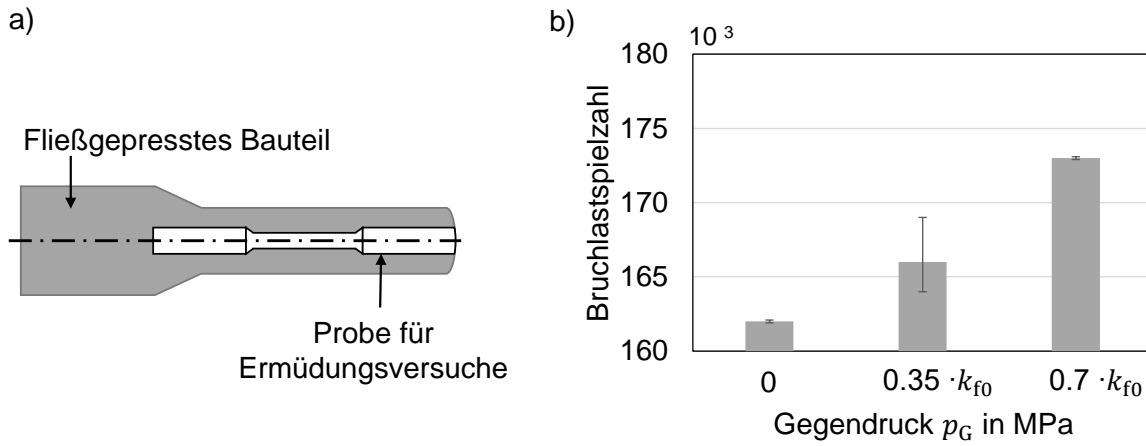


Abbildung 13 - Fräsen von Proben für Ermüdungsversuche (a) und Ergebnisse für verschiedene Werte des Gegendrucks p_G im Verhältnis zur Anfangsfließspannung k_{f0} (b) aus Hering [HER20b].

3 Motivation, Zielsetzung und Vorgehensweise

3.1 Eine neue Perspektive

Im Rahmen des beschriebenen Stands der Technik wird klar, dass das gezielte Einbringen von ES in der Umformtechnik ein enormes Potenzial zur Verbesserung der Eigenschaften von Bauteilen bietet [E1]. Ihre Beherrschung kann z. B. die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit, die Herstellung von Bauteilen mit geringerem Querschnitt (im Rahmen des Leichtbaus), die Erhöhung der Korrosionsbeständigkeit in schwierigen Umgebungen oder die Einflussnahme auf die Ausbreitung magnetischer Felder ermöglichen. Allerdings werden ES in der heutigen industriellen Realität in erster Linie als ein Problem mit potenziell unerwünschter Auswirkung wahrgenommen, während erreichbare Leistungssteigerungen durch gezielte ES-Einbringung oft nicht berücksichtigt werden. Daher zielen Gegenmaßnahmen hauptsächlich auf ihre Begrenzung während der Produktionskette ab, um unerwünschte Verzerrungen zu vermeiden. Dies ist z. B. beim Spannungsabbau durch zwischengeschaltete Wärmebehandlungen der Fall. In den heutigen Produktionsketten kann eine gezielte ES-Anpassung nur durch zusätzliche Arbeitsgänge an den Fertigprodukten erreicht werden, z. B. durch Festwalzen oder Kugelstrahlen. Dies erhöht die Bearbeitungszeiten und Produktionskosten. Bei diesen Verfahren erfolgt eine nicht vollständig kontrollierte ES-Anpassung insofern, dass die Art der ES im oberflächennahen Bereich (im Allgemeinen von Zug auf Druck) angepasst wird, nicht aber deren Größe und Profil. Ungeachtet der Vorteile, die eine Optimierung der ES mit sich bringen würde, wird daher heute in der Industrie kein Unterschied gemacht und die Werkstücke werden mit unveränderten Prozessparametern hergestellt. Eine intelligente Prozessgestaltung sollte jedoch darauf abzielen, den ES-Zustand während der Umformprozesse zu manipulieren, um einen für die gewünschte Anwendung optimierten Spannungszustand zu erreichen.

In der vorliegenden Arbeit wird ein drastischer Paradigmenwechsel bei der Herstellung von kaltfließgepressten Bauteilen angestrebt. Ziel dieser Strategie ist es, die Leistungsfähigkeit dieser Komponente durch eine bewusste, anforderungsspezifische und systematische Optimierung ihres Spannungszustandes zu verbessern. Dieser Prozess wird als „Maßgeschneidertes ES-Design“ (engl. Tailored Residual Stress Design) bezeichnet. Eine Übersicht über diesen Ansatz und seine Unterschiede zur derzeitigen Fertigungsstrategie in Bezug auf die ES-Einstellung beim Voll-Vorwärts Fließpressen ist in Abbildung 14 dargestellt. Anders als bei der derzeitigen Strategie muss die Prozessauslegung die Anwendung und die daraus resultierenden äußeren Belastungen während des Betriebs eines Bauteils berücksichtigen. Zusammen mit der Kenntnis von Werkstoffparametern und geometrischen Merkmalen sollte ein Ziel-ES-Profil festgelegt werden. Schließlich wird die Strategie für die Herstellung jedes Bauteils differenziert, indem die Prozessparameter entsprechend angepasst werden, um die gewünschten Spannungsprofile in jedes Teil einzubringen.

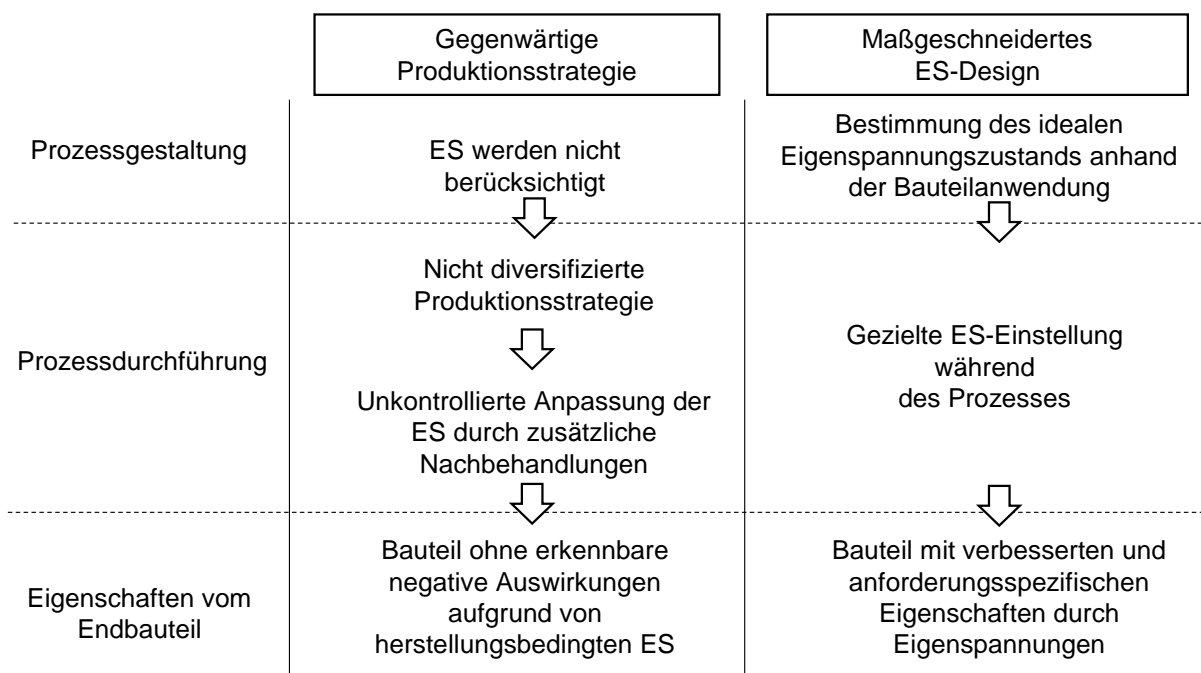


Abbildung 14 - Schematische Darstellung der Merkmale der Strategie des "maßgeschneiderten ES-Designs" und Vergleich mit der konventionellen Fertigung.

3.2 Zielsetzung

Die größte Herausforderung für den tatsächlichen Einsatz eines maßgeschneiderten ES-Designs in der Fertigung ist die Entwicklung geeigneter Systeme für die gezielte prozessbegleitende ES Einstellung. Die vorliegende Arbeit befasst sich mit der Untersuchung einer neuartigen Strategie für die tatsächliche Einführung eines kontrollierten Spannungszustands in kaltfließgepressten Bauteilen. Ziel ist es, ein praktikables und effizientes Verfahren zu entwickeln, seine Wirksamkeit nachzuweisen und die Möglichkeit zu prüfen, leistungsfähigere Bauteile zu liefern.

Die Gestaltung dieses Systems soll einige Aspekte berücksichtigen, die für die zukünftige Entwicklung und den tatsächlichen Einsatz der Technologien notwendig sind:

- Die Einführung von ES-orientierten Techniken sollte wirtschaftlich tragfähig sein. Insbesondere sollte die neue Strategie nicht mit einer Erhöhung der Prozesszeiten oder einer signifikanten Erhöhung der variablen Kosten für Material oder Bearbeitungswerkzeuge verbunden sein. Für dieses Ziel ist der Einsatz von Inline-Systemen, die in bestehende Prozessketten eingefügt werden können, sehr wünschenswert.
- Diese Inline-Systeme sollten zudem flexibel einsetzbar sein und eine gezielte Einstellung des ES-Zustandes ohne den Bau verschiedener Umformwerkzeuge ermöglichen. Es werden also aktive Werkzeuge benötigt, deren Parameter gezielt während des Prozesses eingestellt werden können.
- Eine weitere wichtige Herausforderung für den systematischen Einsatz dieser Systeme ist die Bereitstellung von adäquaten Vorhersagemodellen, die eine zuverlässige und zeiteffiziente Bestimmung der optimalen Prozessparameter ermöglichen. Tatsächlich kann die Verfolgung der ES-Entwicklung in Umformprozessen sehr aufwändig sein, insbesondere durch experimentelle oder numerische Methoden. Daher sind Modelle für die Bestimmung von ES in Umformprozessen, die auf gut begründeten Vereinfachungen beruhen, sehr wünschenswert.

Um den Ausgangspunkt und die Ziele der vorliegenden Arbeit zu definieren, können wir uns auf die aus der Raumfahrt abgeleitete Technologieentwicklungsskala (im Englischen als Technology-Readiness-Level oder TRL bezeichnet) beziehen, die in Abbildung 15 dargestellt ist. Ausgehend von der untersten Stufe der Skala (Beobachtung und Beschreibung des Funktionsprinzips) besteht das Ziel dieser Doktorarbeit darin, diese auf eine TRL-Stufe von 4 zu bringen, was einer vollständigen Validierung der entwickelten Technologien unter Laborbedingungen entspricht. Auf dem Weg dorthin müssen einige Meilensteine erreicht werden. Erstens ist es in dieser Phase notwendig, sich auf ein tiefes Verständnis der zugrundeliegenden Phänomene zu konzentrieren, was deren gezielte Nutzung und die Konzeption von Systemen für deren Modellierung ermöglicht. Zweitens ist eine umfassende experimentelle Validierung der Ergebnisse erforderlich, zusammen mit einer Beschreibung der Prozessgrenzen und Herausforderungen für den industriellen Einsatz.

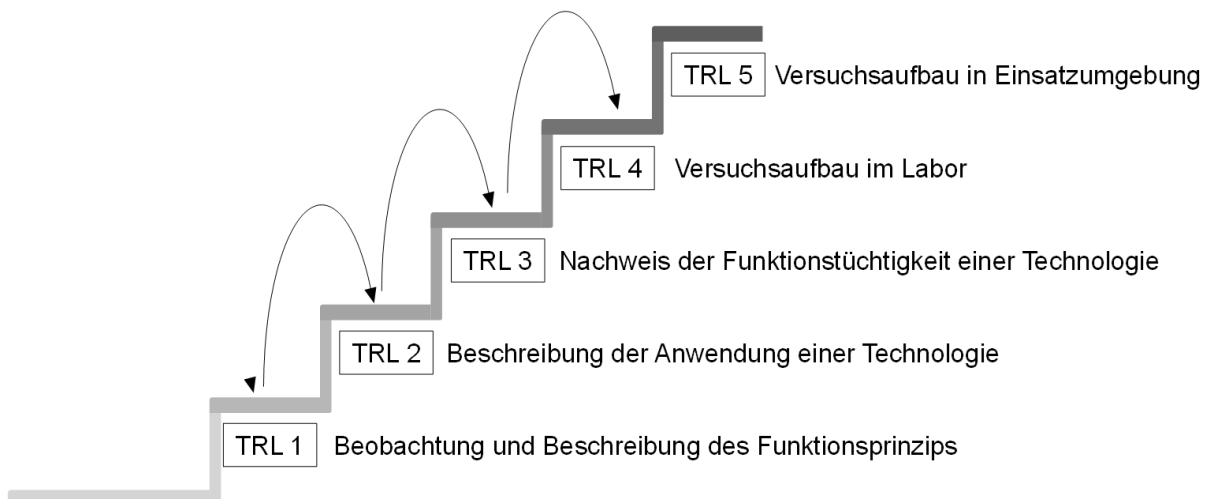


Abbildung 15 - Darstellung der Ziele der vorliegenden Arbeit auf der TRL-Skala.

3.3 Vorgehensweise

Die Arbeit ist in einer Top-Down-Struktur aufgebaut. Zunächst werden Erkenntnisse über ES-Überlagerungsphänomene bei achsensymmetrischen Massivumformprozessen untersucht. Hier zielen theoretische Aspekte und Beobachtungen darauf ab, allgemeine Modelle zu erstellen, die wichtige Phänomene für diese Familie von Technologien beschreiben. In einem zweiten Schritt wird der Fokus ausschließlich auf das Voll-Vorwärts Fließpressen

gerichtet. Es wird eine Strategie zur gezielten ES-Einleitung beschrieben, die den gesamten Prozess berücksichtigt. Anschließend werden die einzelnen Prozessschritte (Umformen und Auswerfen) separat analysiert. In dieser Phase werden die Strategien im Detail beschrieben, analysiert und validiert. Der Arbeitsablauf für die Entwicklung dieser Strategien ist folgender:

1. Prozessgestaltung durch Finite-Elemente-Methoden und Beschreibung der zugrundeliegenden Phänomene
2. Proof-of-Concept und Validierung durch experimentelle Techniken
3. Untersuchung und Beschreibung der Prozessgrenzen durch FE

Nachdem die Wirksamkeit dieser Strategien zur gezielten Beeinflussung des Spannungszustandes experimentell bewertet wurde, wird die tatsächliche Verbesserung der Bauteileigenschaften hinsichtlich Ermüdung, Korrosion und Verzug experimentell verifiziert. Schließlich werden die Strategien zur ES-Anpassung kombiniert.

Zusammenfassend lässt sich die Arbeit wie folgt gliedern:

- Kapitel 5- ES-Überlagerung bei der achsensymmetrischen Umformung
- Kapitel 6 – Übersicht der Umformstrategien
- Kapitel 7 und 8 - Beschreibung der einzelnen Techniken für die gezielte Einführung von ES und deren experimentelle Validierung
- Kapitel 9 – Experimenteller Nachweis der Bauteileigenschaftsverbesserung durch Eigenspannungen
- Kapitel 10 - Kombination der beiden Techniken und Bewertung des erreichbaren Spektrums von ES-Profilen

4 Versuchseinrichtungen, Werkzeuge und Werkstoffe

In diesem Kapitel erfolgt zunächst die Darstellung der verwendeten Anlagen und Werkzeuge für die experimentellen Arbeiten. Darauf folgen die Charakterisierung der untersuchten Werkstoffe, sowie die Beschreibung der numerischen Modelle.

4.1 Anlagen

4.1.1 Umformanlagen

Presse

Die experimentellen Fließpressversuche werden mit einer Servomotorpresse (Modell SWPT 2500 der Firma Synchropress) durchgeführt. Diese Anlage erlaubt frei programmierbare Stößelbewegungen. Die verwendete Anlage verfügt außerdem über ein servoelektrisches Ziehkissen, das im Pressentisch verbaut ist. Die Regelung der servoelektrischen Antriebe kann sowohl kraft- als auch weggesteuert erfolgen. [SYNCH]

Rundknetanlage

Rundkneten wird auf der Umlauf-Einstich-4-Stößel-Hämmermaschine der Firma HMP vom Typ UR8-4-DD-50LH-CNC durchgeführt. Die Anlage eignet sich sowohl für das Einstech- und Vorschubrundkneten als auch für das Axial-Radial-Umformen. Die Anlage besitzt eine automatisierte CNC Steuerung, die die radiale Zustellung, den axialen Vorschub und den Gegenhalterdorn steuert. [HMP86]

Oberflächenhämmerssystem

Bei den experimentellen Untersuchungen wird ein elektromagnetisches Hämmerssystem der Firma Accurapuls GmbH eingesetzt. Mit dieser Anlage sind

Hämmerfrequenzen zwischen 20 Hz und 400 Hz, sowie Bearbeitungskräfte von bis zu 1000 N möglich.

4.1.2 Materialcharakterisierungsmaschinen

Druckversuche

Die Fließkurven der untersuchten Materialien werden aus Druckversuchen abgeleitet. Die Druckversuche werden mithilfe einer Zug-Druck Prüfanlage der Firma Zwick Roell (Material-Prüfmaschine Allround-Line 100 kN) durchgeführt.

Incremental-Step-Tests (IST)

Die Incremental-Step-Tests werden auf einer servohydraulischen 60 kN-Prüfmaschine der Firma Schenck durchgeführt, Abbildung 16. Die Regelung und Datenaufnahme der Versuchsparameter erfolgt programmgesteuert mittels Regler und Software der Firma Instron (Instron 8800 Series).

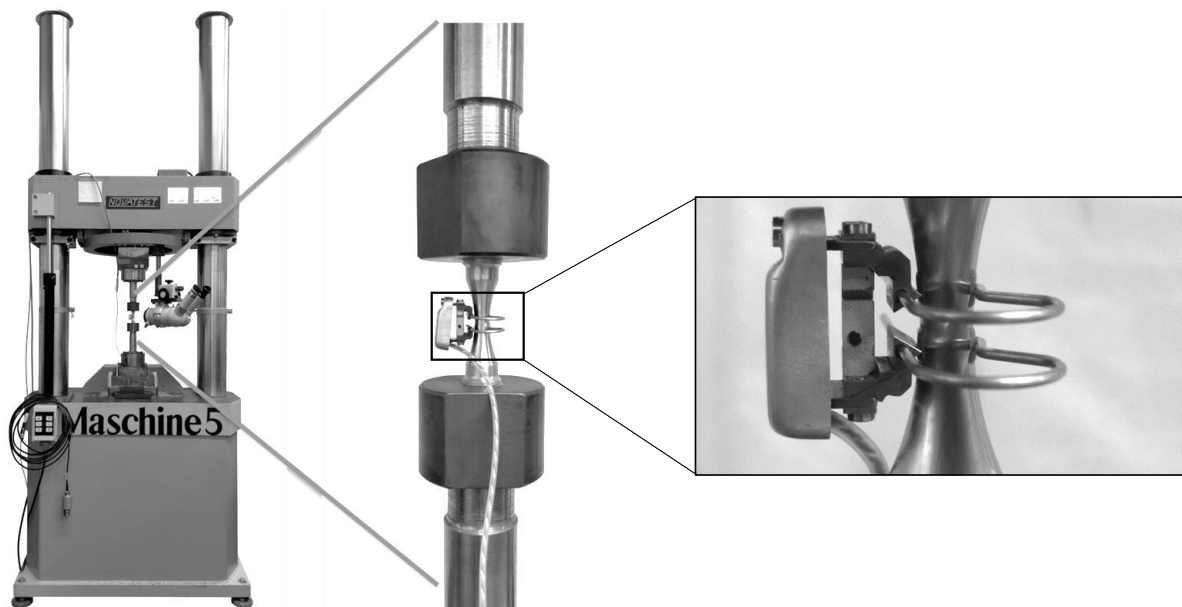


Abbildung 16 - Prüfmaschine und eingebaute IST-Probe mit angeschlossenem Dehnungsaufnehmer.

Die genutzte Prüfmaschine erlaubt eine Zentrierung des Versuchsaufbaus, sodass etwaige Biegeanteile vernachlässigbar gering bleiben. Zur Dehnungsmessung wird ein Axialdehnungsaufnehmer der Firma Sandner Typ EXA 5-0,25 eingesetzt. Der kalibrierte Messbereich beträgt $5 \pm 0,25$ mm. Die Messsysteme für Kraft und Dehnung werden vor Durchführung der Versuche

kalibriert und justiert. Der Versuchsraum ist klimatisiert bei einer mittleren Raumtemperatur von ca. 23° C und einer relativen Luftfeuchtigkeit von ca. 60 %.

Gleitstauchanlage

Der Gleitstauchversuch ist ein Tribometerversuch zur direkten Messung der Reibung und wird zur Ermittlung des Reibkoeffizienten für das numerische Modell des Fließpressens verwendet. Die Gleitstauchanlage ist eine zweifach wirkende hydraulische Presse mit einer maximalen Stauchkraft von 1'000 kN. Dieser Aufbau ermöglicht die Nachbildung der tribologischen Lasten (Kontaktnormalspannung, Gleitweg, Oberflächenvergrößerung und Temperatur), die während des realen Fließpressprozesses auftreten. [GRO13]

4.1.3 Bauteilanalyse

Röntgendiffraktometer

Die Eigenspannungsmessungen erfolgen nach dem $\sin^2\Psi$ -Verfahren gemäß DIN EN 15305:2009-01 [DIN15305] mit einem Diffraktometer des Typs G3R der Firma Stresstech. Die ES der Austenitphase werden mit Mn-K α -Strahlung am (311)-Reflex durch 13 äquidistante Winkel zwischen $\Psi = -45^\circ$ und $\Psi = +45^\circ$ bestimmt. Die röntgenelastische Konstante für die ES-Messung am Austenit beträgt $7.52 \cdot 10^{-6} \text{ mm}^2/\text{N}$ [EIG96]. Beim Werkstoff 1.4307 werden aufgrund der Bildung von verformungsinduziertem Martensit zusätzlich die ES der Ferritphase gemessen. Dies erfolgt mit Cr-K α -Strahlung am (211)-Reflex des Ferrits unter Verwendung einer röntgenelastischen Konstante von $5,81 \cdot 10^{-6} \text{ mm}^2/\text{N}$ [EIG96]. Der elektrolytische Oberflächenabtrag zur Messung von ES-Profilen erfolgt mit einem Elektropoliergerät Tenupol der Firma Struers. Der Martensitgehalt wird nach ASTM E975 – 13 mit Cr-K α -Strahlung bestimmt. Dabei werden die (200)- und (211)-Reflexe von Ferrit und die (200)- und (220)-Reflexe von Austenit verwendet. Die Messverfahren für die untersuchten Materialien wurden in [E6] entwickelt, wo eine detailliertere Beschreibung der Parameter zu finden ist. Die Eigenspannungsmessungen der vorliegenden Arbeit wurden am Zentrum für Konstruktionswerkstoffe MPA-IfW der TU Darmstadt von Herrn Fabian Jäger durchgeführt.

3D Scanner

Zur Vermessung und Digitalisierung der Bauteilgeometrie wird ein 3D Scanner der Firma GOM (Modell ATOS 5) verwendet.

Umlaufbiegemaschine

Zur Ermittlung des Biegeweichselfestigkeitsverhaltens bei umlaufender Beanspruchung werden Umlaufbiegeversuche durchgeführt. Die Proben-Einspannung erfolgt durch Spannzangen Schaublin ESX40 nach DIN 6499. Die Versuche wurden am Zentrum für Konstruktionswerkstoffe MPA-IfW der TU Darmstadt von Herrn Fabian Jäger durchgeführt.

Dichtemessung

Dichtemessungen ermöglichen die Bestimmung des Porenanteils im Volumen des Materials. Zur Dichtemessung wird das Gerät IMETER V6 der Firma MSB Breitwieser MessSysteme des Instituts für Umformtechnik und Leichtbau (IUL) der TU Dortmund eingesetzt, dessen Messprinzip auf der hydrostatischen Wägung basiert. Als Flüssigkeit wird Ethanol mit einer Dichte bei Raumtemperatur (20°C) von $0,806537 \pm 0,000013 \text{ g/cm}^3$ verwendet. Eine detaillierte Beschreibung des Messprinzips und der Messeinrichtung sind in der Veröffentlichung von Meya et al. [MEY19] und in der Dissertation von Hering [HER20b] angegeben.

Korrosionsanalyse

Die Korrosionsbeständigkeitsprüfung wird mittels potentiodynamischer Polarisation in einer 5 %igen NaCl-Lösung bei konstanten Temperaturen von $20 \text{ °C} \pm 1 \text{ °C}$ und einer Abtastrate von 1 mV/s bis zu einem Potential von 1200 mV durchgeführt. Als Referenzelektrode dient eine Ag/AgCl-Elektrode. Vor der Polarisationsprüfung wird das freie Korrosionsrohpotential für 900 Sekunden ohne angelegte Spannung gemessen. Für die potentiodynamischen Messungen wird ein Gerät „Reference 600“ der Firma Gamry Instruments verwendet. Die potenziodynamischen Untersuchungen wurden am Zentrum für Konstruktionswerkstoffe MPA-IfW der TU Darmstadt von Herrn Fabian Jäger durchgeführt.

4.2 Werkzeuge, Probengeometrie und Probenvorbereitung

4.2.1 Fließpresswerkzeuge

Bei den experimentellen Fließpressversuchen kommen zwei verschiedene Werkzeuge zum Einsatz. Die verwendeten Werkzeuge unterscheiden sich dabei grundlegend bezüglich ihres Armierungskonzepts.

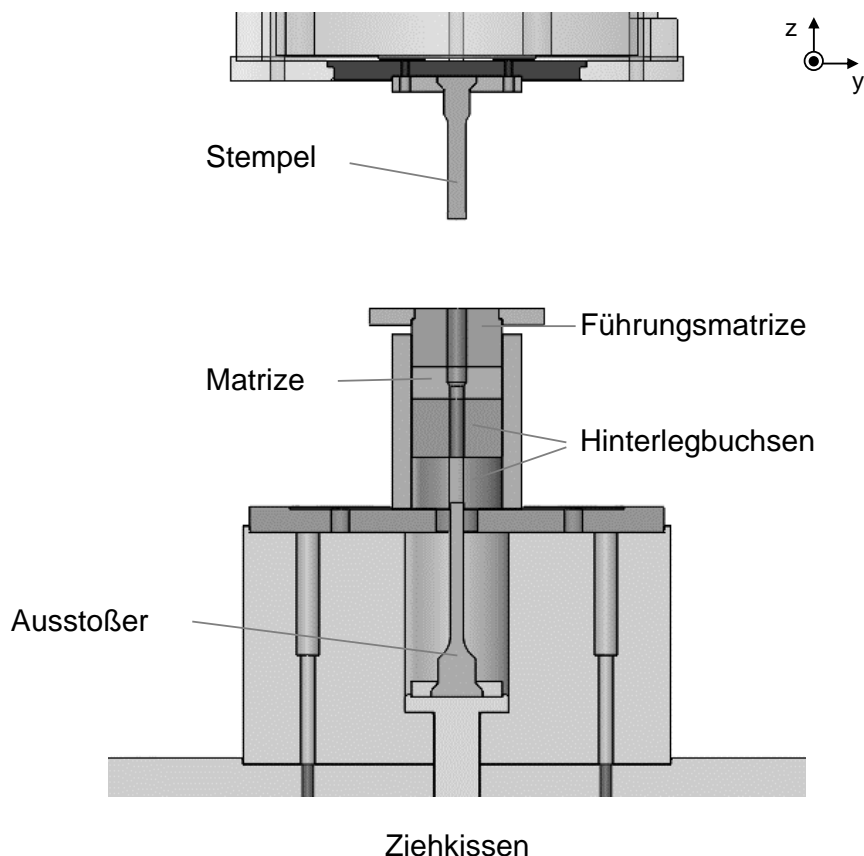


Abbildung 17 - Werkzeugkomponenten für das Voll-Vorwärts Fließpressen.

Das erste Werkzeug ist schematisch in Abbildung 17 dargestellt. Das Werkzeug verfügt über einen zylindrischen Stempel mit Fließbund, einen Auswerfer, der über das Ziehkissen bewegt wird, sowie einen Matrizenblock, bestehend aus einer Führungsmatrize, einer armierten Umformungsmatrize und zwei Hinterlegbuchsen. Die auftretende Umformkraft wird durch eine im Werkzeug eingebaute Kraftmessdose Tectis Model XLPC56 gemessen, die Ausstoßkräfte werden zwischen Ziehkissen und Ausstoßer durch eine Kraftmessdose vom

Typ HBM C2 gemessen. Die Matrizeninnenseiten sind mit einer TiAlN Beschichtung behandelt. Während der Umformung, wird der Durchmesser der Fließpressrohlinge von 14.5 bis 10.78 mm reduziert, was einem Umformgrad φ von 0.6 entspricht. Die genaue Geometrie der Umformmatrize wird im Anhang A1.1 dargestellt. Die in diesem Werkzeug verwendeten Matrizen sind klassisch durch Armierungsringe armiert.

Das zweite Werkzeug, welches für das Verjüngen entwickelt wurde, ist in Abbildung 18 dargestellt. Im Gegensatz zum ersten Werkzeug verfügt dieses Werkzeug über ein spezielles Armierungssystem, das es erlaubt, die Vorspannung der Matrize variabel während des Prozesses anzupassen. Im Folgenden wird dieses System auch als "aktive Matrize" bezeichnet. Das Herzstück des Werkzeugs ist eine segmentierte Hülse, deren CAD Darstellung in Abbildung 18 zu finden ist. Die segmentierte Hülse wurde von der Firma Strecon A/S speziell für dieses Werkzeug entwickelt. Die Matrize ist aus Hartmetall G20 und der Durchmesser der Proben wird in diesem Werkzeug von 13.5 auf 10.78 mm reduziert.

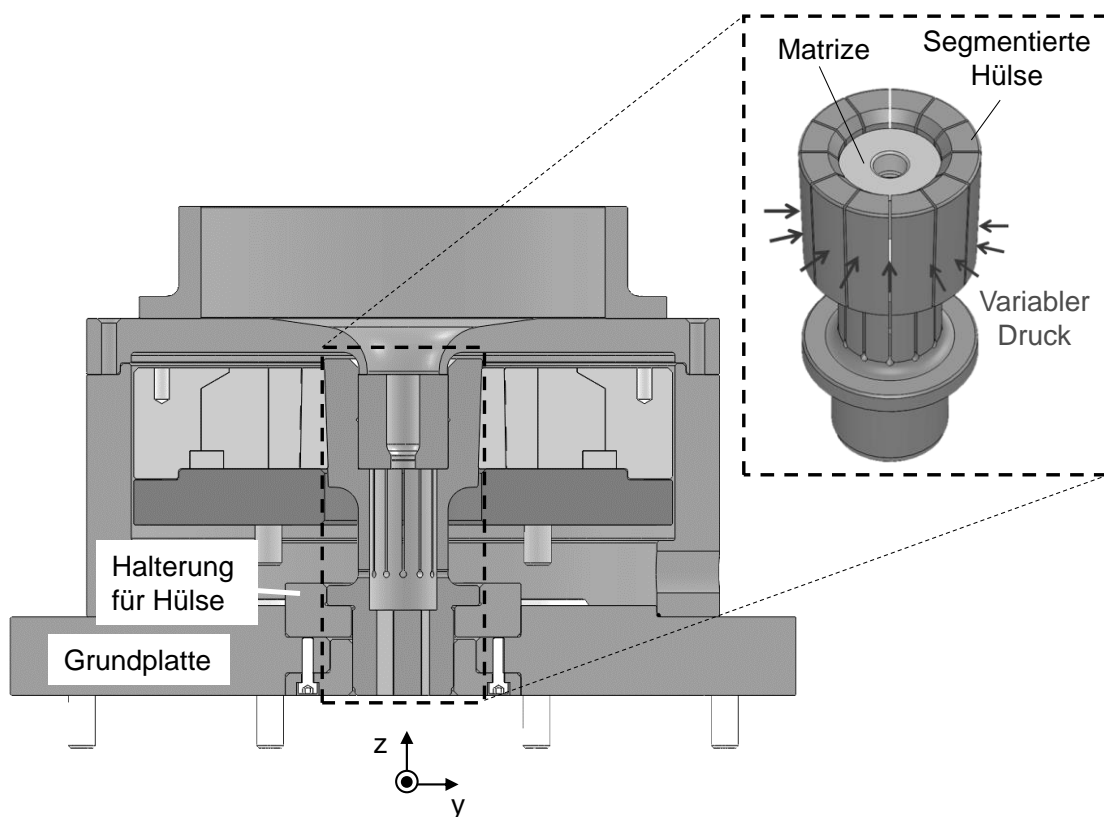


Abbildung 18 - Werkzeugkomponenten für das Verjüngen.

Das Prinzip des Systems, welches das Aufbringen von verschiedenen Kräften auf die Matrize ermöglicht, wird in Abbildung 19 schematisch erläutert. Durch eine lineare Bewegung des Ziehkissens (z_{zk}) wird die segmentierte Hülse radial verschoben (x_{sh}).

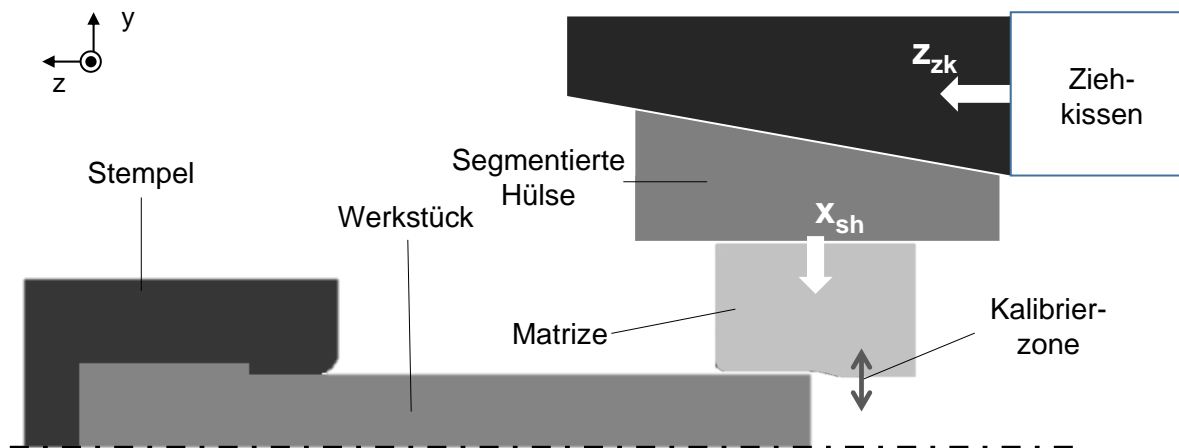


Abbildung 19 - Schematische Darstellung des Systems zur Steuerung der aktiven Matrize.

Die relativen Bewegungen zwischen dem Ziehkissen und der segmentierten Hülse ist durch folgende trigonometrische Beziehung definiert:

$$x_{sh} = z_{zk} \cdot \tan 2^\circ \quad (4.1)$$

Da die Ziehkissen zur Steuerung der Vorspannung verwendet werden, wurde ein spezieller Stempel entworfen, der das Ausstoßen der Probe ermöglicht. Die genaue Geometrie wird im Anhang A1.2 gezeigt.

4.2.2 Rundknetwerkzeug

Abbildung 20 zeigt ein speziell für diese Arbeit entwickeltes Werkzeug für das Einstechrundkneten. Dieses ermöglicht die Einbringung von Kerben mit einem Radius von 2.5 und 1.25 mm bis zu einer Tiefe von 1.3 mm. Mit dem Werkzeug können Bauteile mit einem Durchmesser zwischen 7 und 12 mm bearbeitet werden. Abbildung 20 zeigt ein Foto von einem umgeformten Bauteil, das die Geometrie der umgeformten Teile deutlich macht. Eine detaillierte technische Zeichnung des Werkzeugs steht im Anhang A1.3 zur Verfügung.

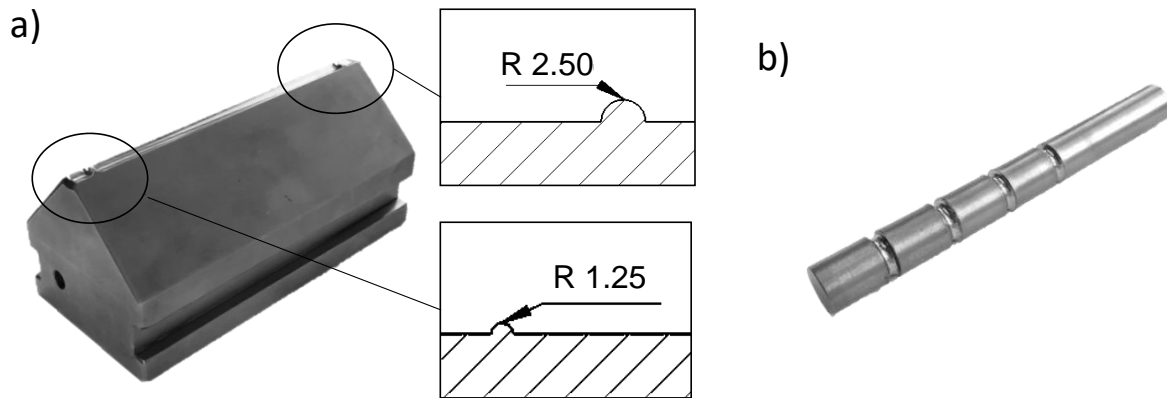


Abbildung 20 - Werkzeug zum Rundkneten (a) und Stab mit eingebrachten Kerben (b).

4.2.3 Probenvorbereitung

Die Fließpressrohlinge werden spanend aus den austenitischen rostfreien Stählen 1.4307 und 1.4404 hergestellt. Diese liegen in Stangenform als Halbzeug vor. Um den Einfluss von Chargenschwankungen zu vermeiden, werden alle Fließpressrohlinge aus einer Materialcharge hergestellt. Zeichnungen der Pressrohlinge können dem Anhang A1.4 entnommen werden. Vor der Beschichtung der Proben durch die Firma ZWEZ-CHEMIE GmbH durch die in Tabelle 1 beschriebenen Schritte, werden die Proben mit Stahlkugeln vom Typ S230 gestrahlt.

Tabelle 1 - Schritte zur Beschichtung der Fließpressrohlinge.

Schritt	Verfahren	Produkt	Temperatur in °C	Zeit in min
1	Entfetten*	ZWEZ-Clean 5340/1	85	10
2	Beizen*	Salzsäure + ZWEZ Acid Clean BE/SE	-	30
3	Oxalatieren*	ZWEZ Coat 1039	85	10
4	Schmierstoff	ZWEZ Lube MD230	75	5
5	Trocknen	-	-	-
6	Eintrommeln	-	-	-

*anschließend Spülen mit Wasser

4.3 Materialcharakterisierung und numerische Modelle

4.3.1 Werkstoffe

Für die Versuche mittels Voll-Vorwärtsfließpressen werden die beiden austenitischen Stähle 1.4307 (X2CrNi18-9) und 1.4404 (X2CrNiMo17-12-2) verwendet. Diese beiden Werkstoffe sind aufgrund ihrer ausgezeichneten Korrosionsbeständigkeit, ihrer mechanischen Eigenschaften und ihrer einfachen Verarbeitung zwei der am häufigsten verwendeten nichtrostenden Stahlsorten [AWS01]:

- 1.4307 ist ein vielseitiger, kohlenstoffarmer Edelstahl mit hoher Festigkeit und guter Korrosionsbeständigkeit. Diese Stahlsorte wird am häufigsten für Küchenspülen, Besteck, Kochgeschirr und Industrieanlagen verwendet. Er enthält 18 % Chrom und 9 % Nickel, die für eine gute Korrosionsbeständigkeit sorgen.
- 1.4404 ist ein kohlenstoffarmer, molybdänhaltiger Edelstahl, der im Vergleich zu 1.4307 eine bessere Beständigkeit gegen Chlorid-Lochfraß und Spaltkorrosion bietet. Er enthält auch einen höheren Anteil an Nickel (12 %) und Molybdän (2 %) als 1.4307, was eine höhere Beständigkeit gegen Korrosion in rauen Umgebungen bietet. Dieser Stahl wird häufig in der chemischen Verarbeitung, in der Schifffahrt und in Anwendungen mit hohem Anteil an korrosiven Stoffen eingesetzt.

Beide Werkstoffe sind nicht ferromagnetisch. Gemäß [ASM04] macht das höhere Cr/Ni-Verhältnis $(Cr+Mo)/Ni = 2,27$ von 1.4307 sein metastabiles Gefüge anfälliger für Martensitbildung während der Kaltumformung im Vergleich zu 1.4404 $(Cr+Mo)/Ni = 1,89$). Was die mechanischen Eigenschaften betrifft, so weisen sowohl 1.4307 als auch 1.4404 eine gute Zugfestigkeit, Umformbarkeit und Duktilität auf, wobei 1.4404 eine etwas höhere Festigkeit aufweist. Ein weiterer Unterschied zwischen den beiden Werkstoffen ist ihre Schweißbarkeit. 1.4307 lässt sich gut schweißen, während 1.4404 beim Schweißen zur Sensibilisierung neigt, was zu Korrosion in der Wärmeeinflusszone führen kann. Um dieses Problem zu minimieren, ist es wichtig, Schweißzusatzwerkstoffe mit

niedrigem Nickelgehalt zu verwenden und die Wärmezufuhr beim Schweißen zu kontrollieren. [ASM04]

4.3.2 Materialmodelle

Die korrekte Modellierung der Rückfederung ist für eine genaue Vorhersage der Ausstoßphase während des Fließpressens von wesentlicher Bedeutung. Wie von Narita bewiesen, ermöglicht die Verwendung nichtlinearer kinematischer Verfestigungsmodelle eine präzisere Vorhersage der Geometrie von kaltfließgepressten Bauteilen [NAR17]. Daher wurde in der vorliegenden Arbeit ein Chaboche-Materialmodell mit einer Rückspannung verwendet, um das isotrope und kinematische Verfestigungsverhalten zu simulieren [CHA89]. Die Formulierung des Modells lautet wie folgt:

$$\sigma = \sigma_i + \sigma_k \quad (4.2)$$

Dabei wird der isotrope Teil wie folgt ausgedrückt:

$$\sigma_i = \sigma_0 + Q(1 - e^{-b_0 \varepsilon_p}) + P \cdot e^{-b_0 \varepsilon_p} \quad (4.3)$$

Der Anteil der kinematischen Verfestigung ergibt sich aus:

$$\sigma_k = i \cdot \sum_{i=1}^M \frac{C_i}{\gamma_i} (1 - e^{-\gamma_i \varepsilon_p}) \quad (4.4)$$

Wobei σ_0 die Streckgrenze, ε_p die plastische Dehnung und Q , P sowie b_0 Koeffizienten für die isotrope Verfestigung sind. C_i und γ_i beschreiben die kinematische Verfestigung. M ist die Anzahl der Rückspannungen. In der vorliegenden Arbeit wird nur eine Rückspannung verwendet.

Isotrope Verfestigung

Die Daten für die isotrope Verfestigung werden aus Druckversuchen nach DIN 50106:2016-11 mit einer Dehnrates von 0.1 s^{-1} abgeleitet [DIN50106]. Die experimentellen Daten werden mittels der Methode der kleinsten Fehlerquadrate gefittet und gemäß Gl. (4.3) extrapoliert. Diese dabei ermittelten Parameter der Gl. (4.3) sind in Tabelle 2 gezeigt. Die Fließkurven für die Berechnungen in den FE-Simulationen setzen sich aus den Messdaten und der Extrapolation zusammen. Bis $\varepsilon_p = 0.45$ werden die experimentellen Daten und

fortführend die extrapolierten Kurven implementiert, wie in Abbildung 21 dargestellt.

Tabelle 2 - Koeffizienten der isotropen Verfestigung.

Werkstoff	σ_0 in MPa	P in MPa	Q in MPa	b_0
1.4307	278.00	-93.9	1513.4	1.41
1.4404	244.00	-22.0	1424.1	1.97

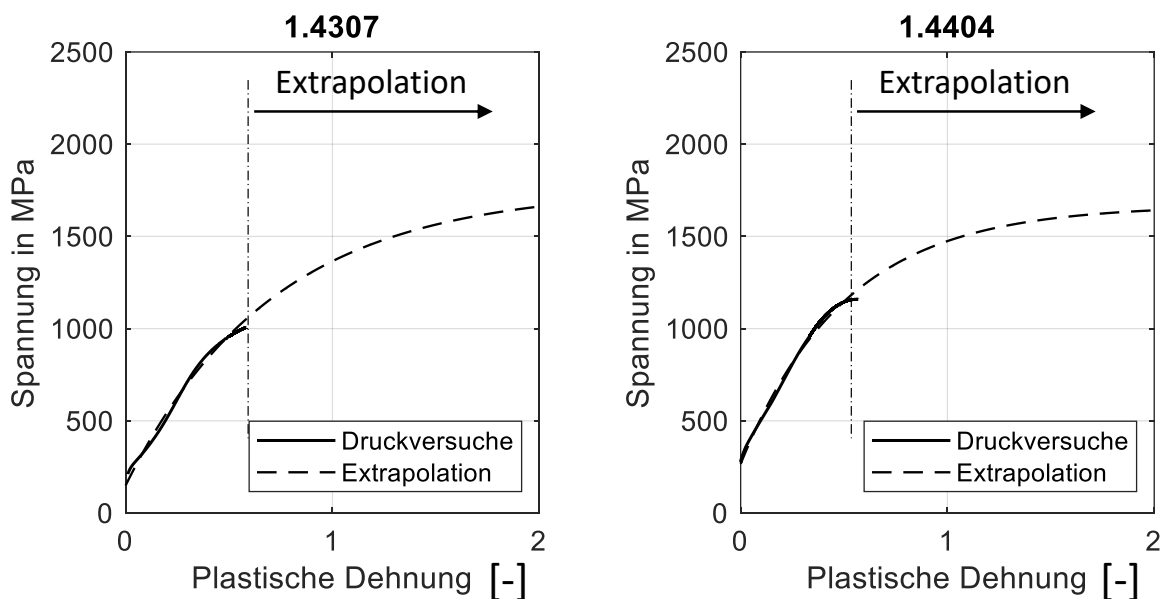


Abbildung 21 - Fließkurven der Werkstoffe 1.4307 und 1.4404.

Kinematische Verfestigung

Die kinematischen Verfestigungsparameter werden durch IST bei 1 % Dehnung ermittelt. Zwei verschiedene Materialmodelle sind erstellt, eines für das Fließpressen und eines für das Rundkneten. Beim Fließpressen sind die kinematischen Parameter, wie von Narita empfohlen [NAR17], aus dem ersten Zyklus berechnet. Die interpolierten Ergebnisse werden iterativ mit Hilfe einer FE-Simulation desselben Tests verbessert. Abbildung 22a und Abbildung 22b zeigen die experimentellen und interpolierten Ergebnisse für die Werkstoffe 1.4307 und 1.4404 sowie das FE-Simulationsergebnis mit dem abgeleiteten Materialmodell.

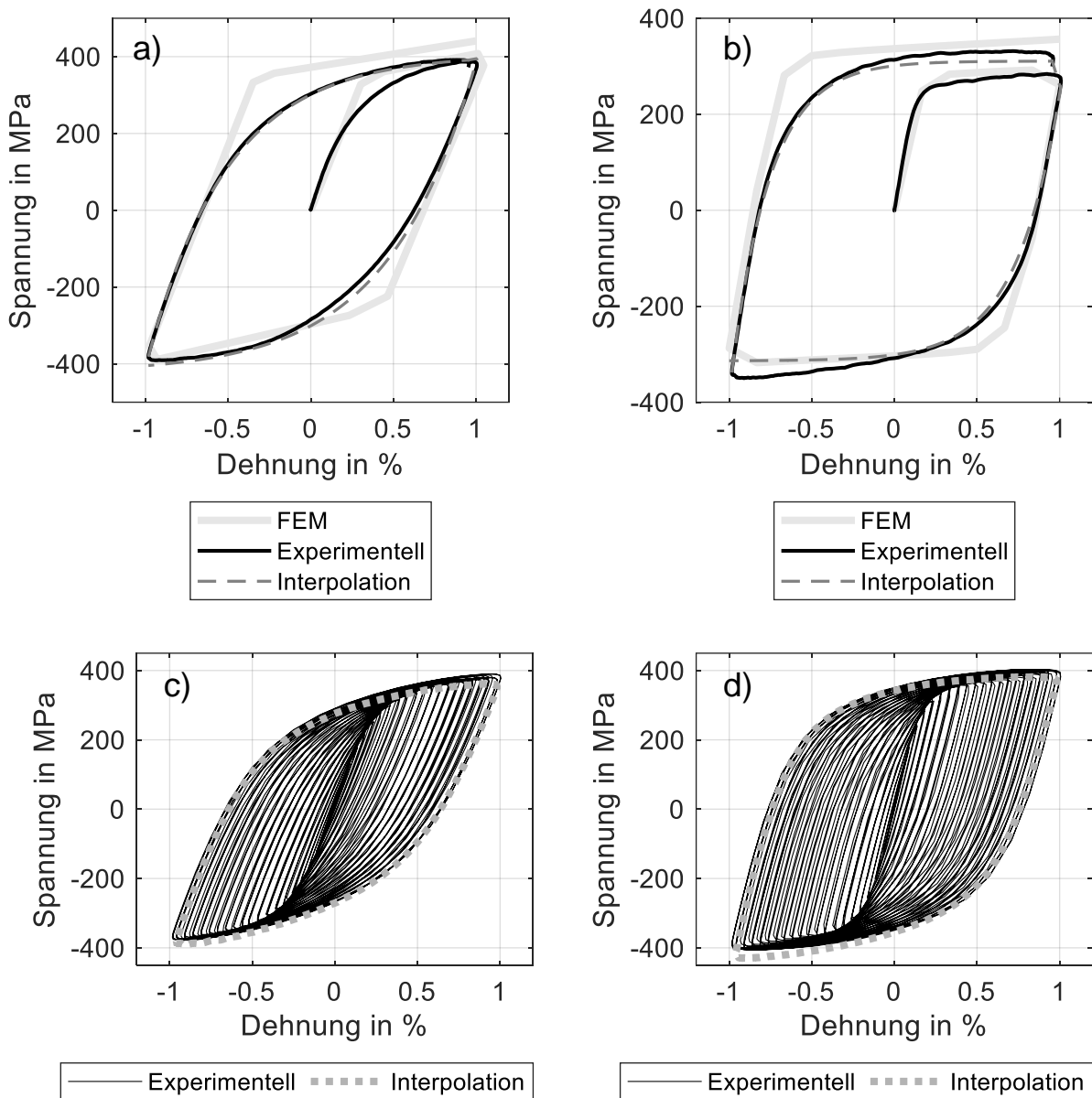


Abbildung 22 - Ermittlung der Parameter der kinematischen Verfestigung: 1.4307 erster Zyklus (a) und zyklisch stabilisiert (c), 1.4404 erster Zyklus (b) und zyklisch stabilisiert (d).

Die Parameter des Materialmodells für die kinematische Verfestigung sind in Tabelle 3 aufgeführt. Beim Rundkneten wurden stattdessen die Parameter für die kinematische Verfestigung aus der zyklisch stabilisierten Kurve abgeleitet.

Tabelle 3 - Koeffizienten der kinematischen Verfestigung.

1.4307		
	C in MPa	γ
Erster Zyklus	233.91	1.88
Zyklisch stabilisiert	294.79	1.35
1.4404		
	C in MPa	γ
Erster Zyklus	176.43	3.47
Zyklisch stabilisiert	134.67	2.36

Abbildung 22c und Abbildung 22d zeigen die Versuchsergebnisse für die Werkstoffe 1.4307 (17. Zyklus, Bruch beim 32. Zyklus) und 1.4404 (19. Zyklus, Bruch beim 36. Zyklus), sowie die interpolierte Kurve.

4.3.3 Numerische Abbildung der Umformprozesse

Fließpressen und Verjüngen

Die Prozesse des Voll-Vorwärts Fließpressens, des Verjüngens und des Rundknetens werden mit der Software Simufact Forming® 16 mit implizitem Solver simuliert. Ein axialsymmetrisches 2D-Modell wird sowohl für das Fließpressen als auch für das Verjüngen entwickelt. Der Aufbau der Modelle ist in Abbildung 23 dargestellt.

Der Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück ist als Knoten-zu-Segment und ohne benutzerdefinierte Kontakttoleranz definiert. Die Elementkantenlänge beträgt 0,3 mm. Die auftretenden Elementverzerrungen sind aufgrund der relativ kleinen Durchmesserreduktion gering, sodass auf ein Remeshing verzichtet werden kann. Ungenauigkeiten, die im Rahmen des Rezonings entstehen, wie z.B. Spannungsglättung kann somit vermieden werden. Die Parameter μ und m_f werden mithilfe des Gleitstauchversuchs bestimmt: $\mu = 0,031$ und $m_f = 0,05$. Die tribologischen Lasten, denen die Proben während des Voll-Vorwärts Fließpressens ausgesetzt sind, werden bei dieser Ermittlung

berücksichtigt. Die Werte für die Oberflächenvergrößerung, die Kontaktnormalspannung und die Gleitlänge werden aus FE-Simulationen abgeleitet. Bis auf die Matrize und das Werkstück werden alle Körper als starr angenommen. Die Matrize wird als verformbarer Körper mit einem für Wolframkarbid charakteristischen elastischen Materialverhalten ($E = 490 \text{ GPa}$) modelliert. Die axiale Bewegung der Matrize ist durch eine entsprechende Randbedingung blockiert. Die Diskretisierung der Matrize erfolgt mit einem Netz und einer Elementkantenlänge von $0,8 \text{ mm}$. Um Problemen bei der Kontaktmodellierung vorzubeugen, wird die Elementkantenlänge im Bereich des Werkstückkontakts mit der gleichen Elementkantenlänge wie das Werkstück, mit $0,5 \text{ mm}$ diskretisiert. Die segmentierte Hülse ist als starrer Körper simuliert und ihre radiale Bewegung wird während des Prozesses durch Tabellenwerte kontrolliert.

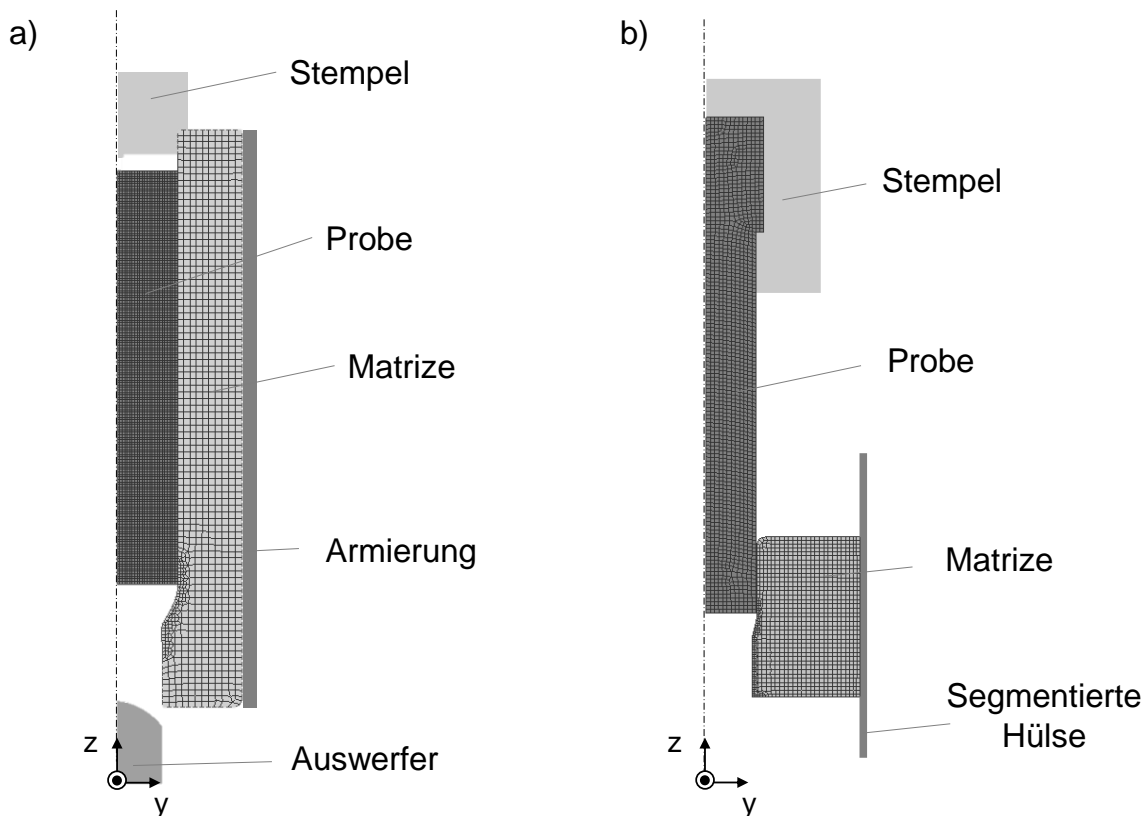


Abbildung 23 - FE-Modelle des Voll-Vorwärts Fließpressens (a) und des Verjüngens (b).

Rundkneten

Im Kapitel 5 werden die 2D-Ergebnisse dieser Modelle für einige Untersuchungen in ein 3D-Modell für den Rundknetprozess exportiert. Wie in Abbildung 24 dargestellt, sind dazu die folgenden Schritte notwendig:

- Ausgangspunkt sind die Ergebnisse (2D-achsensymmetrische Körper und 2D-Netz) aus dem letzten Inkrement der Simulation des Fließpressens.
- Der 2D-Körper und das 2D-Netz aus a) werden durch eine Rotation in den dreidimensionalen Raum überführt. Anschließend wird ein neues 3D-Netz, bestehend aus hexaedrischen Elementen, erstellt und die Ergebnisgrößen mittels Rezoning auf das neue Netz übertragen. Die Elementkantenlänge der hexaedrischen Elemente beträgt 0,12 mm im zentralen Bereich und 0,5 mm im übrigen Teil der Probe.
- Die Enden des Bauteils werden abgeschnitten und das Werkstück wird in die Simulation des Rundknetens überführt. Die Länge des Bauteils in der Rundknetensimulation beträgt 80 mm. Durch das Entfernen der Bauteilenden kann die Elementzahl deutlich verringert werden, was die Rechenzeit des Modells reduziert. Die Verringerung der Bauteillänge von b) nach c) hat keinen Einfluss auf die Spannungszustände im relevanten Teil des Bauteils.

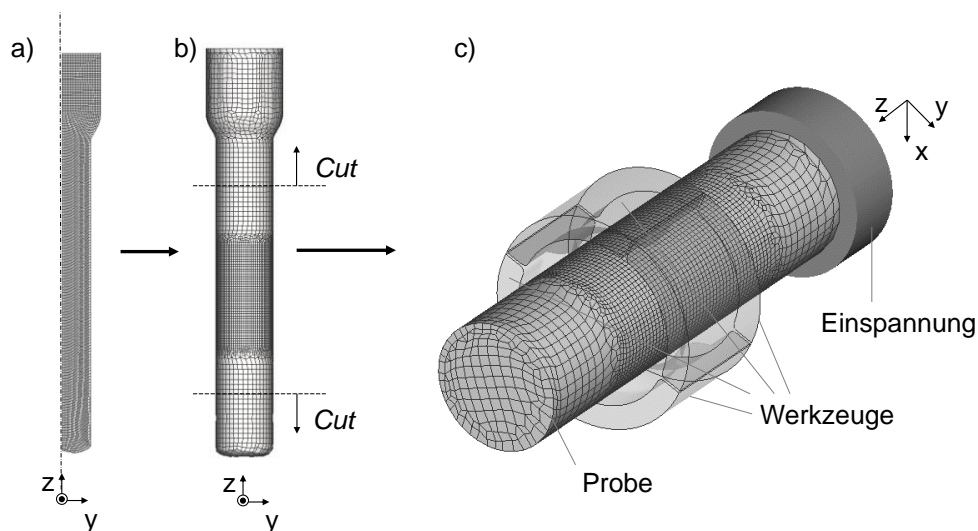


Abbildung 24- Ergebnisse der Fließpressens (a), Export in 3D und Neuvernetzung (b), Simulationsmodell des Einsteckrundknetens (c).

Im Gegensatz zum Fließpressen ist beim Rundkneten das Remeshing aufgrund der hohen auftretenden Umformgrade notwendig. Um Glättungseffekte zu minimieren, wurde eine Dehnungsänderung von 0,4 als am besten geeignete Bedingung für das Remeshing bewertet. Die Schrittweite für das Rundkneten wurde manuell mit $1/10$ der Kontaktzeit zwischen Werkzeug und Werkstück festgelegt. Dieser Wert wird für jede Simulation berechnet und ermöglicht eine genaue Modellierung des Materialflusses beim Rundkneten [MOU14].

5 Eigenspannungsüberlagerung bei der achsensymmetrischen Umformung

Die Fachliteratur bietet eine gewisse Anzahl an Untersuchungen zu ES-Verteilungen nach einzelnen Umformvorgängen an. Diese Ergebnisse werden jedoch nur für einzelne Prozesse gewonnen und lassen somit die gesamte Fertigungshistorie außer Betracht. Dies erschwert die Übertragung der gewonnenen Erkenntnisse in den industriellen Bereich, da Bauteile meist das Produkt mehrstufiger Prozessketten sind. Bei diesen Fertigungsabläufen stellt der ES-Zustand eines Prozesses den Ausgangszustand für den nachfolgenden Prozess dar. Um Strategien zur gezielten ES-Einbringung in Umformteile umsetzen zu können, ist die Kenntnis der Wechselwirkung und Überlagerung von ES in diesen Prozessen erforderlich. In der Regel sind die Prozessbedingungen, die zu einer Überlagerung von Anfangs- und neueingebrachten ES führen, in der Literatur nicht bekannt. Die Verfolgung der ES-Entwicklung mit experimentellen oder numerischen Verfahren ist sehr aufwändig, insbesondere wenn mehrere Umformstufen erforderlich sind. Daher sind analytische Modelle zur Ermittlung von ES in Umformprozessketten, die auf gut begründeten Vereinfachungen beruhen, sehr wünschenswert.

Wie von Tekkaya [TEK86] beschrieben, ist auch das Voll-Vorwärts Fließpressen ein mehrstufiger Prozess, wenn man die Entstehung von ES betrachtet. In dieser zweistufigen Prozesskette haben die erste Umformung und das Ausstoßen prinzipiell unterschiedliche Auswirkungen auf den endgültigen ES-Zustand [TEK86]. Dies hängt mit dem Umformgrad zusammen, der diese Phasen typischerweise kennzeichnet. Im vorliegenden Kapitel wird dieses Konzept vertieft, erweitert und für achsensymmetrische Umformprozesse verallgemeinert. Ziel ist es, Bedingungen zu identifizieren, unter denen anfängliche ES-Felder den endgültigen ES-Zustand nach einem Umformprozess beeinflussen und valide Vorhersagemethoden für deren Überlagerung anzubieten.

5.1 Definition von Teil- und Vollumformung sowie deren Effekte auf die Eigenspannungsüberlagerung

Bei der Modellierung der ES, die durch eine mehrstufige Umformkette in ein Bauteil eingebracht werden, muss in Abhängigkeit des Umformprozesses zwischen zwei Hypothesen unterschieden werden:

- Der endgültige Spannungszustand ist das Ergebnis der Überlagerung der verschiedenen Umformstufen. Daher muss die gesamte Herstellungsgeschichte des Bauteils berücksichtigt und die Wechselwirkungen zwischen den Umformstufen modelliert werden.
- Der endgültige Spannungszustand ist nur von der letzten Umformung abhängig und wird nicht durch zuvor eingebrachte ES beeinflusst. In diesem Fall muss nur der letzte Vorgang im Modell berücksichtigt werden.

Für die Beschreibung der beiden beobachteten Zustände wird zuerst die Unterscheidung zwischen Teil- und Vollumformung eingeführt. Bei der "Teilumformung" ist die plastische Verformung auf einen Teilbereich des Werkstücks beschränkt. Elastische Zonen umgeben die Umformzone in mehr als einer Richtung. Diese Bedingungen herrschen z. B. bei mechanischen Oberflächenbehandlungsverfahren wie dem maschinellen Oberflächenhämmern, bei Kalibrierverfahren oder während der Ausstoßphase beim Kaltfließpressen vor. "Vollumformungsprozesse" hingegen sind durch eine plastische Verformungszone gekennzeichnet, die den gesamten Querschnitt des Werkstücks erfasst.

Die grundlegende Hypothese, die in diesem Kapitel modelliert und validiert wird, ist, dass Teil- und Vollumformung zu den beschriebenen, durchweg unterschiedlichen Phänomenen der ES-Überlagerung beim axialen Umformen führen. Bei der Vollumformung wird das gesamte Bauteil plastisch umgeformt. Der endgültige Spannungszustand wird daher nur durch die Rückfederung und die Spannungen aus diesem Umformprozess definiert. Bei der Teilumformung verbleiben elastisch umgeformte Bereiche. Diese Bereiche behalten also einen Teil des Spannungszustandes, der während der vorangegangenen

Arbeitsgänge eingeführt wurde. In diesem Fall muss die Umformgeschichte des Teils berücksichtigt werden, und die Endspannung ist das Ergebnis der Überlagerung mehrerer Prozesse.

Die Beanspruchungsbedingungen während und nach Teilumformprozessen werden mit Hilfe eines neuartigen analytischen Modells analysiert, dessen Ergebnisse durch numerische und experimentelle Untersuchungen gestützt werden. Sie zielen darauf ab, den Übergang von der Teil- zur Vollumformung und die Auswirkungen auf die ES-Verteilung von achsensymmetrisch umgeformten zylindrischen Werkstücken vorherzusagen.

5.2 Analytisches Modell für teilumgeformte Bauteile

Um die Spannungsfelder unter partiellen Umformbedingungen zu untersuchen, wird ein Modell erstellt, das für achsensymmetrische Prozesse mit radialem Druck repräsentativ ist. Es wird unter Berücksichtigung eines achsensymmetrischen Bauteils aufgebaut, das aus einem inneren, elastisch-verformten Zylinder und einem äußeren, plastisch-verformten Hohlzylinder besteht. Elastische Verformungszonen umgeben die beiden Zylinder in axialer Richtung. Es wird angenommen, dass eine konstante axiale Dehnung ε_z die beiden Zylinder kennzeichnet, d. h. jeder Schnitt orthogonal zur axialen Richtung bleibt eben.

Für diese Prozesse wird die Überlagerung von ES durch eine "umgekehrte Schrumpfbedingung" modelliert. Abbildung 25 zeigt eine intuitive Darstellung dieses Zustands. Bei einer normalen Schrumpfpassung bewirkt die Fehlpassung zwischen Kern und Mantel eine radiale Kompression des Kerns, so dass Druckspannungen erhalten bleiben. Bei einer "umgekehrten Schrumpfbedingung" hingegen verursacht die Fehlpassung Zug-ES im Kern. Bei einer weiteren Teilumformung vergrößert sich die Fehlpassung zwischen Kern und Mantel, und die Spannungen addieren sich. Diese Bedingung stellt also die Art und Weise dar, in der das Modell die Herstellungsgeschichte des Bauteils speichert. Offensichtlich wirkt sich die ES-Überlagerung aufgrund der Wechselwirkung mit dem Kern auch auf den plastisch verformten Bereich aus.

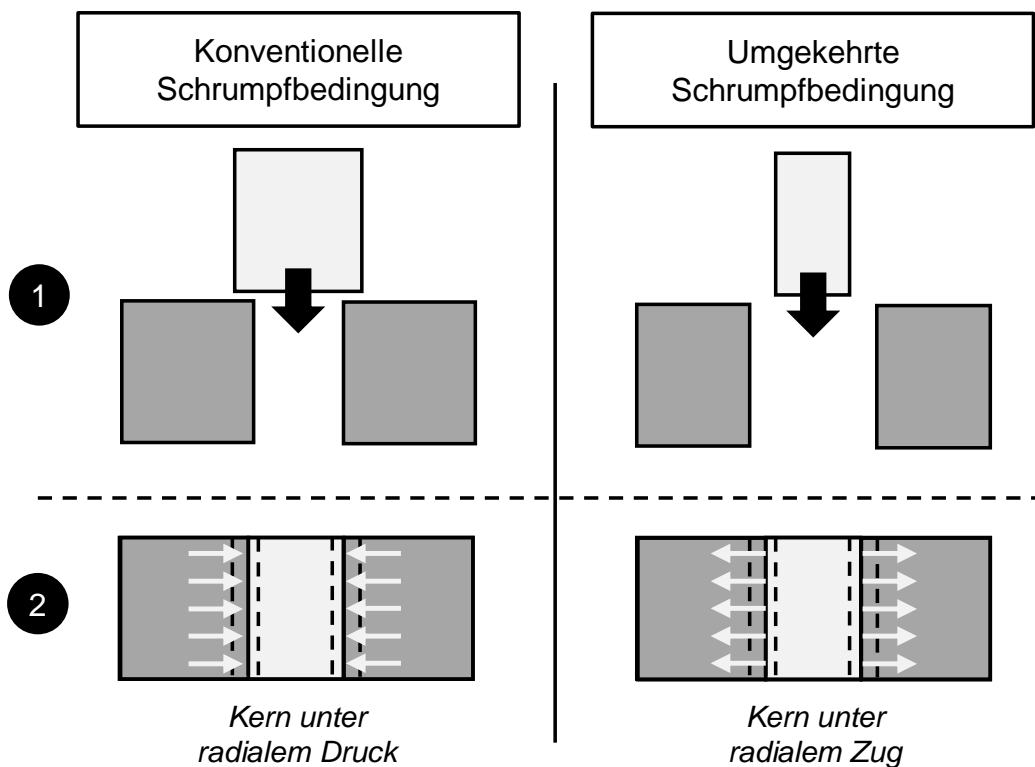


Abbildung 25 - Intuitive Definition der umgekehrten Schrumpfbedingung und Unterschied zur konventionellen Schrumpfbedingung.

Um den Spannungszustand zu bestimmen, muss jedoch der Fehlpassungszustand beschrieben werden. Die Fehlpassung ist das Resultat der unterschiedlichen Rückfederung, die die beiden Bereiche nach der Verformung erreichen würden, wenn sie entkoppelt wären und sich frei verformen könnten. Die Rückfederung wiederum hängt vom Spannungszustand während des Umformprozesses ab, wobei der Mantel als der plastisch verformte Bereich und der Kern als der elastisch verformte Bereich betrachtet werden. Daher sind drei Schritte erforderlich, um den Spannungszustand im umgeformten Bauteil zu bestimmen. Abbildung 26 zeigt die drei Phasen des Modells, die im Folgenden ausführlich beschrieben werden.

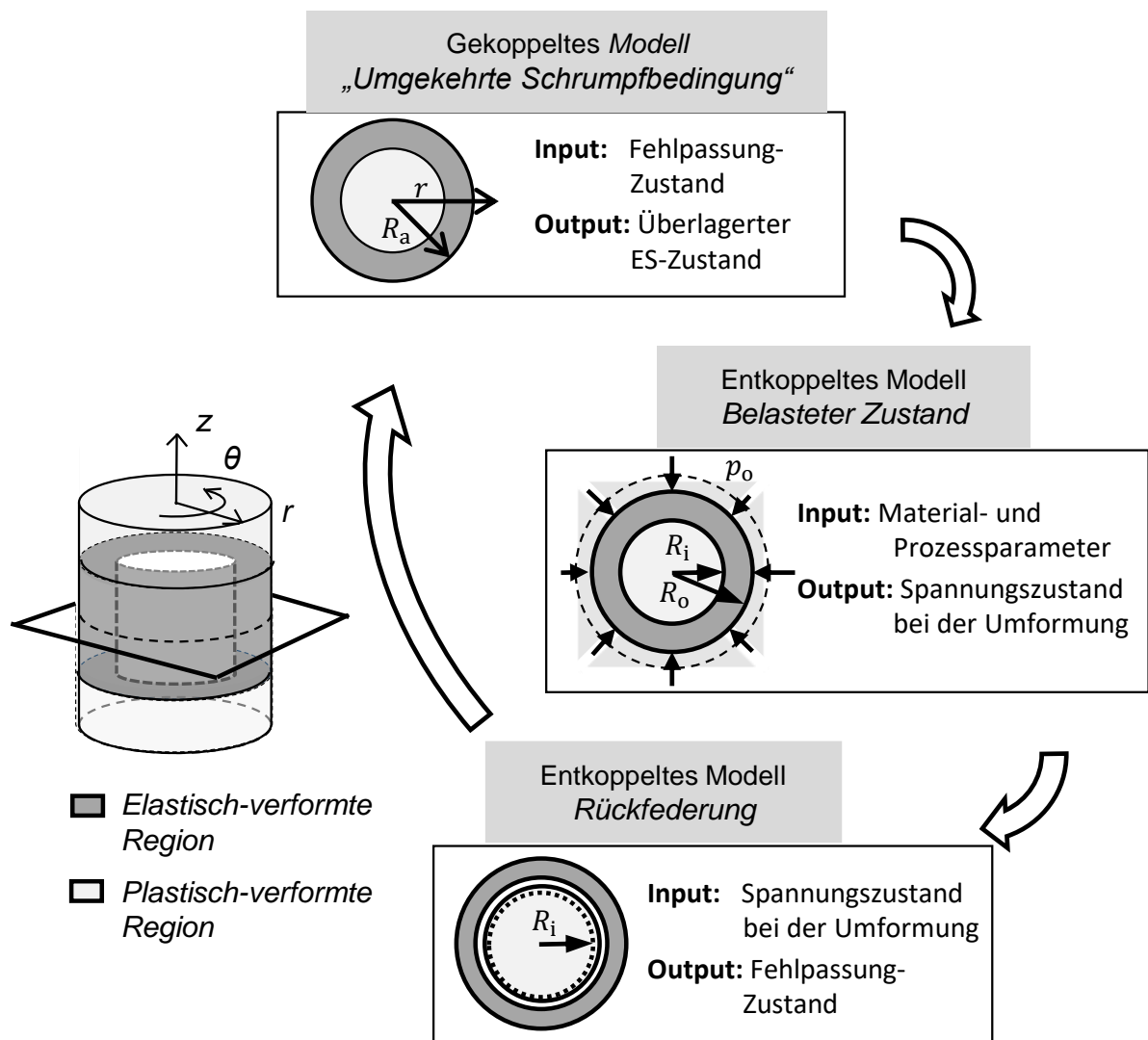


Abbildung 26 - Schematischer Aufbau des analytischen Modells in drei Schritten.

5.2.1 Umgekehrtes Schrumpfbedingungsmodell

Der Spannungszustand im gekoppelten Zustand ist auf die Wechselwirkung zwischen den beiden Körpern zurückzuführen, die als Wirkung des Drucks p modelliert werden kann (Abbildung 27).

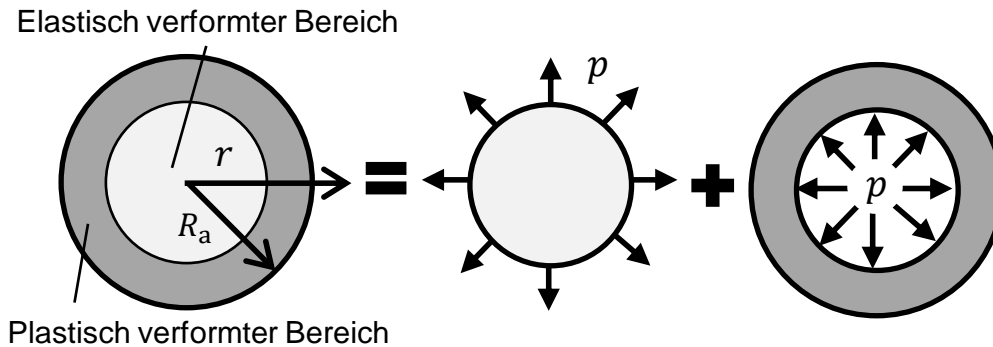


Abbildung 27 - Randbedingungen im umgekehrten Schrumpfbedingungsmodell. [E2]

Die Spannungen, die im statischen Zustand durch die Wechselwirkung der beiden Zylinder entstehen, lassen sich durch Anwendung der Cauchyschen Bewegungsgleichungen auf die Hypothese achsensymmetrischer Bedingungen bestimmen. Diese Berechnungen sind im Anhang A 2.1 aufgeführt. Daraus folgt der in den elastischen Kern eingebrachte Spannungszustand:

$$\sigma_r = \sigma_\theta = p \quad (5.1)$$

Die Spannungsprofile im plastisch verformten Mantel sind:

$$\sigma_r = \frac{p}{(\delta^2 - 1)} \left(1 - \frac{\left(\frac{D_{em}}{2}\right)^2}{r^2} \right) \quad (5.2)$$

$$\sigma_\theta = \frac{p}{(\delta^2 - 1)} \left(1 + \frac{\left(\frac{D_{em}}{2}\right)^2}{r^2} \right) \quad (5.3)$$

wobei δ das Verhältnis von Außen- und Innenradius und D_{em} der Außendurchmesser ist. Der Druck p ist abhängig vom Spiel i , d.h. dem Durchmesserunterschied zwischen Innen- und Außenzylinder im spannungsfreien Zustand [E2]:

$$p = \frac{i \cdot E}{2 \cdot R_a} \cdot \left(\frac{\delta^2 - 1}{2\delta^2} \right) \quad (5.4)$$

5.2.2 Modell des belasteten Zustands und der Rückfederung für einen ES-freien Ausgangszustand

Das Spiel i ist eine Folge der unterschiedlichen Rückfederung von Innen- und Außenzylinder nach der Entlastung am Ende des Umformprozesses, Abbildung 28. Während der elastisch verformte Innenzylinder in einer entkoppelten Konfiguration vollständig rückfedern würde, zeigt der plastisch verformte Außenzylinder nach der Entlastung ein anderes Verhalten. Das unterschiedliche Rückfederungsverhalten führt zum Innendruck p an der Grenzfläche zwischen den beiden Zylindern. Dieser Prozess wird als Interaktion zweier achsensymmetrischer Zylinder modelliert, die durch den radialen Vorschub j mit einem Außendruck p_o belastet werden, und einer anschließenden Entlastung (Abbildung 28). [E2]

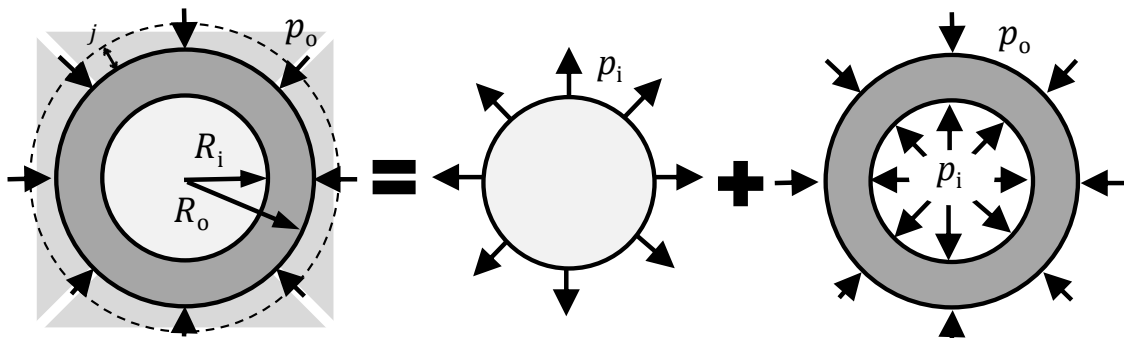


Abbildung 28 - Randbedingungen des entkoppelten Modells im belasteten Zustand. [E2]

Unter der Annahme einer konstanten axialen Dehnung im verformten Querschnitt kann der Wert von ε_z aus dem durch j verdrängten Materialvolumen durch rein geometrische Überlegungen berechnet werden:

$$\varepsilon_z = f(j) \quad (5.5)$$

Der Wert des Drucks zwischen den beiden Zylindern p_i lässt sich aus dem radialen Spannungszustand an der Außenfläche des elastischen Bereichs bestimmen. Hier ist das Fließkriterium erfüllt. Wenn man die Tresca-Bedingung anwendet und die erste und dritte Hauptspannung als Axial- bzw. Tangentialspannung ansetzt, gilt die folgende Gleichung:

$$\sigma_0 = \sigma_z - \sigma_\theta = E \cdot \varepsilon_z + \sigma_r(2\nu - 1) \quad (5.6)$$

wobei σ_0 die Fließspannung an der Grenzfläche zwischen den beiden Zylindern und ν die Poissonzahl ist. Aus dem Gleichgewicht an der Grenzfläche der Zylinder R_i lässt sich der Druck p_i ermitteln:

$$p_i = \sigma_r(R_i) = \frac{\sigma_0(R_i) - E \cdot \varepsilon_z}{(2\nu - 1)} \quad (5.7)$$

Aus der Kompatibilität zwischen den beiden Regionen ergeben sich für den plastisch verformten Hohlzylinder die beiden folgenden Bedingungen:

$$\sigma_r(r = R_i) = p_i \quad (5.8)$$

$$\varepsilon_e(r = R_i) = \frac{\sigma_0}{E} \quad (5.9)$$

Wobei ε_e die Vergleichsdehnung ist. Außerdem bietet das Gleichgewicht am Außenradius des Hohlzylinders R_0 eine weitere Randbedingung:

$$\sigma_r(r = R_0) = p_0 \quad (5.10)$$

Für das äquivalente plastische Dehnungsprofil entlang des Radius wird ein exponentieller Verlauf angenommen:

$$\varepsilon_e = C \left(\frac{r}{R_i} \right)^y \quad (5.11)$$

Die Konstante C kann durch Anwendung der Randbedingung (5.8) ermittelt werden, während die Konstante y durch numerische Untersuchungen bestimmt werden kann. Ausgehend von der äquivalenten Dehnung wird die Verteilung der äquivalenten Spannung berechnet:

$$\sigma_e(r) = k \cdot \varepsilon_e^m = k \left[\frac{\sigma_0}{E} \cdot \left(\frac{r}{R_i} \right)^y \right]^m \quad (5.12)$$

wobei k und m Koeffizienten sind, die die Kaltverfestigung des Materials beschreiben. Unter erneuter Verwendung der Hypothese, dass die erste und dritte Hauptspannung die axiale bzw. tangentielle Spannung sind, wird σ_θ bestimmt:

$$\sigma_\theta(r) = \frac{\sigma_e - E \cdot \varepsilon_z - \nu \cdot \sigma_r}{(\nu - 1)} \quad (5.13)$$

Ersetzt man den Term in der Gleichgewichtsbeziehung

$$-r \cdot \frac{d\sigma_r}{dr} = \sigma_r - \sigma_\theta \quad (5.14)$$

ergibt sich die folgende Gleichung:

$$r \frac{d\sigma_r}{dr} + \sigma_r \left(\frac{1}{\nu - 1} \right) = \frac{k}{(\nu - 1)} \left[\frac{\sigma_0}{E} \cdot \left(\frac{r}{R_i} \right)^y \right]^m - \frac{E \cdot \varepsilon_z}{(\nu - 1)} \quad (5.15)$$

Die analytische Lösung der Differentialgleichung (Anhang A2.2) ergibt die Verteilung der radialen und tangentialen Spannung entlang des Radius:

$$\sigma_r(r) = b + k \left[\frac{\sigma_0}{E} \left(\frac{r}{R_i} \right)^y \right]^m \left(\frac{1 - \left(\frac{R_i}{r} \right)^{\frac{2\nu-1}{\nu-1}}}{2\nu - 1 - my + \nu my} \right) \quad (5.16)$$

$$\sigma_\theta(r) = \sigma_r(r) + r \frac{d\sigma_r}{dr} \quad (5.17)$$

mit b gegeben als

$$b(r) = p_i \cdot \left(\frac{R_i}{r} \right)^{\frac{2\nu-1}{\nu-1}} + E \cdot \varepsilon_z \cdot \left[\left(\frac{R_i}{r} \right)^{\frac{2\nu-1}{\nu-1}} - 1 \right] \quad (5.18)$$

Diese Gleichungen beschreiben die Spannungsverteilung unter Last in dem plastisch verformten Hohlzylinder. Der Wert des Radius R_i ergibt sich aus dem Einsetzen der Randbedingung (5.10) in (5.17).

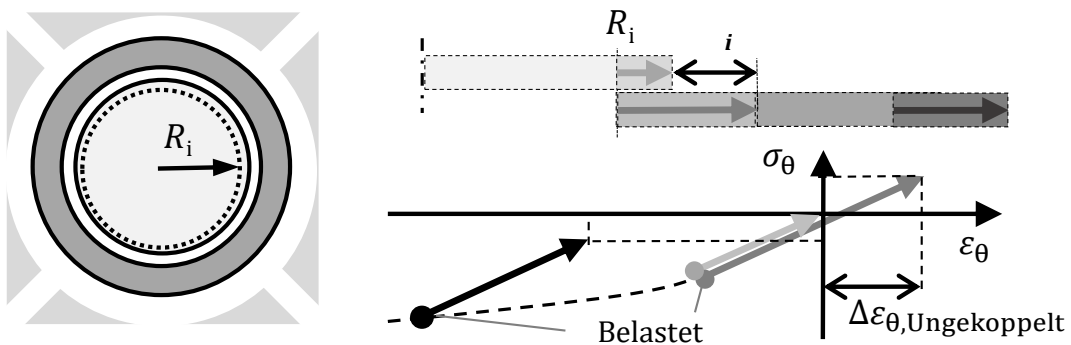


Abbildung 29 - Randbedingungen im entkoppelten Modell im unbelasteten Zustand. [E2]

Auf Grundlage dieses Ergebnisses können die Verformung und die Spannungsverteilung nach der Entlastung bestimmt werden. Im elastischen Bereich würde im entkoppelten Zustand eine vollständige Rückbildung der elastischen Dehnung stattfinden, Abbildung 29. Im plastisch verformten Bereich wird die elastische Entlastung ähnlich wie in Gl. (5.1) mit Hilfe der Navierschen Gleichungen unter den in Gl. (5.8) und in Gl. (5.10) beschriebenen Randbedingungen berechnet und ergibt folgende Formel für die Tangential- und Radialspannung im elastischen Entlastungsfall $\sigma_{\theta,Entlastung}$ und $\sigma_{r,Entlastung}$:

$$\sigma_{\theta,Entlastung} = \frac{p_i R_i^2 - p_o R_o^2}{R_o^2 - R_i^2} - \frac{(p_o - p_i) R_i^2 R_o^2}{R_o^2 - R_i^2} \cdot \frac{1}{r^2} \quad (5.19)$$

$$\sigma_{r,Entlastung} = \frac{p_i R_i^2 - p_o R_o^2}{R_o^2 - R_i^2} + \frac{(p_o - p_i) R_i^2 R_o^2}{R_o^2 - R_i^2} \cdot \frac{1}{r^2} \quad (5.20)$$

Schließlich lässt sich die Dehnungsdifferenz $\Delta\varepsilon_{\theta,Ungekoppelt}$, die Kern und Innenwand der Hohlzscheibe erfahren, als Differenz zwischen plastischem Belastungs- und elastischem Entlastungszustand ableiten:

$$\Delta\varepsilon_{\theta,Ungekoppelt} = E \cdot [\sigma_{\theta}(R_i) - \sigma_{\theta,Entlastung}(R_i)] \quad (5.21)$$

wobei die unterschiedliche Rückfederung der entkoppelten Körper in axialer Richtung vernachlässigt wird und die radiale Spannung auf der Oberfläche nach Definition null ist. Daraus lässt sich das Spiel i ableiten:

$$i = \Delta\varepsilon_{\theta,Ungekoppelt}(R_i) \cdot 2 \cdot R_i \quad (5.22)$$

Dieses Ergebnis kann im Schrumpfungmodell (5.4) verwendet werden, um die tangentialen und radialen ES in der elastisch verformten Region für eine ursprünglich ES-freie Probe zu berechnen. [E2]

5.2.3 Erweiterung des Modells in Bezug auf den ursprünglichen ES-Zustand

Wenn die ursprüngliche ES-Verteilung, die sich aus einem vorangegangenen Umformvorgang ergibt, bei der Berechnung berücksichtigt werden muss, werden der Wert von R_i und der ES-Zustand beeinflusst, wenn nicht der gesamte Bauteilabschnitt plastisch verformt worden ist. Daher kann die

Vergleichsspannung unter Last in Gl. (5.13) folgendermaßen umgeschrieben werden:

$$\sigma_{\theta}(r) = \frac{\sigma_e - E\varepsilon_z - \sigma_{z,\text{Eig}} + \sigma_{\theta,\text{Eig}} - \nu(\sigma_r + \sigma_{r,\text{Eig}} + \sigma_{\theta,\text{Eig}})}{(\nu - 1)} \quad (5.23)$$

wobei $\sigma_{z,\text{Eig}}$, $\sigma_{\theta,\text{Eig}}$ und $\sigma_{r,\text{Eig}}$ die ES in axialer, tangentialer und radialer Richtung sind. Führt man Gl. (5.23) in das für den ES-freien Zustand beschriebene Verfahren ein, können der neue R_i und die Spannungskomponenten in Abhängigkeit vom ES-Zustand des vorherigen Prozesses berechnet werden. Schließlich lassen sich der präexistente ES-Zustand und die durch Gl. (5.4) berechnete Spannung überlagern, um den neuen Spannungszustand im elastisch verformten Bereich zu erhalten. [E2]

5.3 Numerische und experimentelle Validierung

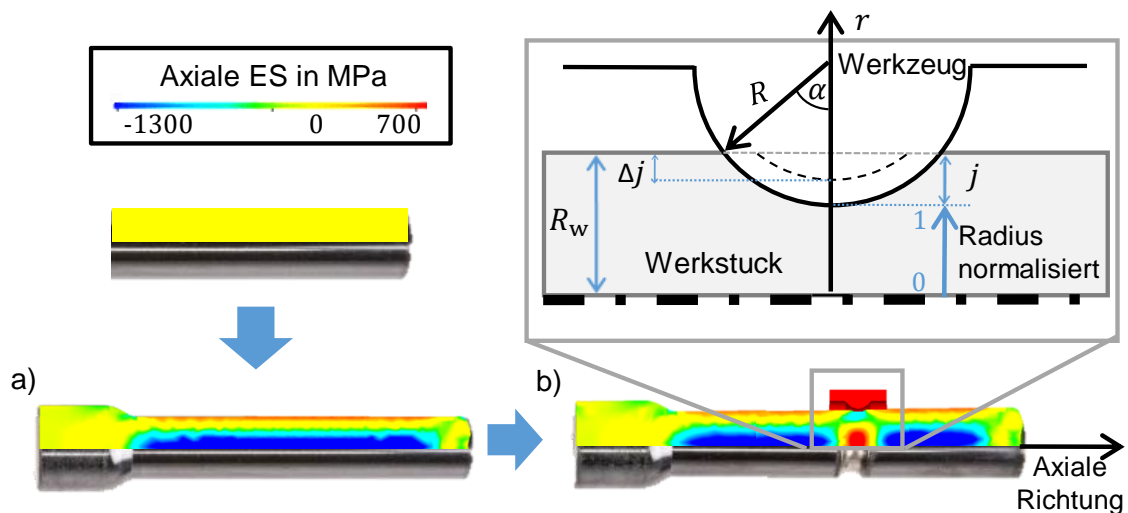


Abbildung 30 - Analyse von Proben nach dem Voll-Vorwärts Fließpressen (a) und nach dem Einstechrundkneten mit radialem Vorschub Δj , Werkstückradius $R_w=5,39$ mm und Werkzeugradius $R=1,25$ mm (b). [E2]

Die Überprüfung und Validierung des Modells erfolgt numerisch und experimentell anhand der in Abbildung 30 dargestellten Prozesskette. In einem ersten Schritt wurden Proben aus Edelstahl 1.4307 fließgepresst. Durch diese Vollumformung wird ein ES-Zustand in die Probe eingebracht, der gegenüber Parameterschwankungen und vorherigen Spannungszuständen unempfindlich ist. Ausgehend von diesem stabilen Spannungszustand werden in der Mitte des

fließgepressten Bereichs durch Einstechrundkneten Rillen gebildet. Wie in Abbildung 30 dargestellt, führt dies zu einer allmählichen Verschiebung des ES-Profiles von Zug- zu Druck-ES an der Probenoberfläche und umgekehrt in der Mitte. Da das Rundkneten ein inkrementeller Prozess ist, kann die Entwicklung des Spannungszustands für verschiedene inkrementelle (Δj) und totale (j) Verformungsgrade untersucht werden. Daher kann dieser Prozess sowohl die Teil- als auch die Vollumformung abdecken.

5.3.1 Anpassung des analytischen Modells an die Fallstudie

Bei der Modellierung des speziellen Problems unseres Prozesses muss $f(j)$ in Gleichung (5.5) explizit in Bezug auf die Geometrie und die Dynamik des Arbeitswerkzeugs beschrieben werden. ε_z des Prozesses wird wie folgt berechnet, siehe Abbildung 30. Der Winkel α , siehe Abbildung 30, ist gleich

$$\alpha = \arccos\left(\frac{R-j}{R}\right) \quad (5.24)$$

und die Erhöhung des Volumens der verformten Region pro Umformzyklus wird bestimmt aus:

$$V_n = 2\pi \left[R_w - \frac{(2R \cdot \sin\alpha)^3}{12\alpha R^2 - R\sin\alpha \cdot (R-j)} \right] \cdot [\alpha R^2 - R\sin\alpha \cdot (R-j)] \quad (5.25)$$

Unter Verwendung der Volumenkonstanz ergibt sich die axiale Längung der Probe:

$$\Delta L = \frac{V_n}{R_w^2 \cdot \pi} \quad (5.26)$$

Die axiale Dehnung kann wie folgt berechnet werden

$$\varepsilon_z(j) = \frac{\Delta L}{L} \quad (5.27)$$

5.3.2 Vollumformung beim Voll-Vorwärts Fließpressen

Dass die ES vor dem Fließpressen keinen signifikanten Einfluss auf den endgültigen Spannungszustand haben, ist in der Literatur bereits beschrieben, z.B. [E3]. Dies wurde bereits in Abschnitt 2.3.3 erläutert. Daher werden Simulationen des Kaltfließpressens zur Vorhersage von ES immer mit einem

spannungsfreien Ausgangszustand durchgeführt. Diese Tatsache steht im Einklang mit dem vorgeschlagenen Modell, da die erste Umformung während des Fließpressens ein Vollumformungsprozess ist. Als weiterer Beweis für diese Tatsache ist in Abbildung 31 ein numerisches Beispiel dargestellt. Der Fließpressprozess von 1.4307 wurde simuliert, wobei fünf verschiedene axiale Spannungszustände in die Inputdatei der Simulation als Ausgangsspannungszustand eingegeben wurden. Die Spannungsprofile folgen einer einfachen linearen Gleichung, wobei die Spannung in der Mitte arbiträr zugewiesen wird und der Rest des Profils durch das in Gl. (2.1) beschriebene Gleichgewicht des Momentums berechnet wird. Obwohl die Proben vor der Umformung sehr unterschiedliche Spannungszustände aufweisen, sind die Spannungsprofile der umgeformten Bauteile nicht mehr zu differenzieren. Aus den in Abbildung 31 dargestellten Ergebnissen ist ersichtlich, dass der Ausgangsspannungszustand keinen signifikanten Parameter für das Voll-Vorwärts Fließpressen darstellt.

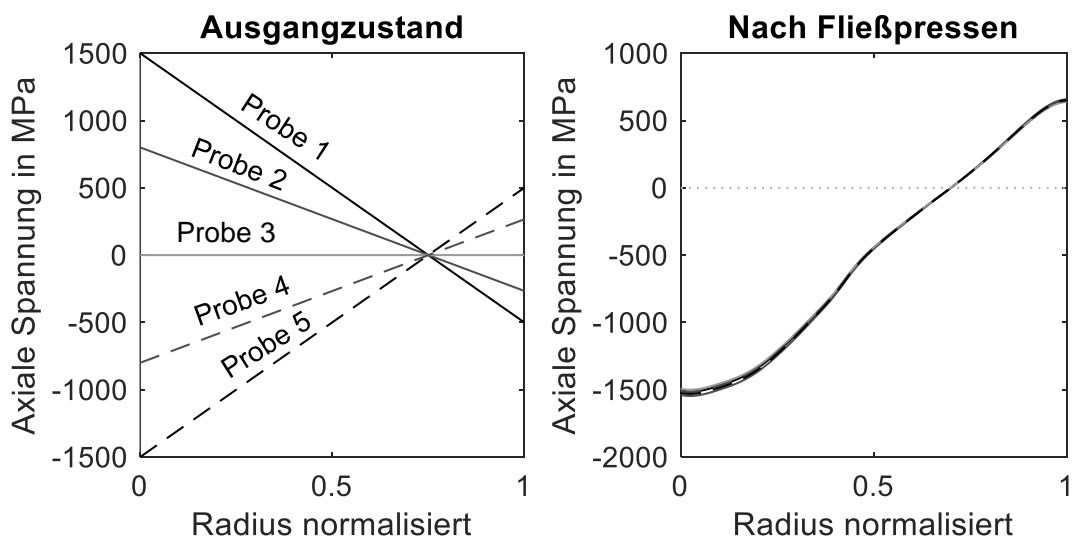


Abbildung 31 - Numerisches Beispiel eines Fließpressvorgangs von 1.4307 mit unterschiedlichen Ausgangsspannungszuständen: axiale Eigenspannung im Ausgangszustand (a) und in den extrudierten Teilen (b).

5.3.3 Entwicklung von ES während der inkrementellen Umformung

Zunächst werden numerische und experimentelle Ergebnisse für den endgültigen ES-Zustand aus Versuchsreihen mit drei verschiedenen Werten des inkrementellen Radialvorschubs Δj (0,019, 0,077 und 0,310

mm/Umformungsschritt) und einer Gesamtnuttiefe j von 1,07 mm verglichen. Röntgenmessungen der ES werden in der austenitischen Phase und mit elektrochemischem Materialabtrag durchgeführt. Simulationen und Experimente zeigen qualitativ ähnliche Ergebnisse für den ES-Zustand bei unterschiedlichen Δj -Werten, wie in Abbildung 32 dargestellt.

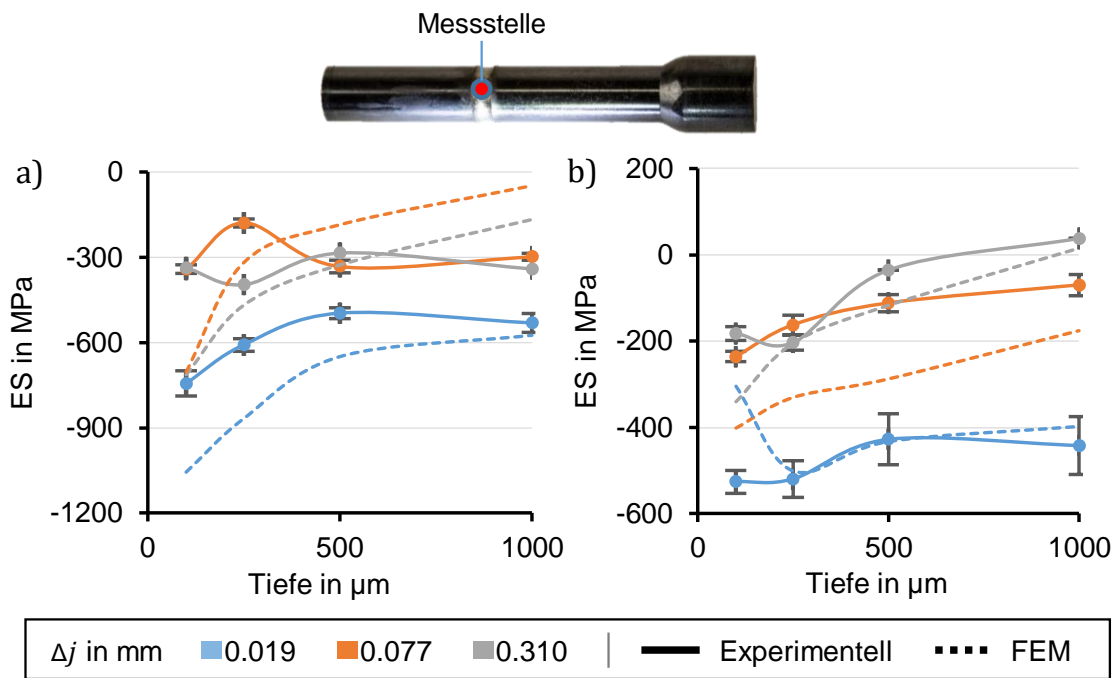


Abbildung 32 - Axiale (a) und tangentielle (b) Eigenspannungen im oberflächennahen Bereich: Vergleich von numerischen und experimentellen Ergebnissen. [E2]

Anhand der Ergebnisse der numerischen Simulationen können dann die ES nach jedem Umformschritt beobachtet werden. Das gleiche Verfahren ist in der Versuchsanlage aufgrund der Maschinentoleranzen und der Komplexität der Messungen nicht möglich. Die Ergebnisse sind in Abbildung 33 zu sehen, wo die Entwicklung der axialen ES für $\Delta j = 0,077$ mm zusammen mit der durch den Rundknetvorgang induzierten plastischen Dehnung dargestellt sind. Diese Abbildung soll eine erste qualitative Darstellung der Phänomene geben, die in der gesamten Probe während des Prozesses auftreten. Es ist zu erkennen, dass die ersten Umformzyklen einen vorübergehenden Spannungszustand verursachen, der sich nach jedem Zyklus ändert. Die plastische Dehnung zeigt, dass in den ersten Zyklen eine Teilumformung erfolgt, während nach einigen Zyklen die Verformung beginnt, sich auf die Mitte des Teils auszuwirken. Ab

diesem Zeitpunkt werden auch die axialen ES nicht mehr stark verändert und bleiben in einem nahezu konstanten Zustand. [E2]

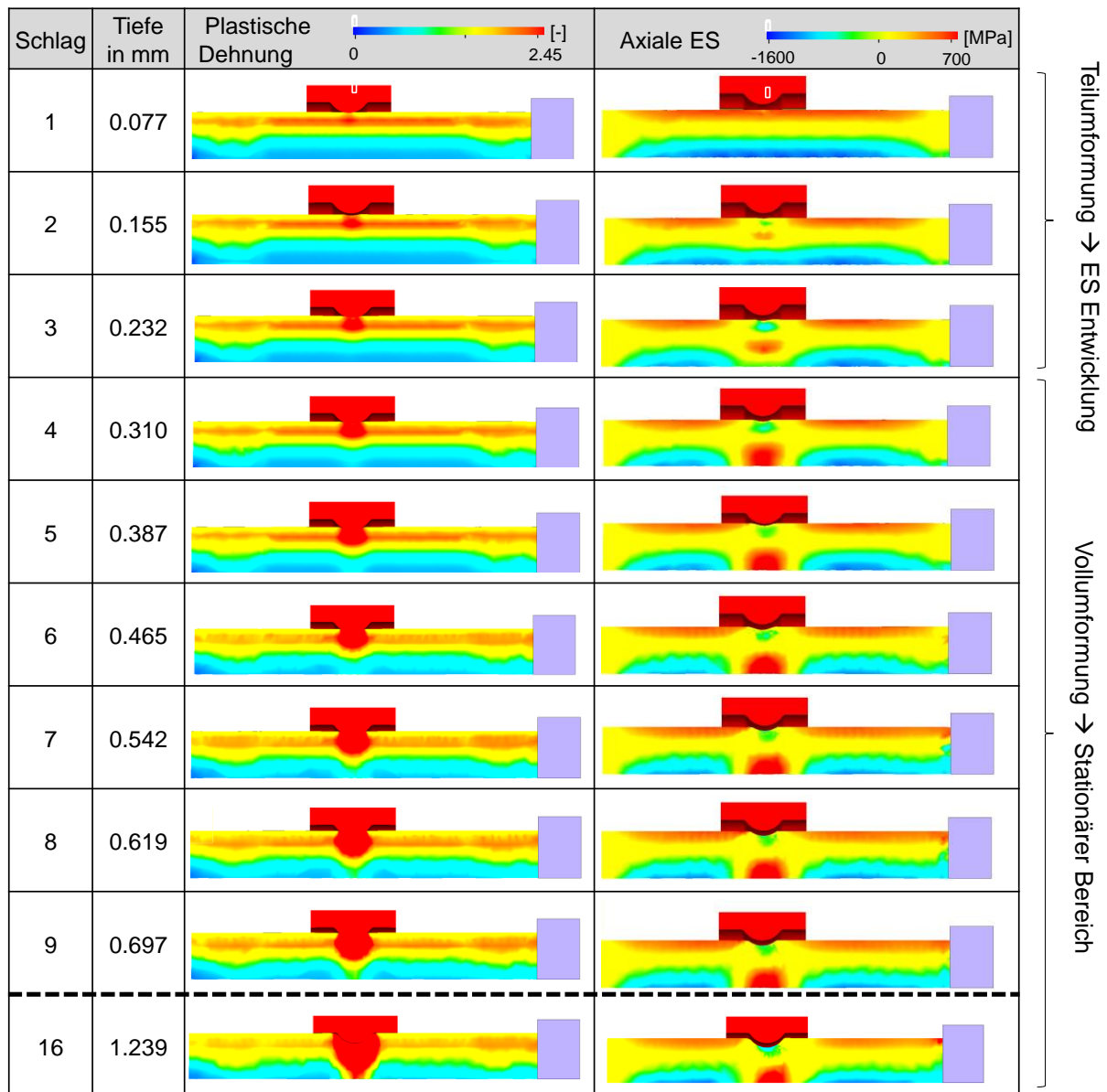


Abbildung 33 - Simulation vom Einstechrundkneten: plastische Dehnung und axiale Eigenspannung für verschiedene Eintrittstiefen des Werkzeugs.

Abbildung 34 zeigt genauer die Entwicklung des axialen Spannungszustands nach jedem Verformungszyklus bis zu einer Tiefe von 1,07 mm entlang des Probenradius für zwei Werte des radialen Vorschubs Δj : 0,019 und 0,310 mm/Schlag. Der Prozess wird für zwei verschiedene Ausgangsbedingungen analysiert: fließgepresster Zustand und ES-freier Zustand. Im letzteren Fall werden die ES entfernt, während die Geometrie und die

Verfestigungseigenschaften beibehalten wurden. Es ist ein klarer Trend erkennbar: In den ersten Umformschritten findet eine allmähliche Verschiebung des ES-Zustands von der fließgepressten Konfiguration zu einem neuen Spannungszustand (Druck-ES an der Oberfläche und Zug in der Mitte der Proben) statt.

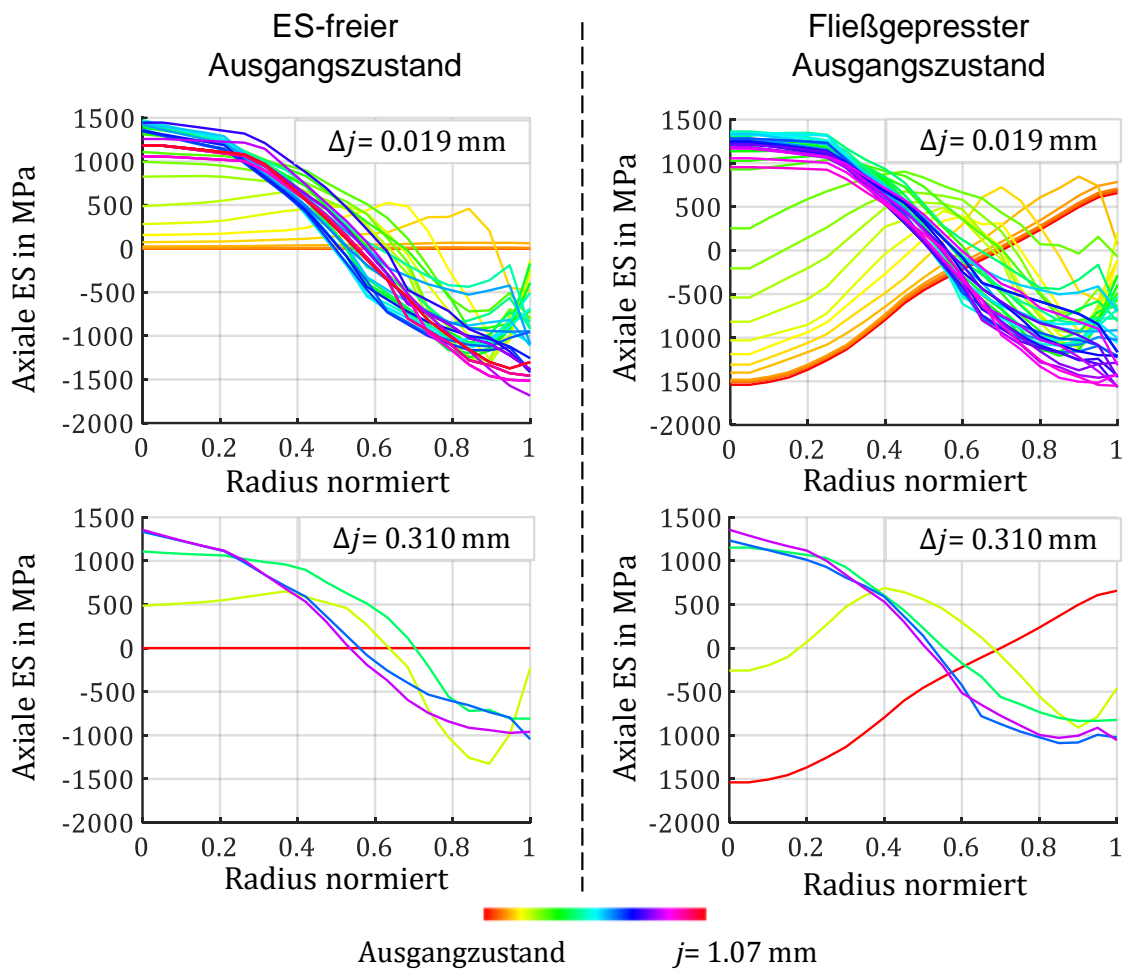


Abbildung 34 - Entwicklung der axialen ES entlang des Radius für verschiedene radiale Inkremente. [E2]

Die plastische Verformung ist auf den oberflächennahen Bereich des Bauteils beschränkt, d. h. es findet eine Teilumformung statt. In dieser Phase ist der elastisch verformte Bereich des ES-freien Zustands durch konstante tangentielle und radiale ES in ähnlicher Größenordnung gekennzeichnet. Dies steht im Einklang mit Gl. (5.1) des analytischen Modells. Bei Vorliegen eines anfänglichen Spannungszustands wird dieser konstante Wert überlagert.

Darüber hinaus ist festzustellen, dass das Vorhandensein des Spannungszustands aus dem Fließpressen die Ausdehnung des plastischen Bereichs beeinflusst, wie durch das analytische Modell vorhergesagt, und dass die Verteilungen der plastischen Dehnung ein annähernd exponentielles Profil aufweisen, wie durch Gl. (5.1) modelliert. Nach den ersten Zyklen sind nur noch kleinere Änderungen des Eigenspannungszustands sichtbar. Es wird also eine Art "stationärer Zustand" erreicht. Dieser stationäre Zustand wird nicht durch den anfänglichen ES-Zustand des Teils beeinflusst, sondern allein durch die angewandten Umformparameter (Δj) bestimmt. Das gleiche Verhalten ist auch für die radialen und tangentialen Spannungskomponenten zu beobachten. [E2]

5.3.4 Vergleich von numerischen und analytischen Ergebnissen

Nachdem die Gleichungen des analytischen Modells vollständig beschrieben wurden, werden die einzelnen Schritte der Berechnungen an einem realen Beispiel durchgeführt. Als Benchmark wird der Fall $\Delta j = 0,077$ betrachtet, wobei zunächst der Fall eines ES-freien Ausgangszustandes und dann der eines fließgepressten Zustandes betrachtet wird. Die Ergebnisse der endgültigen ES-Verläufe werden mit den numerischen Ergebnissen verglichen.

a) Entkoppeltes Modell: Belastung und Rückfederung

Der erste Schritt des analytischen Modells ist die Berechnung der Spannungen im belasteten Zustand mit Hilfe von Gl. (5.16) und (5.17), wobei die beiden Körper als entkoppelt betrachtet werden. Dann wird die elastische Erholung des Mantels mit Hilfe von Gleichung (5.18) und (5.19) ermittelt. Aus der Differenz der Spannungen während der Belastung und der elastischen Rückfederung ergibt sich schließlich der ES-Zustand des Mantels unter Berücksichtigung einer entkoppelten Situation. Die Ergebnisse sind in Abbildung 35 dargestellt. Es ist zu beachten, dass in diesem Schritt nur der äußere Mantel (d.h. Radius zwischen R_i und R_o) betrachtet wird. Da der Kern während der Rückfederung eine vollständige elastische Erholung erfährt, ist die Berechnung der Spannungen in diesem entkoppelten Zustand nicht von Interesse.

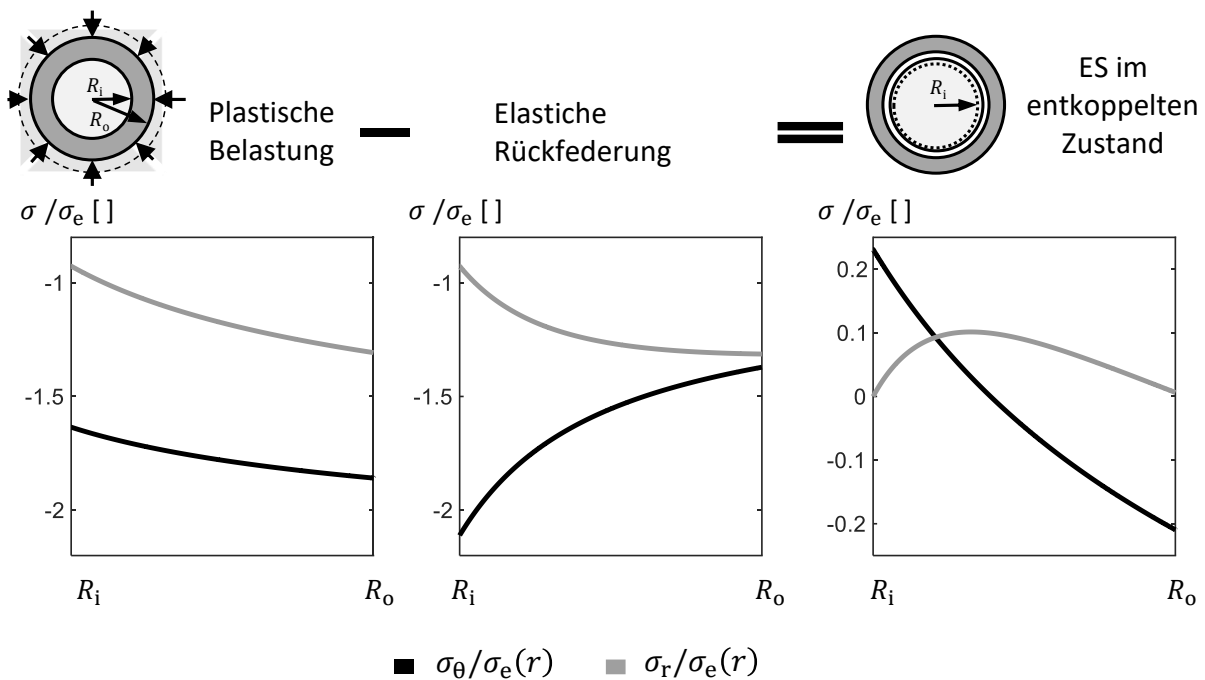


Abbildung 35 - Entkoppeltes Modell: Radiale und tangentielle Spannungsprofile aufgrund von Belastung (a), elastischer Rückfederung (b) und End-ES im Mantel als Differenz der beiden vorherigen Zustände (c).

b) Gekoppeltes Modell: Spannungsprofile aufgrund der geometrischen Fehlpassung

Die virtuelle Fehlpassung i aufgrund des unterschiedlichen Federwegs von elastisch und plastisch verformten Körpern kann aus Gl. (5.22) berechnet werden. Wie man sieht, verursacht diese Fehlpassung ein Spannungsprofil aufgrund der Interaktion der beiden Körper. Der Spannungszustand im Kern wird durch die einfache Gl. (5.1) beschrieben. Der Spannungszustand im elastisch verformten Kern ist eindeutig konstant mit einem Wert von 128,4 MPa. Damit wird auch ein bestimmtes Spannungsprofil in dem plastisch verformten Mantel durch die Gleichungen (5.2) und (5.3) eingeführt. Das Ergebnis ist in Abbildung 36 dargestellt.

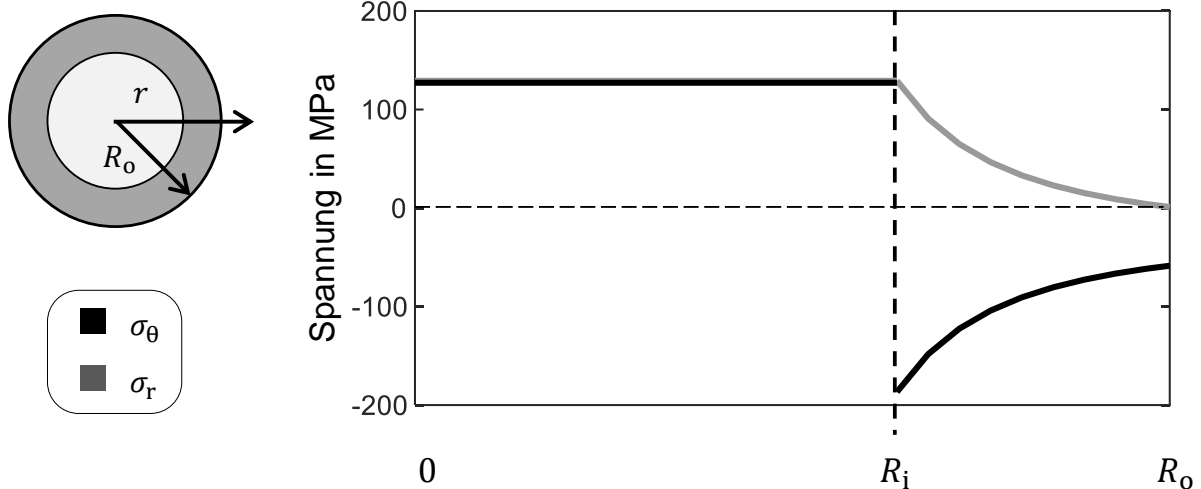


Abbildung 36 - Gekoppeltes Modell: Spannungsprofile allein aufgrund der geometrischen Fehlpassung.

c) Gekoppeltes Modell: Vollständige Spannungsprofile und folgende Umformungsschritte

In einem weiteren Schritt werden die Ergebnisse von Abbildung 35 und Abbildung 36 kombiniert, um die radialen und tangentialen Spannungsprofile zu erhalten. Die Ergebnisse sind in Abbildung 37 sowohl für den ersten als auch für den zweiten Umformzyklus dargestellt, für den der präexistente Spannungszustand durch Gl. (5.23) berücksichtigt wird. In den Diagrammen geben $R_{i,I}$ und $R_{i,II}$ den Radius der Plastifizierung nach dem ersten bzw. zweiten Umformzyklus an. Es lassen sich einige Fakten direkt feststellen, die physikalische Zusammenhänge aufzeigen:

- Die ES sind im elastisch verformten Bereich konstant
- Die Grenzflächen zwischen elastisch und plastisch verformten Bereichen sind kohärent
- Die radialen Spannungen auf der Oberfläche sind Null
- Die tangentialen ES gleichen sich im Querschnitt aus

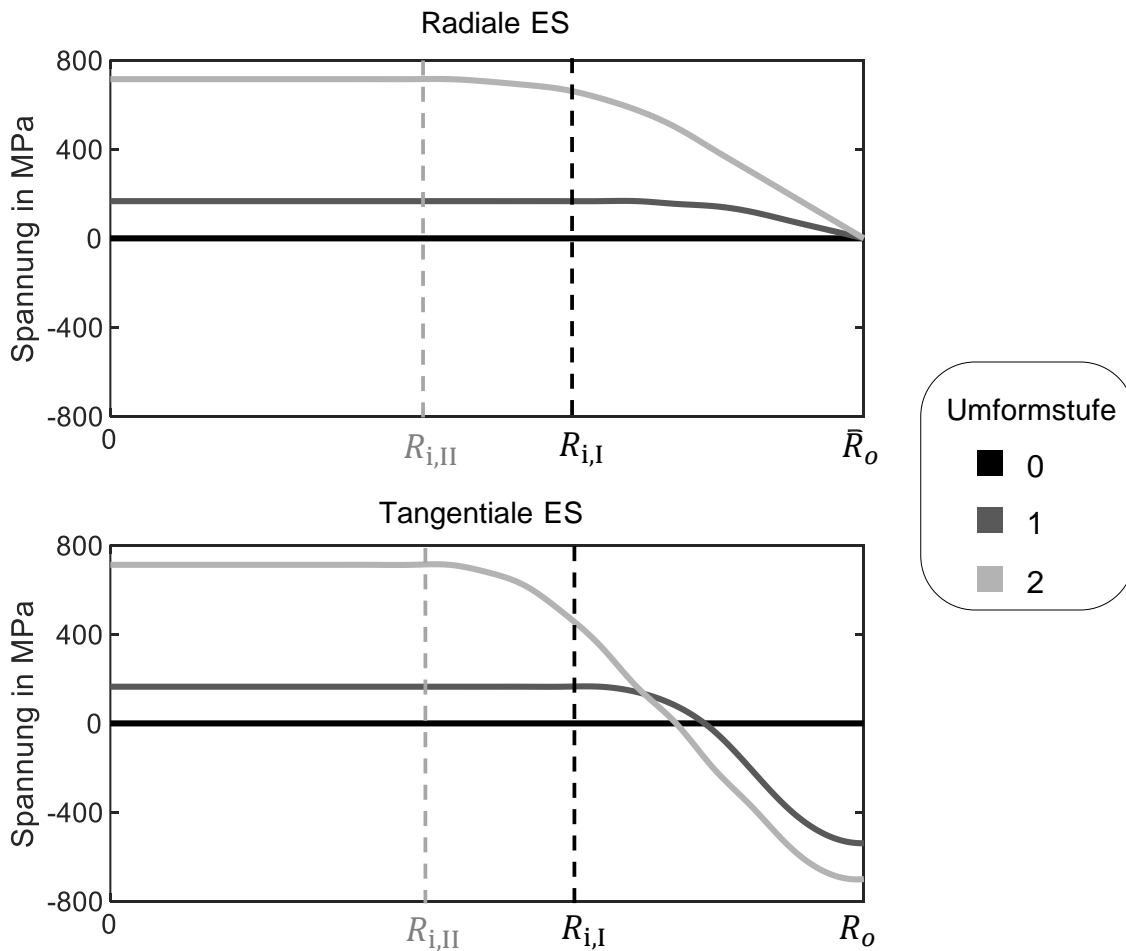


Abbildung 37 - Tangentiale und radiale Spannungszustände im gekoppelten Zustand nach den ersten beiden Umformzyklen, analytische Ergebnisse.

Diese Ergebnisse können mit denen des numerischen Modells für einen anfänglich spannungsfreien Zustand aus Abbildung 38 verglichen werden. Hier werden die Ergebnisse auch für den dritten Zyklus angegeben, in dem der volle Umformzustand erreicht wird, wie das Diagramm der plastischen Dehnung zeigt. Für die ersten beiden Zyklen der Teilumformung sind die Spannungsprofile des analytischen und des numerischen Modells qualitativ und sogar quantitativ ähnlich. Der Plastifizierungsradius R_i wird durch das analytische Modell nach dem ersten Zyklus ($R_{i,I}$) leicht unterschätzt. Die Unterschätzung wird nach dem zweiten Zyklus ($R_{i,II}$), in dem ein höherer Umformgrad erreicht wird, deutlicher.

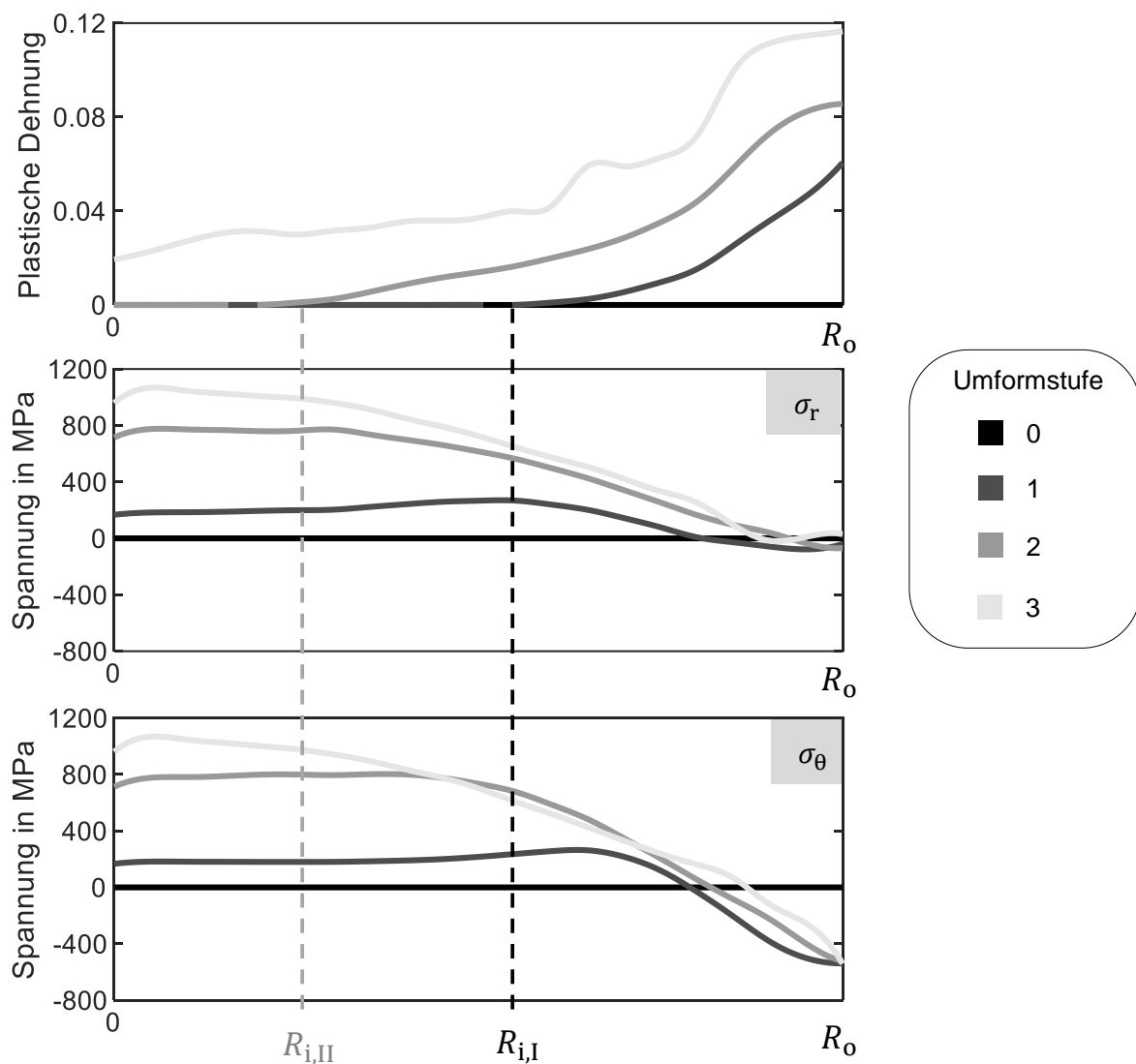


Abbildung 38 - Tangentiale und radiale Spannungszustände im gekoppelten Zustand nach den ersten beiden Umformzyklen, numerische Ergebnisse.

d) Erweiterung auf voreingebrachte ES

Wie bereits festgestellt, ist das Modell in der Lage, durch Gleichung (5.23) bereits vorhandene Spannungsverteilungen zu berücksichtigen. Daher kann das Spannungsprofil nach dem Fließpressen als anfänglicher ES-Zustand betrachtet werden. Abbildung 39 zeigt die Ergebnisse sowohl für das analytische als auch für das numerische Modell. Die Ergebnisse weisen nach wie vor ein qualitativ ähnliches Profil auf. Wie zu erkennen ist, unterscheidet sich das Verhalten nicht vom spannungsfreien Fall, mit der Ausnahme, dass das Spannungsprofil im elastisch umgeformten Bereich nicht mehr konstant ist,

sondern der Form des Anfangsprofils folgt. Die Idee bleibt, dass dieser elastisch umgeformte Bereich als eine Art Speicher fungiert, in dem ES nach jedem Formungsschritt addiert werden.

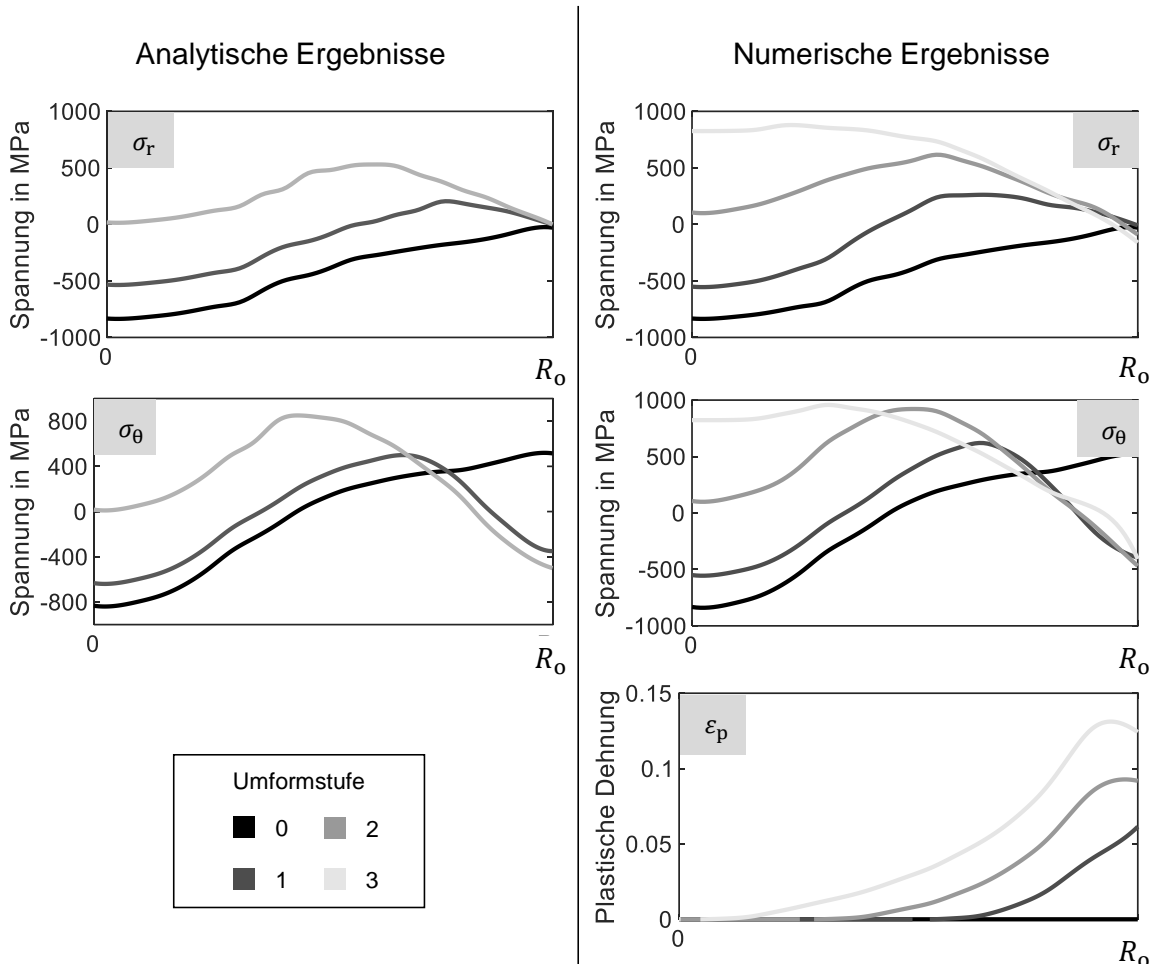


Abbildung 39 - Vergleich der analytischen und der FE-Ergebnisse unter Berücksichtigung des vorbestehenden Spannungszustands. Plastische Dehnung durch Rundkneten, tangentielle und radiale ES entlang des Radius während der Teilumformung mit radialem Vorschub $\Delta j = 0,077$ mm.

Analyse der Grenzen

Schließlich stellt sich die Frage, welches die Grenzen des Modells sind und welche Bedingungen zu nicht abgedeckten Phänomenen führen. Abbildung 40 zeigt die analytisch und numerisch erhaltenen Lösungen in Bezug auf R_i und die radialen ES in der Mitte des Bauteils. Es werden sowohl ein ES-freier als auch ein extrudierter Zustand betrachtet. Die Ergebnisse zeigen qualitativ ähnliche Ergebnisse. Die Differenz nimmt mit zunehmendem Gesamtvorschub

j zu. Dies ist im Wesentlichen eine Folge der Annahme, dass ε_z im analytischen Modell als idealisierte Volumenverschiebung berechnet wird, die durch die Werkzeugbewegung hervorgerufen wird. Diese Annahme verliert bei höheren Umformgraden aufgrund zunehmender Wulstbildung an Gültigkeit. Eine weitere Einschränkung ist die Hypothese einer elastischen Erholung nach der Umformung im analytischen Modell. Bei hohen Umformgraden kann es jedoch zu einer plastischen Rückfederung kommen, die im Modell nicht berücksichtigt wird.

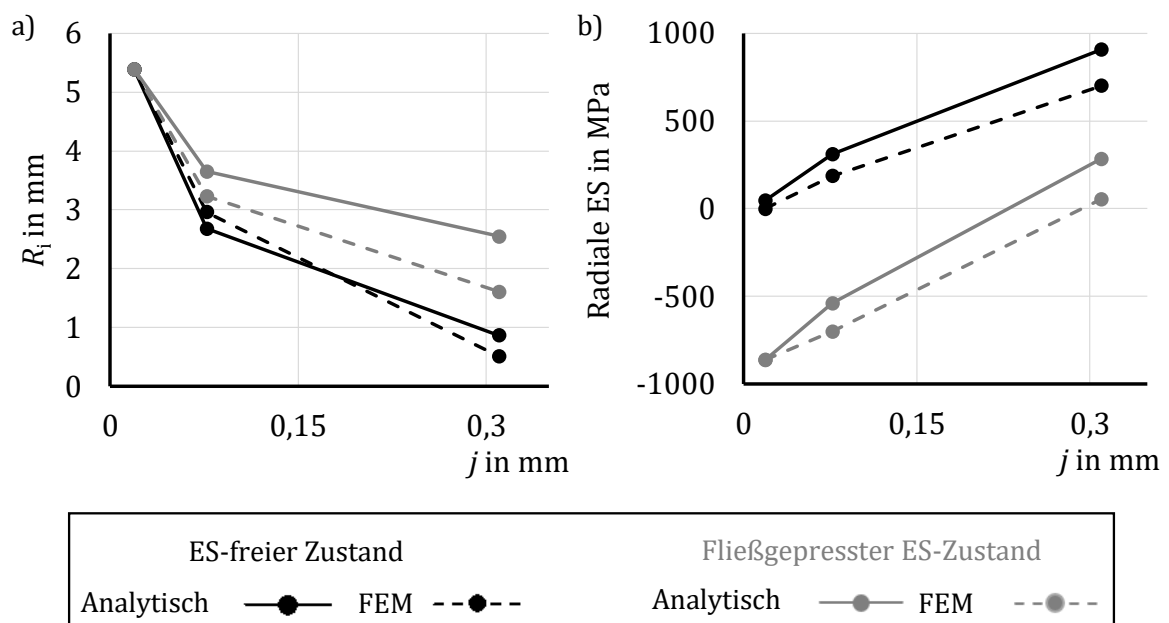


Abbildung 40 - Vergleich der numerischen und analytischen Ergebnisse: Entwicklung von R_i (a) und den radialen ES in der Mitte der Probe (b). [E2]

5.4 Zwischenfazit

Eine Überlagerung von Ausgangs-ES und ES, die in einem Umformprozess induziert werden, ist nur für partielle Umformprozesse relevant. Bei der Vollumformung wird der gesamte Querschnitt des Werkstücks plastisch verformt, wodurch die zuvor eingebrachten ES in der plastischen Verformungszone eliminiert werden. Die Gestaltung und Steuerung von Teilumformprozessen erfordert besondere Aufmerksamkeit, wenn gezielte ES-Verteilungen erreicht werden sollen. Dies ist häufig bei mechanischen Oberflächenbehandlungen nach einem Umformvorgang der Fall. Die durch die

partielle Umformung eingebrachte Energie bzw. Kräfte müssen an die vorherrschende ES-Verteilung angepasst werden.

Die Ergebnisse der vorangegangenen Kapitel tragen nicht nur zu einem besseren quantitativen Verständnis der Entwicklung von ES in Umformketten bei, sondern eröffnen auch neue Möglichkeiten zur gezielten Anpassung von ES-Zuständen. Diese können gezielte Produkteigenschaften mit erhöhtem Anwendernutzen ermöglichen. Die Kombination von Voll- und Teilumformung erlaubt eine größere Bandbreite möglicher ES-Verteilungen. Diese Betrachtung ebnet den Weg zu Prozessen, bei denen Sekundäroperationen, wie das Auswerfen von Umformteilen, zur Einstellung von ES-Verteilungen genutzt werden. Das vorgeschlagene Modell bietet eine neue Sichtweise auf die Mechanismen, die an der Bildung von ES während der achsensymmetrischen Umformung beteiligt sind.

6 Anforderungsspezifische Einstellung der ES während des Voll-Vorwärts Kaltfließpressens

Ziel dieses Kapitels ist die Konzipierung einer Strategie zur gezielten Einstellung von ES in kaltfließgepressten Bauteilen. Die Strategie greift auf die in Kapitel 5 entwickelten Konzepte der Teil- und Vollumformung zurück. Sie wird in den nächsten Kapiteln näher beschrieben und validiert.

6.1 Fließpressen als Kombination von Teil- und Vollumformung

Das Voll-Vorwärts Fließpressen kann als ein zweistufiges Umformverfahren betrachtet werden. Der erste Schritt ist die Hauptumformung, bei der ein zylindrisches Teil mit einem Stempel durch eine Matrize gedrückt wird. Dies ist jedoch nicht die einzige Umformung, die während des Prozesses stattfindet. Das fließgepresste Bauteil wird aus der Matrize ausgeworfen und dabei ein zweites Mal in umgekehrter Richtung durch die Kalibrierzone gepresst. Während des zweiten Schrittes erfährt das Bauteil eine weitere plastische Verformung, wie in Abbildung 9 schematisch dargestellt. Wie Tekkaya beschreibt, haben die erste Umformung und das Ausstoßen prinzipiell unterschiedliche Auswirkungen auf den endgültigen ES-Zustand beim Voll-Vorwärts Fließpressen [TEK86]. Dies hängt mit dem Umformgrad zusammen, der diese Phasen typischerweise kennzeichnet.

Mit den in Kapitel 5 eingeführten Begriffen können wir die erste Umformstufe als Vollumformung definieren, die zweite als Teilumformung. In der ersten Umformstufe wird das gesamte Profil plastisch umgeformt. Die Kenntnis der Eigenschaften dieser Prozesse in Bezug auf die Mechanismen der ES-Überlagerung ermöglicht uns, eine Strategie zur gezielten Beeinflussung des ES-Zustandes im Endbauteil zu entwickeln. Während der ersten Umformung werden die Auswirkungen bereits bestehender Spannungszustände aufgehoben, was den Prozess robust gegenüber Schwankungen im

Ausgangszustand macht. Aus diesem Grund ist keine präzise Vorbereitung der Proben für das Fließpressen erforderlich [JOB21b]. Weiterhin bleibt der vorher bestehende Spannungszustand nach dem Ausstoßen einflussreich, da es zu einer Spannungsüberlagerung kommt. Mit anderen Worten: Eine Veränderung des ES während der ersten Umformung beeinflusst den ES-Zustand im fertig umgeformten Bauteil. Daher bietet das Fließpressen zwei Möglichkeiten, die endgültige ES zu beeinflussen:

- Während der ersten Umformung durch einen Vollumformungsprozess
- Während des Ausstoßens des Bauteils aus der Matrize durch ein Teilumformverfahren.

6.2 Umformstrategie

In der vorliegenden Arbeit wird eine Umformstrategie für das Voll-Vorwärts Fließpressen konzipiert, entwickelt und validiert, die das gezielte Einbringen von Eigenspannungen während des Umformprozesses ermöglicht. Dieses Ziel wird durch den Einsatz von steuerbaren Inline-Systemen während der beiden Umformstufen erreicht. Abbildung 41 zeigt ein Flussdiagramm dieser Strategie. Wie im vorangegangenen Abschnitt erläutert, ist der endgültige Eigenspannungszustand aufgrund des Unterschieds zwischen Teil- und Vollumformung die Überlagerung der ersten Umformung und des Ausstoßens. Auswirkungen des Ausgangszustands werden ausgeschlossen. Bei der ersten Umformung wird eine Strategie zur Voreinstellung des Spannungszustandes durch eine Vollumformung umgesetzt. Hierbei ist ein System mit Gegenstempel in der Lage den Spannungszustand zu modifizieren und verschiedene Ausgangszustände für die anschließende Kalibrierung beim Auswerfen darzustellen. Die Kalibrierung des Spannungszustands auf Grundlage des gewünschten Spannungsprofils kann in einem Teilumformprozess mit „aktiver Matrize“ durchgeführt werden. Die in den beiden Prozessstufen angewandten Strategien werden in den Kapiteln 7 und 8 behandelt. Neben numerischen und experimentellen Untersuchungen werden auch Vorhersagemethoden entwickelt. Diese Werkzeuge werden für die Umsetzung des in Kapitel 3 beschriebenen Paradigmas des "maßgeschneiderten ES-Designs" benötigt, da

diese die Bestimmung der Prozessparameter ausgehend von der Definition eines gewünschten ES-Zustands ermöglichen. [E4]

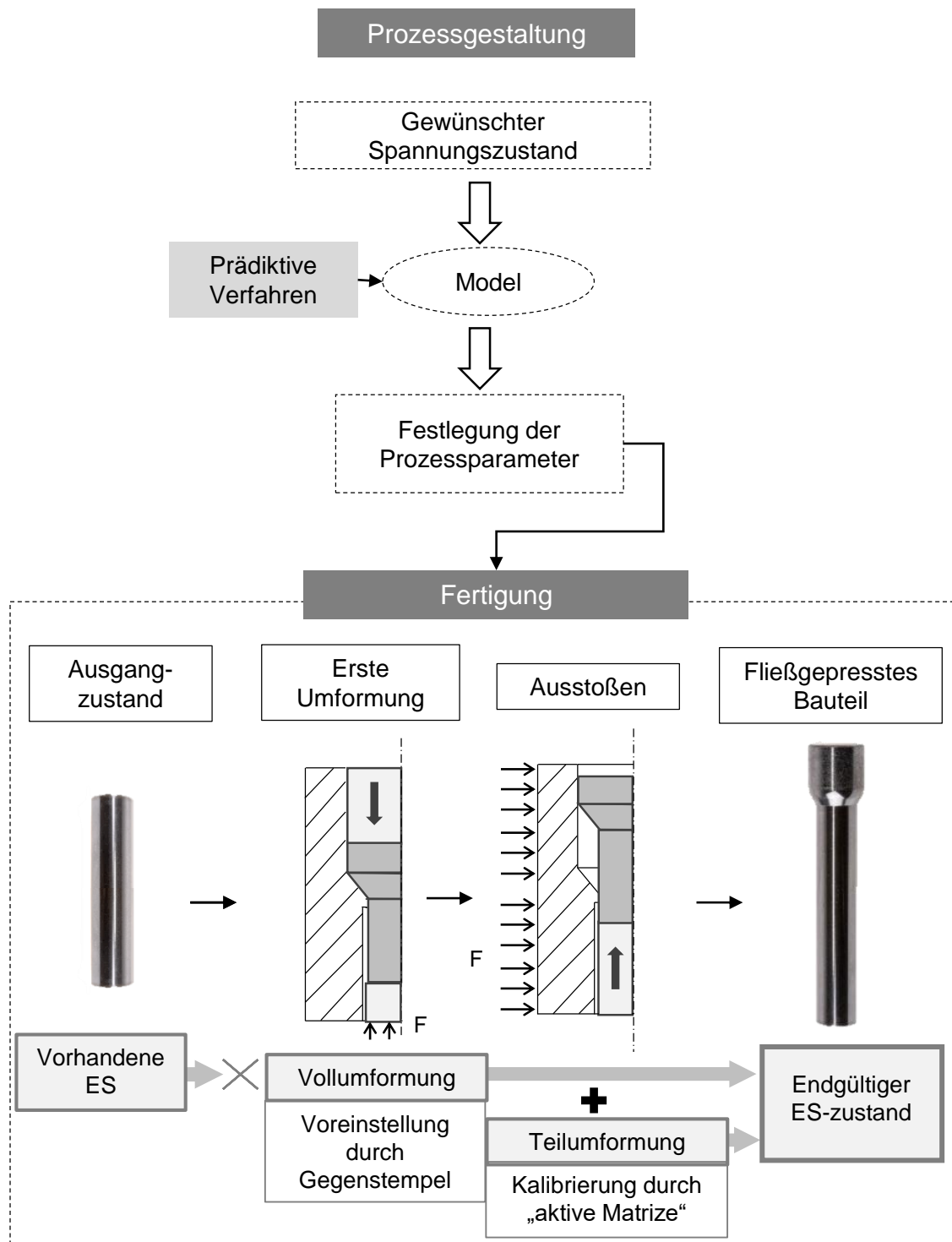


Abbildung 41 - Schematische Darstellung der Strategie für eine maßgeschneiderte Eigenspannungsauslegung beim Voll-Vorwärts Fließpressen. [E4]

7 Eigenspannungsmanipulation während des Hauptumformvorgangs

In diesem Kapitel wird die erste Strategie zur gezielten Einstellung des ES-Zustands in Kaltfließpressteilen vorgestellt. Die Prozessgestaltung und Beschreibung der Wirkprinzipien erfolgen zunächst mittels FEM. Anschließend an die experimentelle Validierung wird die FEM weiter zur Beschreibung der Prozessgrenzen eingesetzt. Die Analyse der ES in diesem Kapitel bezieht sich auf das Voll-Vorwärts Fließpressen mit konventionellem Ausstoßen.

7.1 Prozessgestaltung und Wirkprinzipien

7.1.1 Prozessbeschreibung

Um den ES-Zustand fließgepresster Bauteile gezielt beeinflussen zu können, wird der konventionelle Prozessablauf modifiziert, wie in Abbildung 42 schematisch dargestellt. Charakteristisches Merkmal dieser Technik ist der aktive Einsatz des Auswerfers während des Prozesses als Gegenstempel. Im Ausgangszustand ist die Probe in der Matrize positioniert (i).

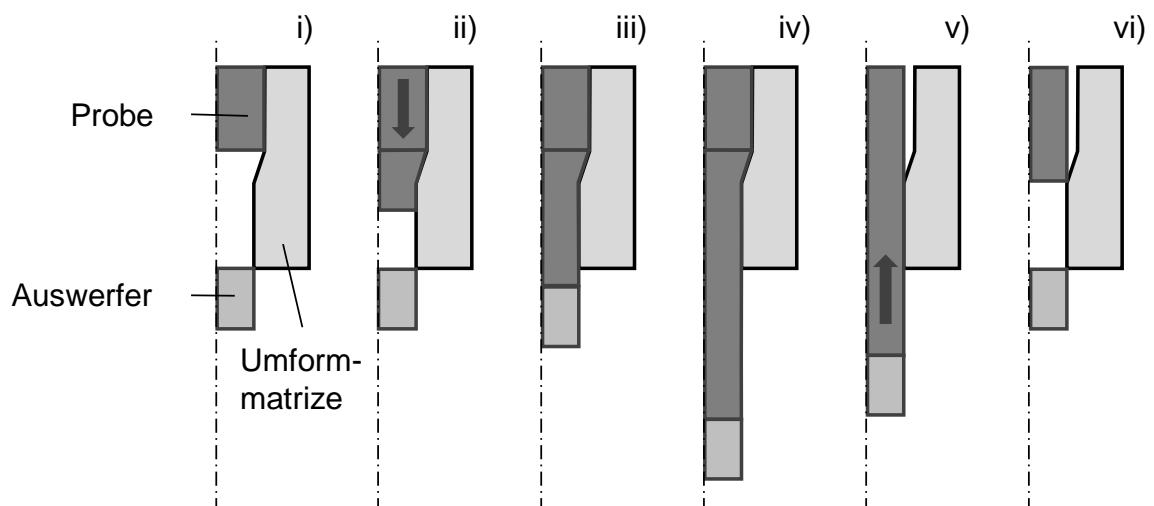


Abbildung 42 - Schematische Darstellung des Verfahrens des Voll-Vorwärts Fließpressens mit Gegenstempel.

In der ersten Phase drückt der Stempel die Probe durch die Kalibrierzone und es kommt zu einer ersten Umformung (ii). Der Gegenstempel wird aktiv, wenn die Probe unten aus der Matrize austritt und die zwei Körper in Berührung kommen (iii). Hierbei wird der optimale Berührungspunkt durch numerische Methoden bestimmt. Ab diesem Punkt übt der Auswerfer bis zum Ende des Umformprozesses eine definierte Gegenkraft F_K auf das fließgepresste Bauteil aus (iv). Ist die erste Umformung abgeschlossen, kann die Probe aus dem Umformwerkzeug ausgestoßen werden (v und vi).

Dieser Prozess wird durch die Steuerung von zwei Aktivkomponenten realisiert: dem Stempel und dem Gegenstempel. Der Stempel wird durch die Bewegung der Presse über den Weg gesteuert. Für die Umsetzung des ausgelegten Prozesses benötigt der Gegenstempel stattdessen eine Kraftsteuerung während der Umformung. In der verwendeten Versuchsanlage wird diese Kraftsteuerung durch das Ziehkissen unterhalb der Presse gewährleistet. In einer zweiten Phase wird dieses Werkzeug noch als Ausstoßer eingesetzt, um die Probe aus dem Umformwerkzeug auszuwerfen. Abbildung 43 zeigt qualitativ, wie die Werkzeuge während des Prozesses gesteuert werden.

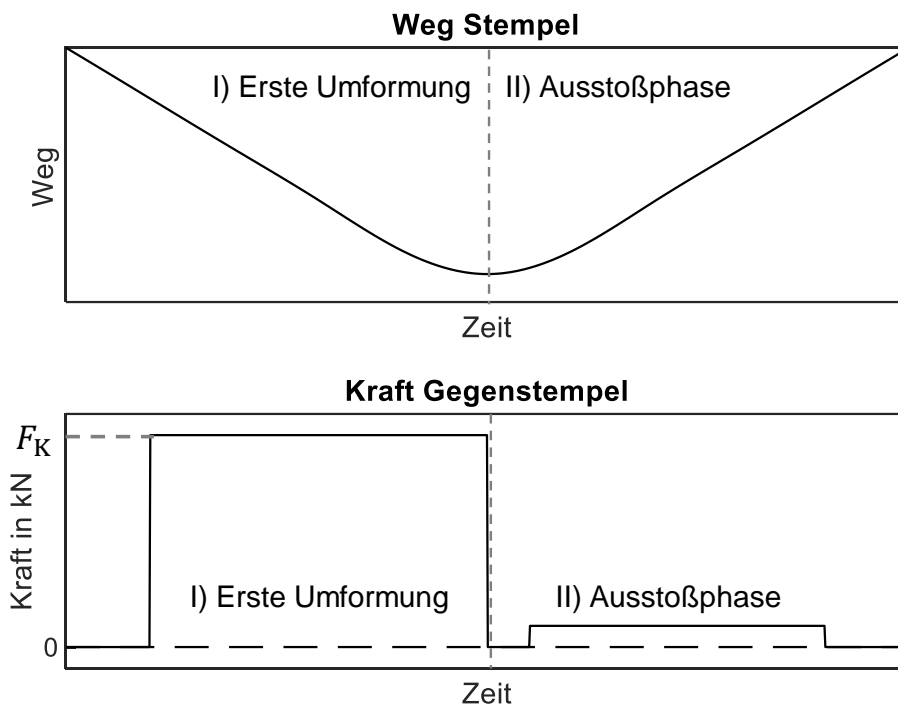


Abbildung 43 - Weg- und Kraftsteuerung von Stempel und Ziehkissen während des Prozesses.

7.1.2 Wirkprinzipien

Die Verwendung einer Gegenkraft hat einen erheblichen Einfluss auf den endgültigen Spannungszustand von kaltfließgepressten Proben. Dies ist in Abbildung 44 deutlich zu erkennen, wo die FE-Ergebnisse für das Fließpressen des Materials 1.4404 mit der konventionellen Methode und mit einer Gegenkraft F_K von 80 kN in axialer, tangentialer und radialer Richtung dargestellt sind. Der große chromatische Unterschied zwischen der linken und der rechten Spalte zeigt die signifikante Abnahme der ES-Gradienten in allen Hauptspannungskomponenten. Durch den Einsatz von Gegendruck im Umformprozess wird der Betrag der axialen Zug-ES an der Oberfläche drastisch von 623 MPa auf 187 MPa reduziert. Die tangentialen Spannungen zeigen ein ähnliches Verhalten, mit einer Reduzierung von 479 MPa auf 83 MPa, während die radialen Druck-ES in der Mitte des Werkstücks durch den Einsatz des Gegendrucks deutlich verringert werden.

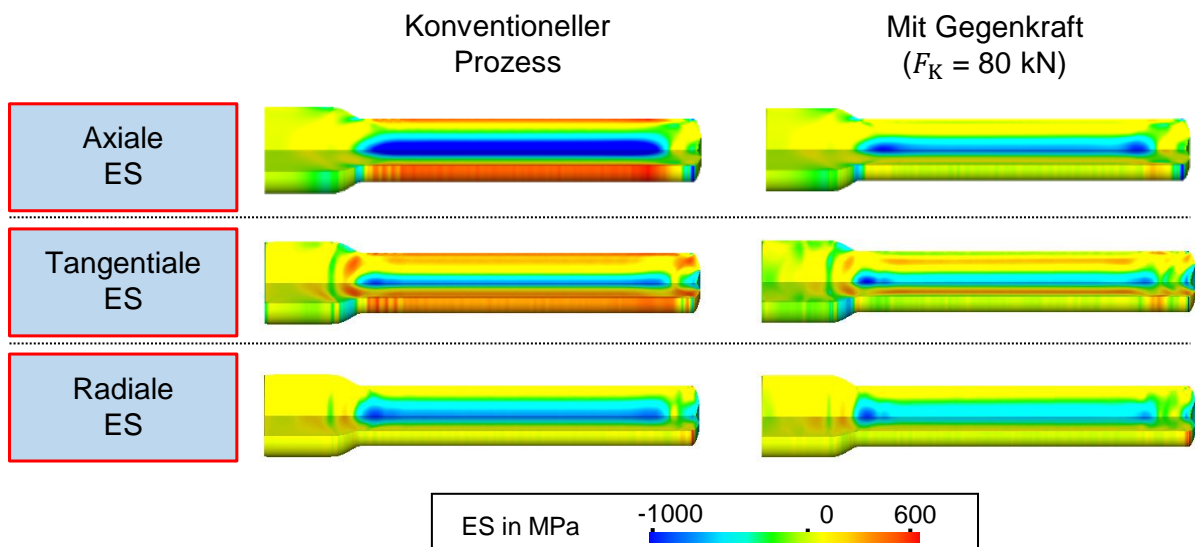


Abbildung 44 - Eigenspannungsvergleich beim konventionellen Verfahren und mit Gegenstempel ($F_K = 80 \text{ kN}$) im Werkstoff 1.4404: Ergebnisse in axialer, tangentialer und radialer Richtung.

Es ist festzustellen, dass zwei Mechanismen für diesen Abbau der ES verantwortlich sind: Die Minderung der Spannungsgradienten aufgrund der Spannungsüberlagerung und die Vergrößerung der Probenquerschnitte nach der ersten Umformung.

Mechanismus der Spannungsüberlagerung

Der Prozessablauf mit Gegenstempel zielt in erster Linie darauf ab, Spannungsgradienten während der Umformung im Bereich der Kalibrierzone der Umformmatrize zu reduzieren. Dieses Ziel kann erreicht werden, indem axiale Druckspannungen durch den Gegenstempel überlagert werden, was die hydrostatische Spannung insgesamt erhöht. Das Phänomen ist in den numerischen Ergebnissen von Abbildung 45 ersichtlich, wo das Fließpressen von Rohlingen aus Edelstahl 1.4404 für das konventionelle Verfahren und mit einer Gegenkraft F_K von 80 kN simuliert wird. Der axiale Spannungszustand der beiden Bauteile (mit und ohne Gegenkraft) unterscheidet sich stark während des Prozesses. Der Betrag der hydrostatischen Druckspannung wird vor dem Umformbereich durch die Wirkung des Gegenstempels deutlich erhöht. Die Minderung der Spannungsgradienten zwischen der Werkstückmitte und der Oberfläche des Werkstücks führt zu einer homogeneren Rückfederung nach der Entlastung der Umformkräfte. Infolgedessen bilden sich geringere Zug-ES im oberflächennahen Bereich der umgeformten Bauteile. [E5]

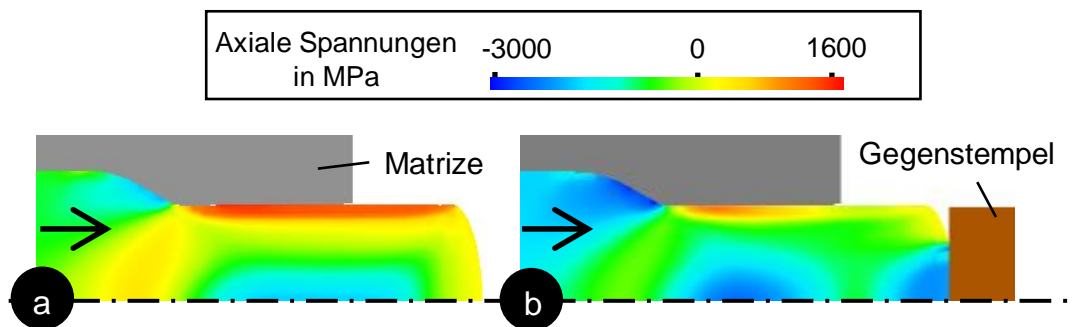


Abbildung 45 - Spannungs- und Eigenspannungsvergleich beim konventionellen Verfahren (a) und mit Gegenkraft $F_K = 80$ kN (b) im Werkstoff 1.4404. [E5]

Vergrößerung des Probenquerschnitts und erhöhter Umformgrad beim Ausstoßen

Die Anwendung des Gegenstempels hat einen sekundären Effekt, der sich ebenfalls auf den endgültigen ES-Zustand des Teils auswirkt, d.h. die Vergrößerung des Querschnitts des Teils nach der ersten Umformung. Abbildung 46 verdeutlicht diesen Aspekt, wobei die Probe schematisch am Ende der ersten Umformung dargestellt ist. Während die Probe in der

Kalibrierzone den gleichen Durchmesser D_{Mat} wie die Umformmatrize hat, ist dies am Ausgang der Matrize aufgrund der Rückfederung der Probe nicht mehr der Fall. Der Probendurchmesser am Matrizenaustritt wird als D_{Aus} bezeichnet. In jedem Fall gilt $D_{\text{Mat}} < D_{\text{Aus}}$ und während des Ausstoßens ist eine signifikante Kraft erforderlich, um die Probe ein zweites Mal in entgegengesetzter Richtung durch die Matrize zu drücken. Zusätzlich zur Rückfederung bewirkt die Gegenkraft eine weitere Vergrößerung des Querschnitts der Probe nach der Umformung. Abbildung 46 zeigt die Werte von D_{Aus} aus Finite-Elemente-Simulationen für verschiedene Werte der Gegenkraft F_K zwischen 0 und 80 kN für die Werkstoffe 1.4404 und 1.4307. Eine Erhöhung der Gegenkraft führt zu höheren Werten von D_{Aus} . Außerdem werden experimentell Werte für den konventionellen Prozess und für eine Gegenkraft von 80 kN ermittelt. Dazu wird das Umformwerkzeug nach dem ersten Umformvorgang demontiert und der Durchmesser der Proben mit einem Mikrometer an drei gleichmäßig verteilten axialen Positionen der umgeformten Probe gemessen. Das Diagramm ist repräsentativ für insgesamt 15 Messungen pro Messstelle, die an 5 Proben durchgeführt werden. Die experimentellen Ergebnisse bestätigen eine Zunahme des Durchmessers von 21 μm bei $F_K = 80$ kN.

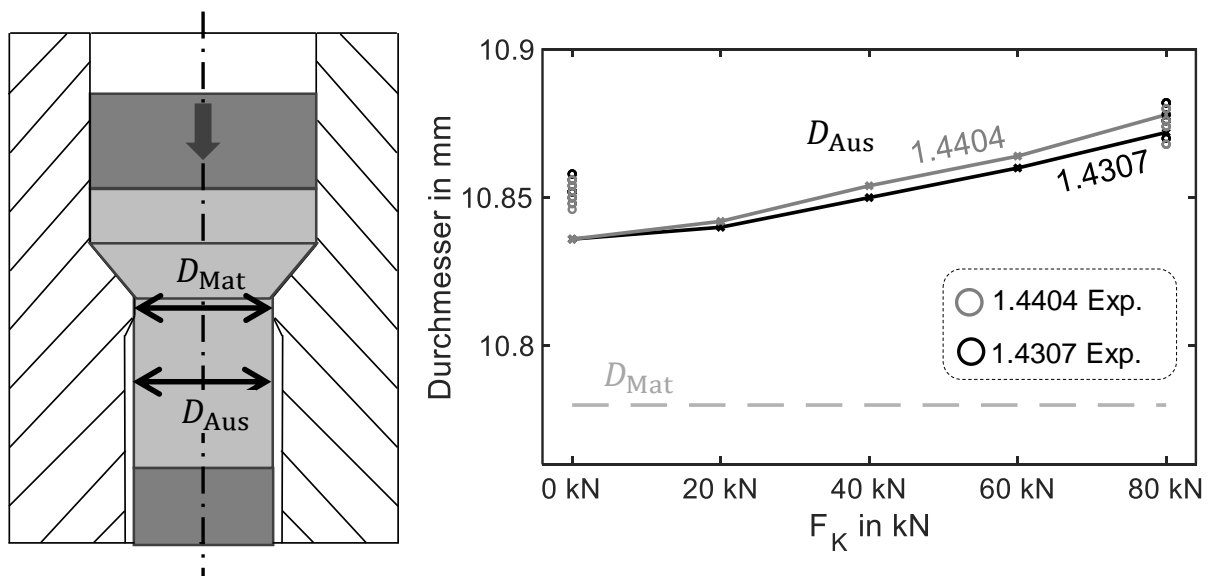


Abbildung 46 - FE-berechnete Änderung des Probendurchmessers nach der ersten Umformung (D_{Aus}) mit unterschiedlichen Gegenkräften F_K , Experimentelle Werte von

D_{Aus} für $F_K = 0$ kN und $F_K = 80$ kN und Vergleich mit dem Durchmesser der Umformmatrize D_{Mat} .

Aufgrund der gemessenen Vergrößerung des Durchmessers ändert sich der Grad der Verformung während des Ausstoßens. Wie in Kapitel 5 untersucht, beeinflusst der Umformgrad bei der Teilumformung den endgültigen ES-Zustand.

Prozesssicherheit und Geometrie des Gegenstempels

Der Einsatz hoher Gegenkräfte beim Fließpressen erfordert eine FE-unterstützte Prozessgestaltung, um Risiken hinsichtlich der Betriebs- und Arbeitssicherheit zu vermeiden. Die Anwendung einer Gegenkraft beim Umformen kann aus verschiedenen Gründen kritisch sein. Vor allem kann sie zu einer kritischen Vergrößerung des Endquerschnitts der Probe führen, was zu ungünstigen Bedingungen beim Auswerfen führen kann. In diesem Fall würde das Auswerfen in diesem Bereich wie ein zweiter Fließpressvorgang anzusehen sein, bei dem das tribologische System verschlechtert ist und die Geometrie des Umformwerkzeugs im Allgemeinen nicht für ein Fließpressen in Auswerfrichtung ausgelegt ist. Die erhöhten Ausstoßkräfte können im günstigsten Fall zu einem erheblich beschleunigten Verschleiß des Umformwerkzeugs führen. Sind die Kräfte zu hoch, kann es allerdings zum Bruch des Auswerfers kommen. Für seine Anwendung muss dieses Teil schlanker und länger als der Oberstempel sein, was zu einer erhöhten Bruchgefahr führt. Daher ist eine einfache Lösung anzustreben, welche das Auftreten dieses Problems reduziert und so die Sicherheit des Prozesses erhöht. Durch eine Änderung der Geometrie der Spitze des Gegenstempels, wie in Abbildung 47 dargestellt, kann eine Aufweitung des Endabschnitts der Probe vermieden werden. Bei dieser Lösung wird der axiale Materialfluss an den Seiten der Gegenstempelspitze ermöglicht, in Folge reduziert sich der Materialfluss in radialer Richtung erheblich und höhere Gegenkräfte können erreicht werden. Abbildung 47 zeigt den endgültigen Spannungszustand für eine Gegenkraft von 80 kN. Im Anhang A1.4 ist die vollständige Geometrie des Auswerfers dargestellt. Diese Geometrie wird bei den nachfolgenden experimentellen Tests verwendet.

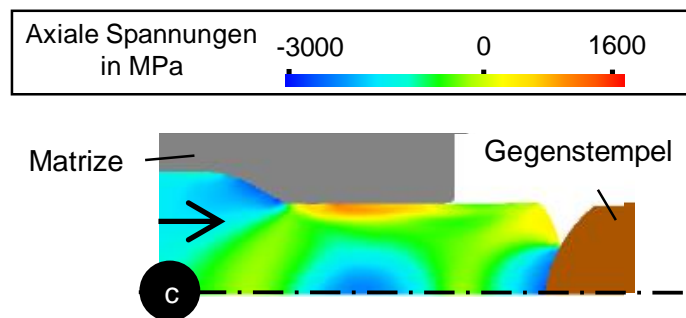


Abbildung 47 - Spannungs- und Eigenspannungszustand beim Fließpressen mit konvexer Gegenstempelgeometrie ($F_K = 80$ kN) und Werkstoff 1.4404. [E5]

7.1.3 Entwicklung der Eigenspannungen

Es werden numerische Methoden eingesetzt, um die ES-Verteilungen im gesamten Körper zu untersuchen und um festzustellen, wie diese sich durch eine Variation der Gegenkraft verändern. Die Ergebnisse für die Werkstoffe 1.4404 und 1.4307 für Werte von F_K zwischen 0 und 80 kN sind in Abbildung 48 dargestellt. In der linken Spalte beziehen sich die Kurven auf den Eigenspannungszustand vor dem Auswerfen, in der rechten auf das fertige Werkstück. Der Vergleich der beiden Spalten zeigt, wie unterschiedlich die Eigenspannungen durch die beiden bereits erwähnten Phänomene, d.h. Minderung der Spannungsgradienten durch Spannungsüberlagerung und die Vergrößerung des Probenquerschnitts, beeinflusst werden. Die Spannungsüberlagerung, als erster Aspekt, tritt während der ersten Umformung auf und ihre Auswirkungen auf die ES können in der linken Spalte direkt beobachtet werden. Mit zunehmender Gegenkraft nimmt die axiale ES an der Oberfläche von ca. 1200 auf 700 MPa im Werkstoff 1.4307 und von 1400 auf 750 MPa im Werkstoff 1.4404 ab. Es handelt sich um einen Vollumformungsprozess, und wie in Kapitel 5 erläutert, hängt der endgültige Spannungszustand ausschließlich von den Prozessparametern ab. Auf der anderen Seite sind die Kurven in der linken und rechten Spalte in gewisser Weise korreliert, da es sich um eine Teilumformung handelt. Hier ist zum Beispiel zu beobachten, wie der mittlere Teil der Kurven nach dem Auswerfen seine Parallelität mit den Kurven vor dem Auswerfen beibehält. Ursächlich ist hier die rein elastische Verformung. Ebenso sind die Spannungsprofile für

verschiedene Werte von F_K nicht parallel zueinander, da sie aus unterschiedlichen Ausgangszuständen entstehen. Wenn man den Schritt von der linken zur rechten Spalte betrachtet, kann man auch die Auswirkungen der Vergrößerung des Querschnitts durch die Gegenkraft auf die Eigenspannungen erkennen. Der Auswurf wirkt sich zwar auf alle Proben aus, aber nicht auf die gleiche Weise. Bei höheren F_K -Werten ist der Spannungsabbau während des Auswurfs deutlicher zu erkennen als bei niedrigen Werten. Im Allgemeinen zeigen die FE-Ergebnisse, dass eine Erhöhung der Gegenkraft F_K von 0 auf 80 kN zu einer progressiven Abflachung der Kurven der axialen ES führt.

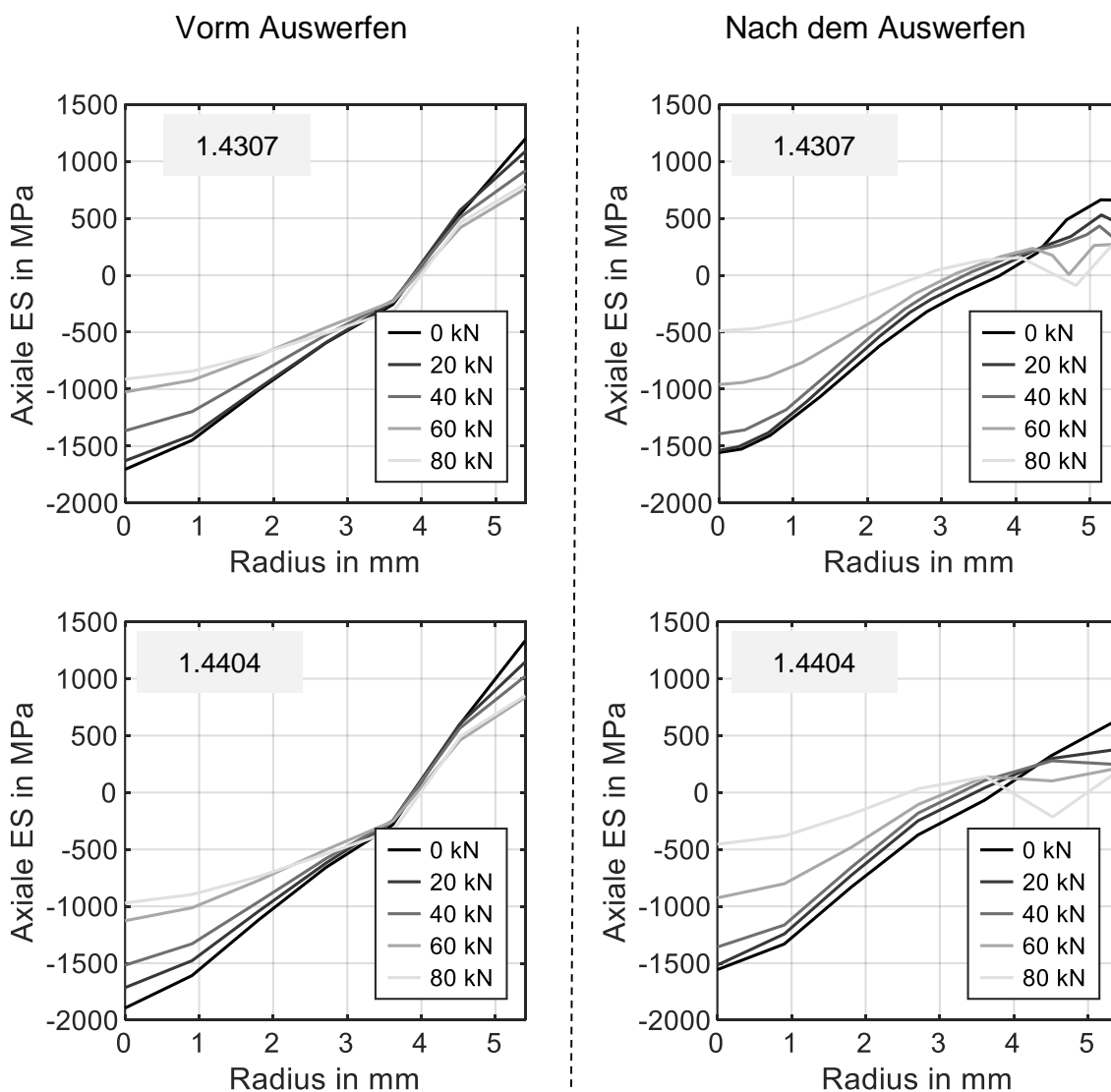


Abbildung 48 - Axiale Eigenspannungsentwicklung bei unterschiedlichen Werten von F_K für die Werkstoffe 1.4404 und 1.4307. Die Ergebnisse sind für die Probe vor dem Auswerfen (linke Spalte) und für das fertige Bauteil (rechte Spalte) dargestellt.

Ein weiterer wichtiger Aspekt, den es zu berücksichtigen gilt, ist die Frage, ob die Gegenkraft auch die Verfestigung des Materials beeinflusst. Hering, der ebenfalls Experimente mit der Gegenkraft beim Fließpressen durchgeführt hat, hat bereits in seiner Dissertation gezeigt, dass der zentrale Teil eines fließgepressten Bauteils durch das Aufbringen von F_K nicht signifikant verändert wird [HER20b]. Aus diesem Grund empfiehlt er das Fließpressen sogar als effiziente Methode zur Herstellung von Zugproben für die Materialcharakterisierung bei unterschiedlichen Verfestigungsbedingungen. Abbildung 49 zeigt die numerischen Ergebnisse für den Prozess der vorliegenden Arbeit, wobei die mit $F_K = 0$ kN und $F_K = 80$ kN hergestellten Proben verglichen werden. Die Ergebnisse bestätigen die Aussagen von Hering. Im Oberflächenbereich scheint die Anwendung einer Gegenkraft die plastische Dehnung leicht zu erhöhen, jedoch nicht in signifikanter Weise.

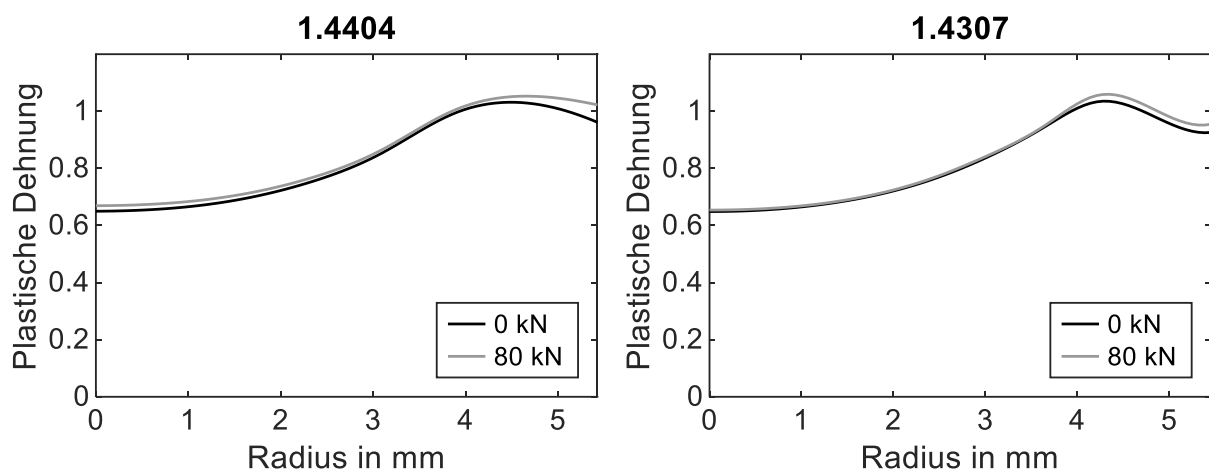


Abbildung 49 - Vergleich der plastischen Dehnung bei unterschiedlichen Werten von $F_K = 0$ kN und $F_K = 80$ kN für die Werkstoffe 1.4404 und 1.4307.

7.2 Experimentelle Validierung

7.2.1 Zerstörende Methode zur Bewertung der Eigenspannungen

Für eine erste qualitative Bewertung der ES in den fließgepressten Teilen wird ein zerstörendes Verfahren eingesetzt. Zunächst werden die Proben axial entlang des Durchmessers getrennt, wie in Abbildung 50a dargestellt. Auf diese Weise wird das Spannungsgleichgewicht im Bauteil gestört, weil die achsensymmetrische Bedingung nicht mehr gegeben ist. Die inneren

Spannungen im Bauteil müssen nun ein neues Gleichgewicht finden, was eine makroskopische Verformung des Bauteils zur Folge haben kann. Durch die Messung der Verformung nach dem Schnitt kann die Höhe der axialen ES in den fließgepressten Teilen bewertet werden. Abbildung 50a vergleicht die Verformung von zwei Proben aus dem Werkstoff 1.4404, die konventionell und mit 80 kN Gegenkraft gepresst wurden. Bei der konventionell hergestellten Probe ist eine starke Verformung zu beobachten. Dies ist auf ihre hohen axialen ES zurückzuführen, wie in Abbildung 44 dargestellt. Im Gegensatz dazu ist bei der mit 80 kN Gegenkraft umgeformten Probe keine Verzerrung zu erkennen. In diesem Fall kann nach dem Materialabtrag ein neues Spannungsgleichgewicht im Bauteil gefunden werden, ohne dass sich seine Geometrie makroskopisch verändert. Diese Versuche werden in den FE-Modellen nachgebildet, wie in Abbildung 49b dargestellt. Hier werden die achsensymmetrischen 2D-Bauteile in ein hexaedrisches 3D-Netz exportiert, die Hälfte der Elemente entfernt und schließlich in einem separaten Simulationsschritt die Rückfederung simuliert.

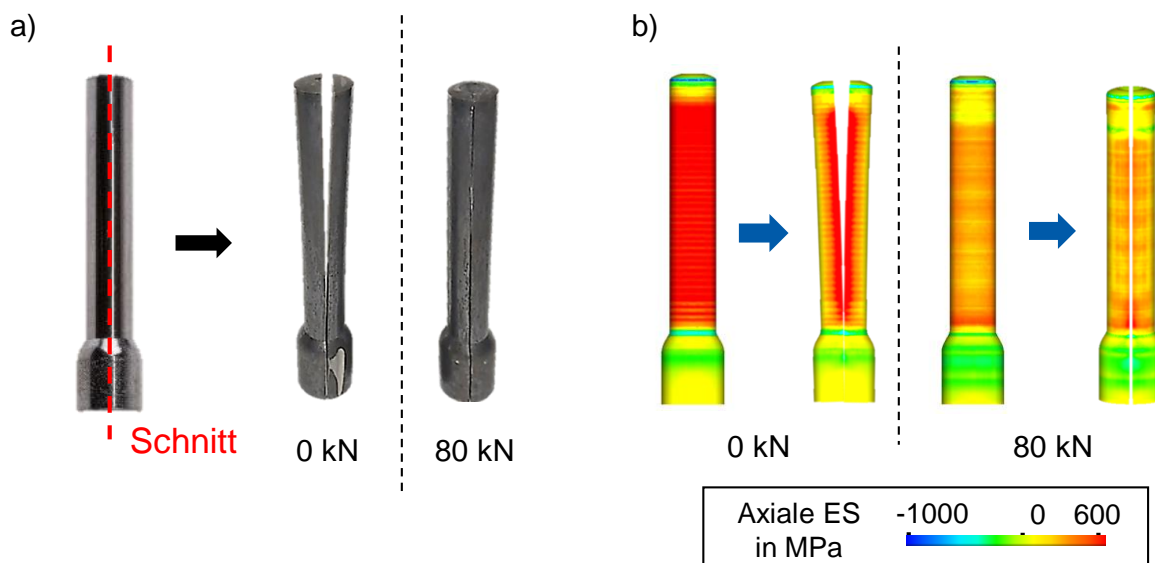


Abbildung 50 - Qualitative Analyse der axialen ES durch axialen Schnitt an Proben aus 1.4404, die mit konventionellem Verfahren und 80kN Gegenkraft fließgepresst werden: Reale Proben (links) und numerische Simulation (rechts).

Die Verformung wird an der Außenfläche des Halbzylinders mit einem optischen Koordinatenmesssystem GOM ATOS® gemessen und mit den numerischen Ergebnissen verglichen. Abbildung 51 zeigt den Vergleich der gemessenen

Profile, sowohl für den Werkstoff 1.4404 als auch für 1.4307. Die maximale radiale Verschiebung in der ohne Gegenkraft fließgepressten Probe beträgt 1,98 mm bei 1.4307 und 1,78 mm bei 1.4404. In diesem Fall besteht eine sehr gute Übereinstimmung zwischen numerischen und experimentellen Ergebnissen. Bei den mit Gegenkraft hergestellten Proben ist mit dem optischen Koordinatenmesssystem keine Verformung zu erkennen. In diesem Fall ergeben die Simulationen eine leicht überschätzte Bewertung. [E6]

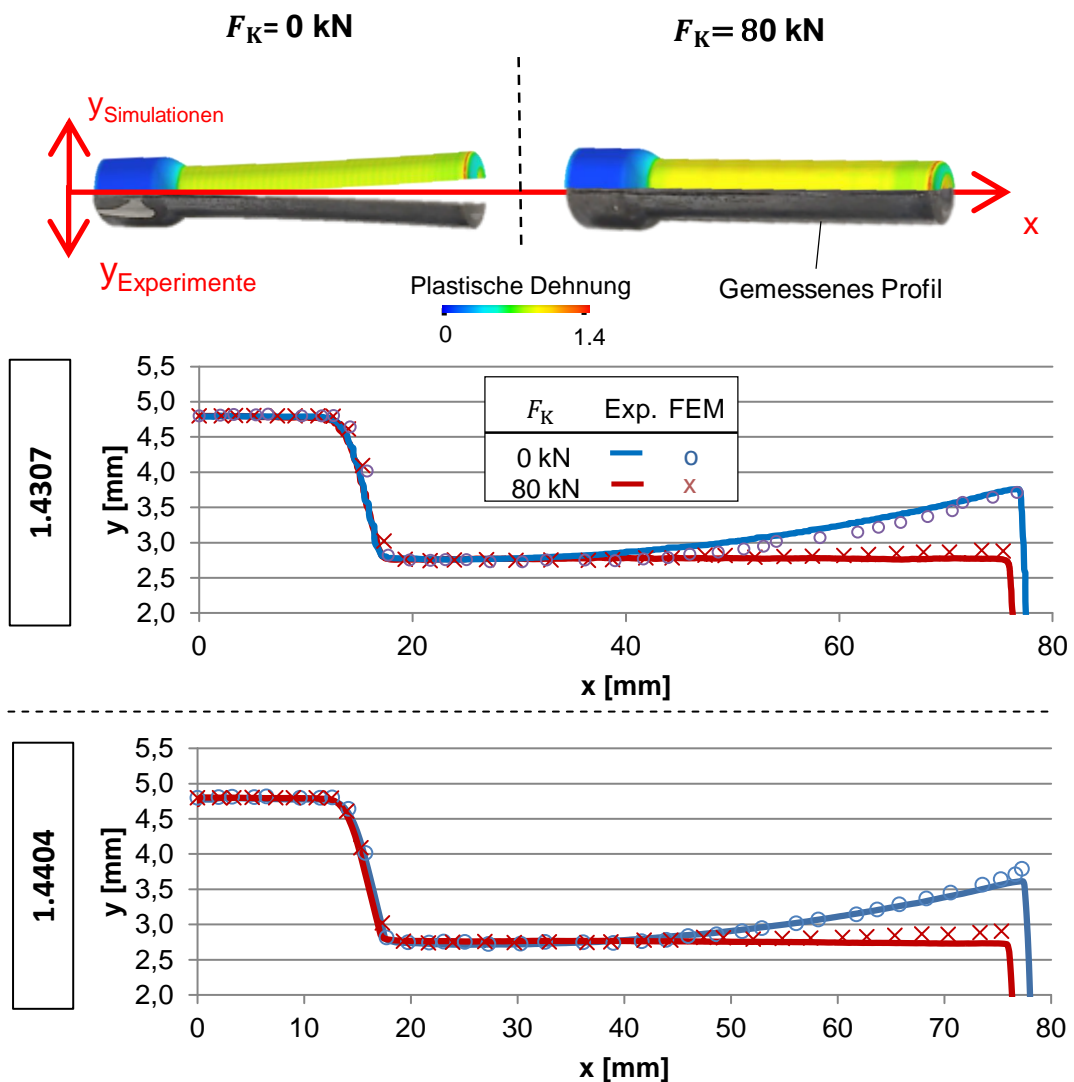


Abbildung 51 - Vergleich der Profile der simulierten und gemessenen Verformung der geschnittenen Proben für die Werkstoffe 1.4404 und 1.4307. [E6]

Neben dem Nachweis der Wirksamkeit dieser Strategie für eine kontrollierbare ES-Bildung zeigt dieser Versuch auch das Potenzial dieser Technik zur

Vermeidung unerwünschter Verformungen in fließgepressten Bauteilen. Das Problem ist von hoher Relevanz in der Fertigungsindustrie, wo die Technik Anwendung finden kann, um einen ES-armen (und verzugsrisikoarmen) Zustand an die nachfolgenden Prozesse einer Prozesskette zu liefern. [E7]

7.2.2 Röntgendiffraktometrie

Zur weiteren Validierung der FE-Ergebnisse werden Röntgenbeugungsmessungen sowohl am Werkstoff 1.4307 als auch an 1.4404 durchgeführt. Beispielhaft sind einige Ergebnisse in Abbildung 52 für die axiale und tangentielle ES dargestellt. ES-Profile werden von der Oberfläche bis zu einer Tiefe von 1 mm aufgezeichnet. Mit Ausnahme der Messstelle an der Oberfläche unterscheiden sich die ES-Kurven der Werkstoffe 1.4307 und 1.4404 stark, wenn während des Prozesses ein Gegenstempel eingesetzt wird. Nach dem konventionellen Fließpressen ohne Gegenstempel bleiben im Oberflächenbereich hohe Zug-ES erhalten, die auch in 1 mm Tiefe oberhalb von 500 MPa liegen.

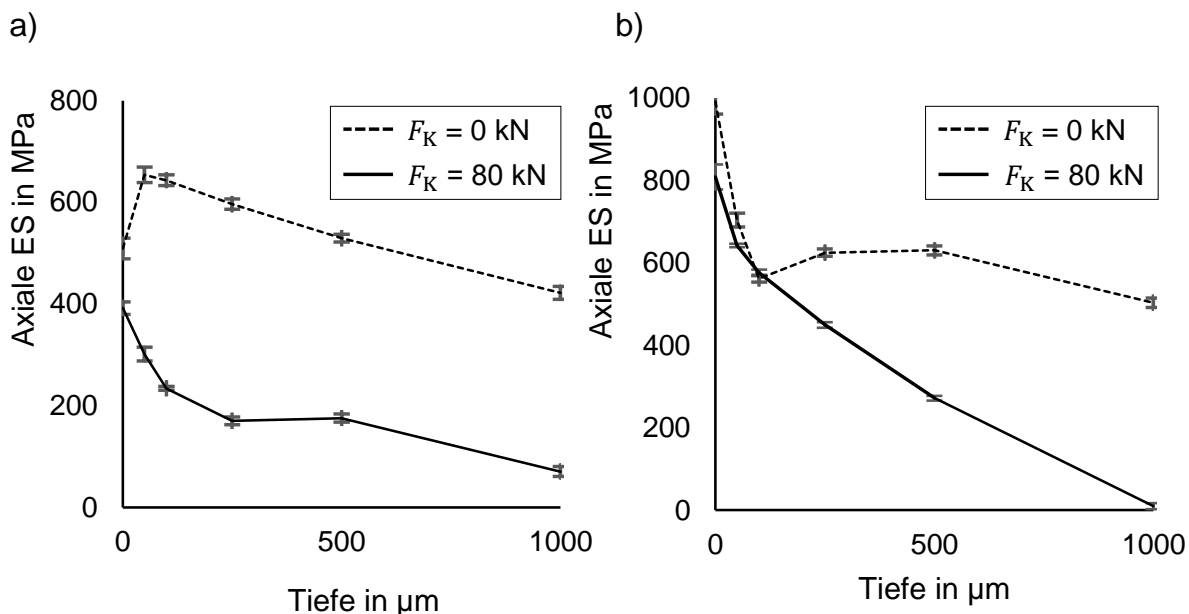


Abbildung 52 - Röntgenmessungen von axialen Eigenspannungen in 1.4404 und 1.4307 in Tiefen von 0, 50, 125, 250, 500 und 1000 μm . [E6]

Aufgrund der beim Umformen aufgetragenen Gegenkraft zeigen beide Werkstoffe deutlich abnehmende Zug-ES, die in 1 mm Tiefe gegen Null tendieren. Die Messergebnisse zeigen jedoch ähnliche Werte in den oberflächennahen Messpunkten bis zu einer Tiefe von $50\mu\text{m}$. Dieses Ergebnis ist aus den numerischen Simulationen nicht zu erwarten. Die Gründe für diese Differenz sind aktuell nicht vollständig geklärt. Eine denkbare Erklärung ist prozessbedingt, da die Oberflächenschicht aufgrund des direkten Kontakts mit dem Umformwerkzeug eine komplexere plastische Umformgeschichte durchläuft als der Rest der Probe. Dieses Verhalten ist in der FE-Simulationen nur schwer reproduzierbar. Ein zweiter möglicher Grund hängt mit den Messungen in diesem Bereich zusammen, die ebenfalls sehr komplex sind. ES-Berechnungen anhand von Röntgenstrahlen können durch verschiedene Parameter beeinflusst werden, wie die durch Fließpressen verursachte Anisotropie, die zu Linearitätsabweichungen der Dehnungen über die $\sin^2\psi$ -Methode führt, oder die inhomogene Kornfeinung an der Probenoberfläche. [E6]

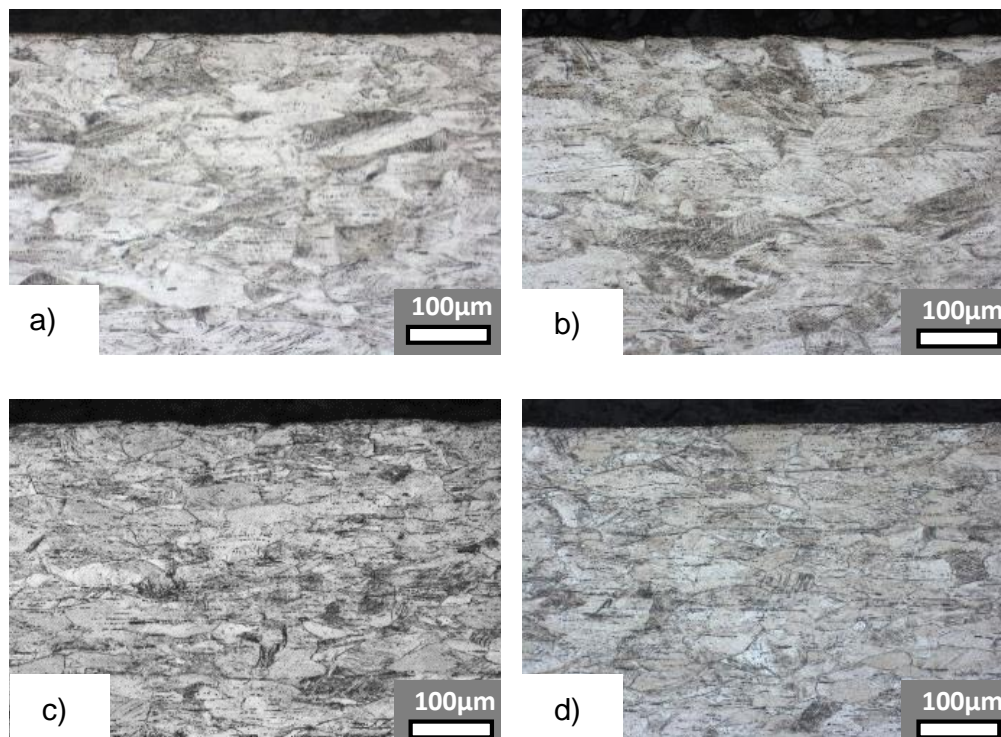


Abbildung 53 - Lichtmikroskopische Aufnahmen der Gefüge nach dem Kaltfließpressen: a) 1.4307, $F_K = 0$ kN; b) 1.4307, $F_K = 80$ kN; c) 1.4404, $F_K = 0$ kN; d) 1.4404, $F_K = 80$ kN. [E6]

Die Gefüge der beiden Werkstoffe nach dem Fließpressen ohne Gegenkraft und mit einer durch den Stempel aufbrachten Gegenkraft von 80 kN werden lichtmikroskopisch anhand metallographischer Schnitte untersucht, siehe Abbildung 53. Es wird deutlich, dass die Kaltumformung aufgrund der hohen Dehnungen zu einer deutlichen Kornfeinung beider Werkstoffe führt. Die Korngröße beider Werkstoffe wird mit ca. 1536 Körner/mm² bestimmt, während sie im Ausgangszustand ca. 384 Körner/mm² beträgt. Die im Lichtmikroskop sichtbare Korndehnung deutet auf Anisotropieeffekte hin, die die ES-Messung beeinflussen könnten. Beide Werkstoffe zeigen ähnliche Gefügeausbildungen in den Rand- und Kernbereichen mit ausgeprägten Verformungsstrukturen. Es wird jedoch kein Hinweis auf das Vorhandensein einer Oberflächenschicht mit besonderen Eigenschaften beobachtet. [E6]

Die Ergebnisse zeigen, dass der Einsatz eines Gegenstempels als aktives Element beim Kaltfließpressen eine wirksame Methode ist, um den ES-Zustand während der Erstumformung selektiv zu verändern. Durch die aufbrachte Gegenkraft werden die Zug-ES deutlich reduziert und tendieren bei einer Tiefe von 1 mm gegen Null, während sie beim konventionellen Verfahren sichtbar im Zugspannungsbereich liegen. Es wird auch festgestellt, dass die Durchführung von Messpunkten ausschließlich auf der Oberfläche für die Analyse der Eigenstressungen in umgeformten Bauteilen äußerst irreführend sein kann. Im vorliegenden Fall hätten diese Messungen zu völlig falschen Schlussfolgerungen geführt. Leider ist dies eine in der Literatur recht häufig anzutreffende Vorgehensweise, wie z. B. in [LAN19, MAC79, SEL21, ZUC97]. Die vorliegenden Untersuchungen zeigen, wie diese punktuellen Messungen durch eine räumlichere Analyse des ES-Profiles der Probe begleitet werden sollten. Dies kann z.B. durch die Messung der ES in der Tiefe durch Materialabtrag geschehen, oder durch zerstörende Verfahren, die einen qualitativ eindeutigen Nachweis des ES-Zustandes des gesamten Bauteils bieten.

7.2.3 Härtemessungen

Auch Härtemessungen werden an den Proben bis zu einer Tiefe von 1 mm durchgeführt, siehe Abbildung 54. Die Härtekurven zeigen einen deutlichen Härteanstieg gegenüber dem Ausgangszustand ($180\text{HV}_{0,3}$ im Werkstoff 1.4404 und $223\text{HV}_{0,3}$ bei 1.4307), wobei die Härte des Werkstoffs 1.4307 aufgrund der Martensitbildung systematisch oberhalb der Härte des Werkstoffs 1.4404 liegt. Die Härtekurven zeigen keine Abhängigkeit von der Verwendung des Gegenstempels. Dies deutet darauf hin, dass das System in der Lage ist, ES zu beeinflussen, aber die Kaltverfestigung des Werkstoffs nicht wesentlich verändert. Dies wurde auch bereits von Hering angenommen [HER20b] und in FE Ergebnissen beobachtet.

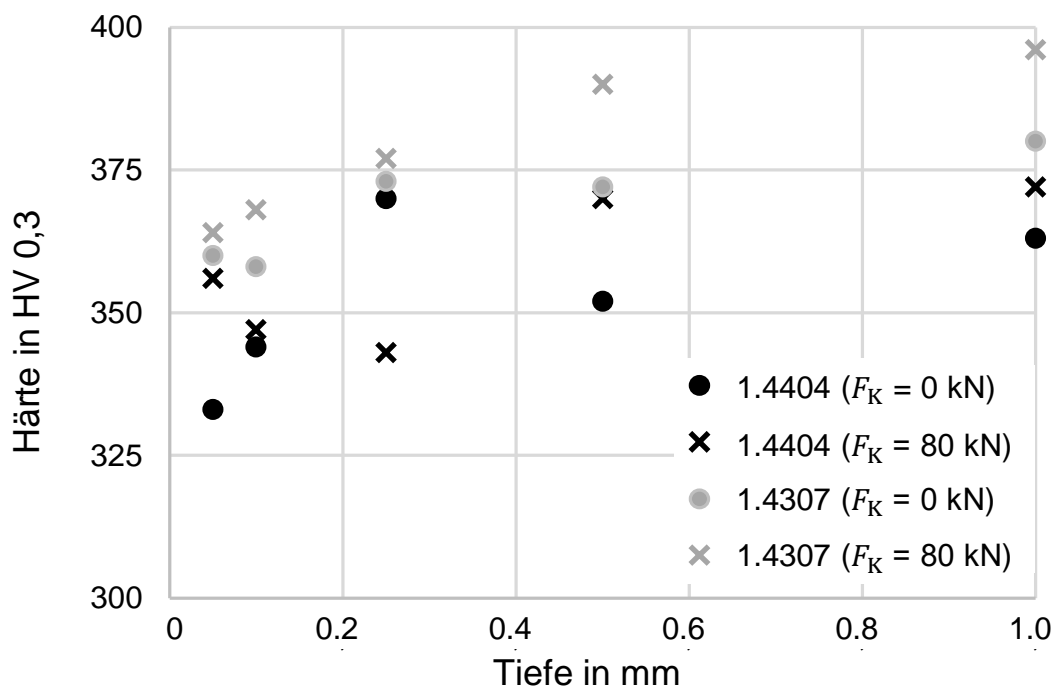


Abbildung 54 - Härtemessungen in verschiedenen Tiefen an Proben aus 1.4404 und 1.4307. [E6]

7.3 Beschreibung der Prozessgrenzen durch FE

Die experimentellen Ergebnisse zeigen eindeutig, wie auch die FE-Simulationen, dass die Anwendung einer Gegenkraft bis zu einem Wert von 80 kN die ES an der Oberfläche der fließgepressten Proben verringern. Dies gilt sowohl für den Werkstoff 1.4404 als auch für 1.4307. Es stellt sich die Frage,

ob sich dieses Phänomen der progressiven ES-Abnahme bei höheren F_K -Werten fortsetzt, oder ob eine Grenze besteht. Abbildung 55 zeigt die simulierte Entwicklung der axialen und tangentialen ES auf der Oberfläche von Werkstoffproben für Gegenkräfte in einem größeren Bereich von F_K , zwischen 0 und 180 kN. Hier ist eine Grenze für diese Abnahme zu beobachten. Das Verfahren zeigt einen Grenzwert bei etwa 100 MPa. Oberhalb dieses Grenzwerts nehmen die axialen und tangentialen Spannungen sehr schnell zu. Dieser Punkt ist im Bild als $F_{K,max}$ markiert und trennt zwei Regionen. Links gelten die bisher in diesem Kapitel beschriebenen Phänomene, d.h. Abnahme der Zug-ES durch kombinierte Wirkung der Spannungsüberlagerung bei der Erstumformung und der Teilumformung mit zunehmendem Umformgrad beim Auswerfen. Oberhalb von $F_{K,max}$ wird der Durchmesser der Bauteile nach der ersten Umformung so weit vergrößert, dass es im Auswerfprozess zu einer Vollumformung kommt. Dies hat den gleichen Effekt wie ein weiterer Fließpressvorgang, allerdings ohne Gegenhalterkraft. In Folge bilden sich an der Bauteiloberfläche hohe Zug-ES aus. Um diesen Übergang von der Teil- zur Vollumformung zu verdeutlichen, zeigt Abbildung 55 die Entwicklung der plastischen Dehnung in der Mitte des Werkstücks mit der Kraft F_K , die beim Ausstoßen auftritt. Das Diagramm zeigt, dass sich der gesamte Abschnitt des Werkstücks erst oberhalb von $F_{K,max}$ plastisch verformt.

Aufgrund dieses Phänomens ist das Prozessfenster der erreichbaren Spannungsprofile durch Aufbringen einer Gegenkraft begrenzt. Für den untersuchten Werkstoff und die untersuchte Geometrie sagen die FE-Simulationen voraus, dass nur Druck-ES bis zu -200 MPa in die Oberfläche eingebracht werden können. Dennoch ermöglichen die Strategien ein erhebliches Maß an gezielter ES-Veränderung. Insbesondere lässt sich eine konsistente Reduzierung der Spannungsgradienten erreichen. Wie in Abbildung 51 zu sehen ist, kann dies besonders nützlich sein, um eine unerwünschte Plastifizierung des Materials zu vermeiden.

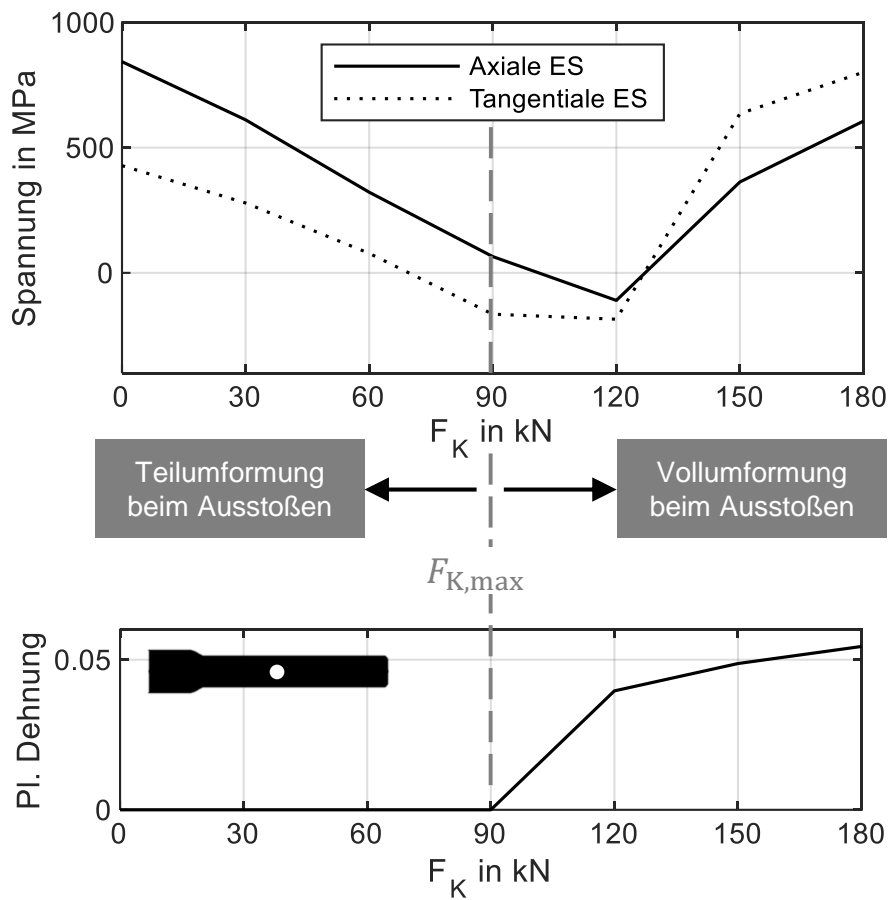


Abbildung 55 - Entwicklung von axialen und tangentialen Eigenspannungen an der Oberfläche von 1.4404 bis zu $F_K = 180$ kN und Korrelation mit der plastischen Dehnung in der Mitte des Werkstücks.

8 Kalibrierung der Eigenspannungen während des Ausstoßens

Das Auswerfen beim Voll-Vorwärts Fließpressen ist in der konventionellen Prozessausführung ein Teilumformungsprozess, der einen geringen Umformgrad hervorruft. Dieser Prozessschritt nimmt die aus der ersten Umformung abgeleiteten ES als Eingangsgröße und überlagert neue, deren Profil vom Umformgrad abhängt. In diesem Kapitel wird eine neue Strategie beschrieben, die eine Kalibrierung der ES durch eine Steuerung der Vorspannung des Umformwerkzeugs während des Ausstoßens ermöglicht. Diese Untersuchungen werden mit dem Verjüngungswerkzeug durchgeführt.

8.1 Prozessgestaltung und Wirkprinzipien

8.1.1 Prozessdurchführung

Das in Kapitel 4 beschriebene und als "aktive Matrize" bezeichnete System ermöglicht die Steuerung der Vorspannung der Umformmatrize während der verschiedenen Prozessschritte durch die vertikale Position des Ziehkissens, das sich unterhalb der Presse befindet. Die Grundidee dieser neuen Strategie ist, mit diesem System den Innendurchmesser in der Kalibrierzone während des Ausstoßens zu verändern und die ES gezielt zu beeinflussen. Um die Auswirkungen der Ausstoßphase auf die ES zu beurteilen, wurden drei verschiedene Bedingungen untersucht:

- **Fall A - Vorspannungsabnahme:** Im Fall A wird die Position des Ziehkissens während des Ausstoßens abgesenkt. Auf diese Weise wird der Durchmesser der Matrize nach der Umformung des Werkstücks vergrößert.
- **Fall B - Konventionelles Verfahren:** Im Fall B bleibt die Vorspannung auf der Umformmatrize während des gesamten Prozesses konstant. Es handelt sich um ein konventionelles Voll-Vorwärts Verjüngungsverfahren.

- **Fall C - Vorspannungssteigerung:** Im Fall C wird die Vorspannung der Matrize während der Ausstoßphase erhöht.

Bei dieser Strategie sind sowohl Ziehkissen als auch Stempel weggesteuert. Die Bewegung der Werkzeuge in den drei Konfigurationen ist in Abbildung 56 dargestellt.

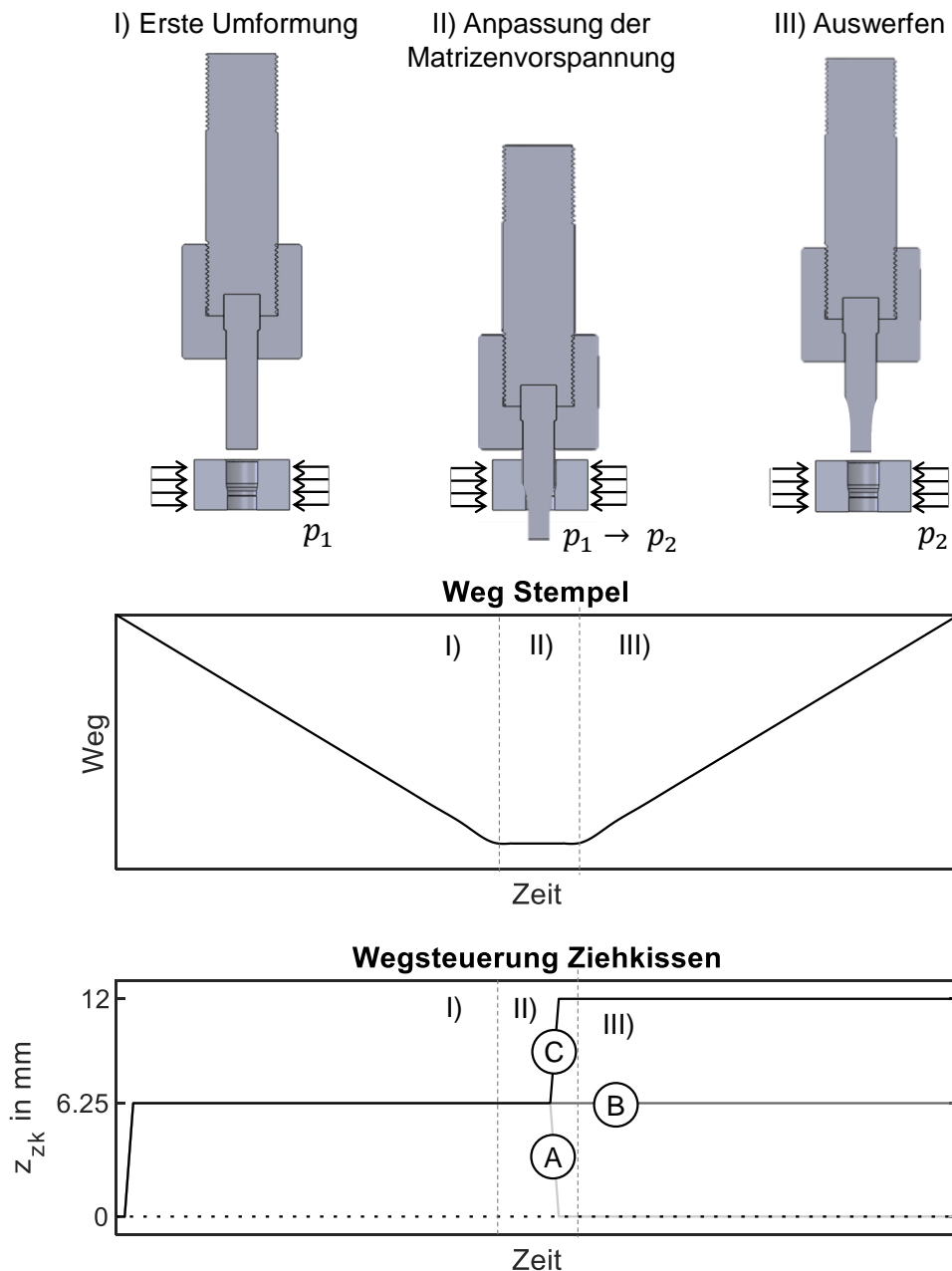


Abbildung 56 - Qualitative Darstellung der Wegsteuerung von Ziehkissen und Stempel beim Verjüngen mit aktiver Matrize.

In Tabelle 4 sind die durchgeführten Versuche mit den jeweiligen Prozessparametern zusammengefasst. Während der Umformphase wird eine Armierung benötigt, um die Matrize vor den hohen Kontaktnormalspannungen zu schützen. Bei allen Versuchen wurde der gleiche Wert für die vertikale Bewegung des Ziehkissens ($z_{zk} = 6,25\text{mm}$) während der Umformung verwendet.

Tabelle 4 - Prozessparameter der Versuche mit aktiver Matrize. Der Innenradius der Matrize wurde durch FEM-Simulationen bestimmt und bezieht sich auf die Ausstoßphase unter Last.

Probenbezeichnung	z_{zk} während Umformung	z_{zk} während Ausstoßen	Innenradius der Matrize während Ausstoßen
A	6.25 mm	0 mm	6.000 mm
B		6.25 mm	5.976 mm
C		12 mm	5.949 mm

Die Proben wurden mit einer Geschwindigkeit von 2 mm/s und einem Stempelweg von 45 mm umgeformt und ausgestoßen. Zwischen den beiden Prozessphasen wurden 2 Sekunden benötigt, um die Ziehkissen zu bewegen und die Vorspannung der Matrize zu verändern. Es ist zu beachten, dass die Erhöhung der Vorspannung zu einer Verringerung des Durchmessers der Matrize in der Kalibrierzone führt, wie in Tabelle 4 zu sehen ist. Daher werden die fließgepressten Teile je nach den Prozessbedingungen einen leicht unterschiedlichen Durchmesser aufweisen. Dieser Aspekt wird hier nicht untersucht, da er für den Rahmen der vorliegenden Arbeit nicht von Bedeutung ist. Er sollte jedoch in der Konstruktionsphase bei möglichen industriellen Anwendungen im Hinblick auf die Maßgenauigkeit der verjüngten Bauteile berücksichtigt werden.

8.1.2 Analyse der Umformkräfte

Abbildung 57a und b zeigen die Diagramme der Umformkräfte über der Zeit für den konventionellen Fall (B) für 1.4301 bzw. 1.4404, die experimentell gemessen und mit der FEM simuliert wurden. Es ist zu erkennen, dass die

Ausstoßphase bei dem konventionellen Verfahren durch eine erhebliche Kraft gekennzeichnet ist. Diese führt zu einer zweiten plastischen Verformung des Materials, wie in der Literatur beschrieben. Außerdem stimmen die numerischen und experimentellen Werte der Kraft gut überein, was als erste Validierung der FEM dient.

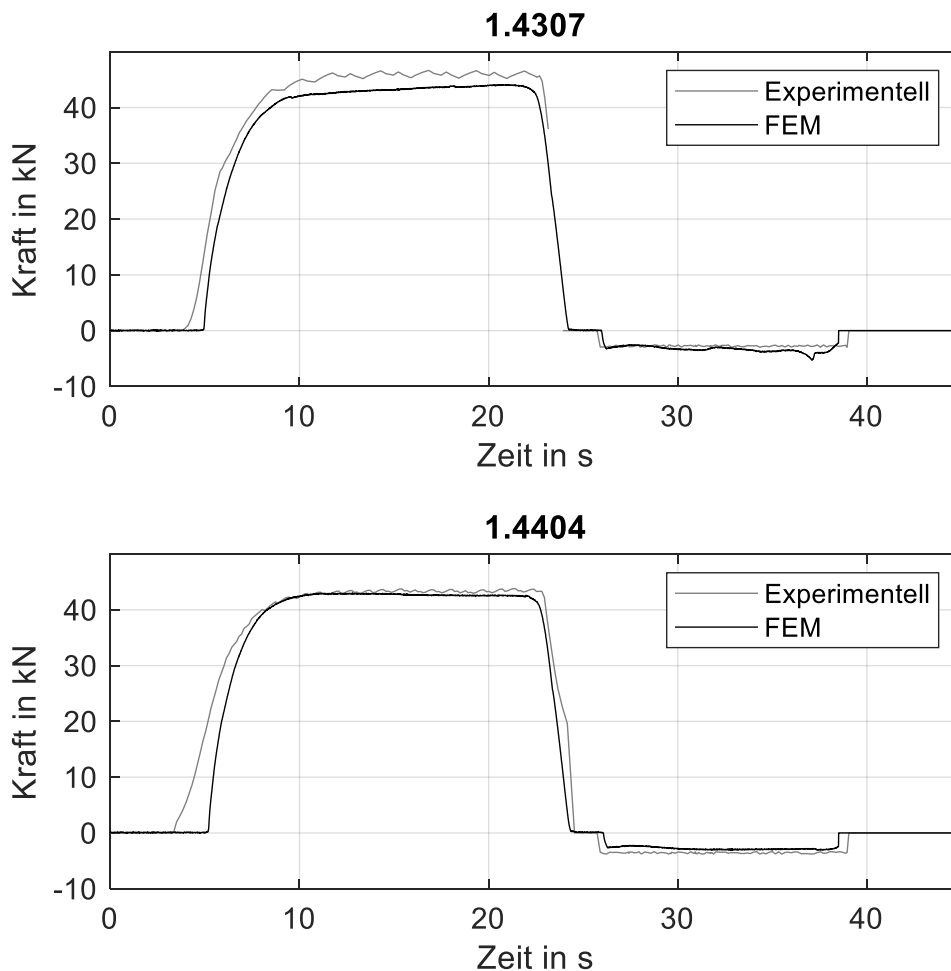


Abbildung 57 - Kraftverläufe beim Verjüngen mit konstanter Vorspannung der Umformmatrize (Fall B): Vergleich der numerischen und experimentellen Ergebnisse.

Wie bereits beschrieben, führt eine Änderung von z_{zk} beim Ausstoßen zu einer Änderung des Umformgrads, und folglich sind unterschiedliche Ausstoßkräfte zu erwarten. Da die Änderung des Durchmessers in der Größenordnung von Mikrometern liegt (siehe Tabelle 4), ist es von entscheidender Bedeutung, dies in der FEM korrekt zu modellieren, da sonst der Eigenspannungszustand nicht vorhergesagt werden kann. Daher wird ein Vergleich der durchschnittlichen Kräfte während des Auswerfens F_{Aus} für die Fälle A, B und C durchgeführt und

in einem Boxplot in Abbildung 58 dargestellt. Die experimentellen Daten resultieren aus sieben Proben für jeden untersuchten Fall. Jeder experimentelle und numerische Punkt bezieht sich auf die durchschnittliche Kraft während des Auswerfens zwischen 30 und 35 Sekunden:

$$F_{\text{Aus}} = \frac{\int_{30}^{35} g(t) dt}{5} \quad (8.1)$$

Dabei ist $g(t)$ das Kraftprofil und t die Zeit.

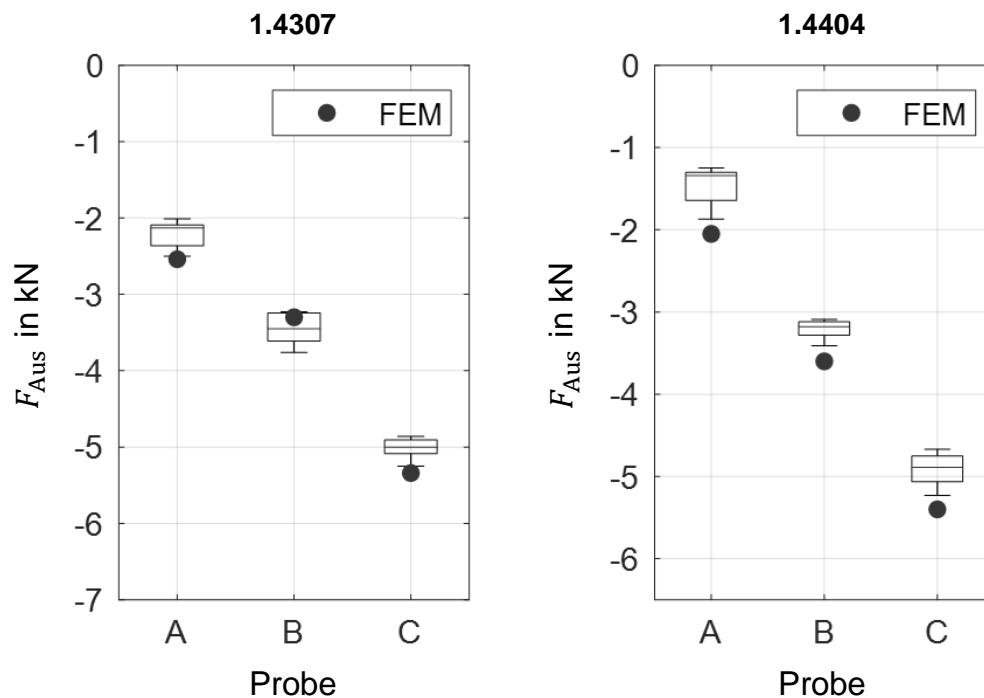


Abbildung 58 - Ausstoßkräfte F_{Aus} mit den drei unterschiedlichen Prozessausführungen: Vergleich der numerischen und experimentellen Ergebnisse.

Die Ausstoßkräfte sind im Fall A deutlich geringer als im Fall B. Dabei ist zu beachten, dass im Fall A das Ausstoßen nicht ausgeschlossen ist, sondern lediglich mit einem geringeren Umformungsgrad erfolgt. Im Vergleich zum konventionellen Verfahren sind im Fall C die Umformkräfte leicht erhöht. Die höheren Auswerferkräfte von 1.4307 im Vergleich zu 1.4404 können auf die Bildung von Martensit und die daraus folgende Volumenausdehnung nach der ersten Umformung zurückgeführt werden. Die experimentellen und numerischen Daten stimmen gut überein.

8.2 Auswertung der Eigenspannungsprofile

In diesem Abschnitt wird untersucht, wie sich die ES in den verjüngten Proben durch eine Änderung der Vorspannung des Umformwerkzeugs während des Auswerfens unter Berücksichtigung der Prozessparameter in Tabelle 4 beeinflussen lassen. Der Prozess wird zunächst numerisch und dann experimentell durch Röntgenbeugung untersucht.

8.2.1 Numerische Analyse

Abbildung 59 zeigt die numerischen Ergebnisse der ES-Profile für die Werkstoffe 1.4404 und 1.4307. Neben den in Tabelle 4 genannten Fällen, die experimentell untersucht werden, sind auch die Ergebnisse der Spannungen für den Prozess ohne Auswerfen angegeben. Auf diese Weise kann die Auswirkung der Ausstoßphase im Vergleich zum Ausgangszustand bewertet werden. Es ist also festzustellen, dass die höheren axialen und tangentialen Zug-ES an der Oberfläche eindeutig bei der nicht ausgeworfenen Probe auftreten. Daher führt das Auswerfen in allen experimentell untersuchten Fällen A, B und C zu einem Abbau der Zug-ES im Oberflächenbereich. Beim Werkstoff 1.4404 sinken die axialen ES an der Oberfläche von einem Anfangswert von ca. 850 MPa auf 600 in Fall A, 200 MPa in Fall B und 150 MPa in Fall C, wobei der letzte Fall bis zu einer großen Probentiefe nahezu Null ES aufweist. In tangentialer Richtung werden Druck-ES durch einen Anstieg der Vorspannung während des Ausstoßens erreicht (Fall C). Das gleiche Verhalten ist für den Werkstoff 1.4307 zu beobachten, dessen Kurven auch quantitativ dem ersten Werkstoff sehr ähnlich sind. In Anbetracht der unterschiedlichen Umformgrade, die während des Auswerfens auftreten, sind die Analogien zwischen den Ergebnissen der Abbildung 59 und dem in Kapitel 5 dargestellten Modell offensichtlich. Nach der ersten Vollumformung bewirkt ein zunehmend größerer Umformgrad beim Ausstoßen eine Verschiebung der axialen und tangentialen ES in den Druckbereich. Aus diesen Ergebnissen ist ersichtlich, wie die Steuerung des Umformungsgrades durch das aktive Umformwerkzeug eine gezielte Kalibrierung des ES ermöglicht. Auffällig ist auch, dass sich die plastische Verformung auf den oberflächennahen Bereich beschränkt, d.h. es findet eine partielle Umformung statt, während der zentrale Teil der Probe eine

konstante elastische Relaxation der ES erfährt, um das Gesamtgleichgewicht aufrechtzuerhalten.

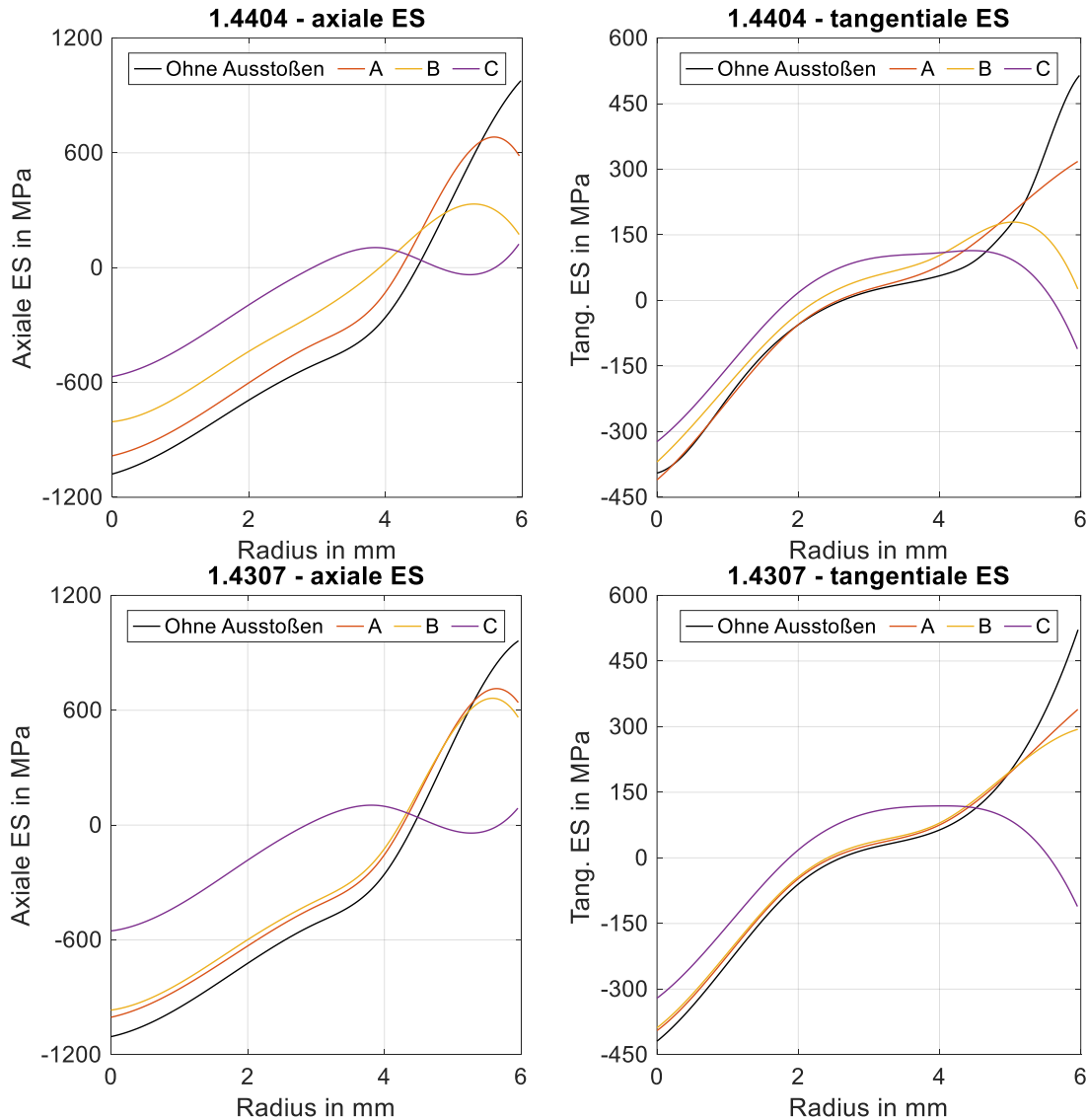


Abbildung 59 - Numerische Auswertung der ES- Verläufe in axialer und tangentialer Richtung für die untersuchten Fälle.

8.2.2 Experimentelle Validierung

Abbildung 60 zeigt die Ergebnisse der Röntgenbeugungsmessungen an den verjüngten Proben mit der Analyse der drei Elementarfälle A, B und C. ES- Messungen werden an den umgeformten Proben mit der $\sin^2\Psi$ -Methode durchgeführt. Durch elektrochemische Ablation wird die Oxalatschicht auf der Oberfläche entfernt und das Material bis zu einer Tiefe von 125 μm , 250 μm ,

500 μm und 1000 μm abgetragen. Die Messungen werden in der Mitte des umgeformten Bereichs der Proben vorgenommen, wie in Abbildung 60 dargestellt. In der gleichen Abbildung sind die Ergebnisse der Messungen in axialer und tangentialer Richtung für die drei Vorspannungsfälle dargestellt. Es fällt auf, dass die Spannungsprofile der verschiedenen Kurven erhebliche Unterschiede aufweisen. Betrachtet man den Fall B als Standard, d. h. den konventionellen Prozess, so ist zu erkennen, dass die ES zunehmen, wenn die Vorspannung während des Ausstoßes verringert wird (Fall A). Die Verschlechterung ist besonders in der Nähe der Oberfläche beobachtbar, wo die axialen ES von 200 MPa auf etwa 500 MPa ansteigen. Dieser Unterschied ist jedoch auf den oberflächennahen Bereich beschränkt. Es ist zu erwarten, dass tiefer in der Probe die ES im konventionellen Fall höher sind als im Fall A. Dies ist auf den Gleichgewichtszustand der ES innerhalb eines Körpers zurückzuführen: eine Zunahme der ES an der Oberfläche muss zwangsläufig durch eine Abnahme der ES in einem Bereich des Werkstücks kompensiert werden. Andererseits ist im Fall B eine starke Verbesserung des Spannungszustandes zu beobachten. Hier wurden sogar oberflächennahe Druckeigenspannungen bis zu -100 MPa gemessen, die besonders wünschenswert sind, da sie die Ermüdungsfestigkeit dieser Fließpressteile verbessern können. In der Tiefe von 1 mm gehen die axialen Eigenspannungen in den Zugbereich über, bleiben aber deutlich niedriger als die in den beiden anderen Fällen gemessenen. Im Vergleich zu den relativen Kurven des unteren und des konstanten Falles wird in diesem Fall auch eine größere Steigung beobachtet. Es wird erwartet, dass sich die Kurven an einem bestimmten Punkt in der Tiefe des Werkstücks kreuzen, um die Abnahme der Oberflächeneigenspannung im Fall C zu kompensieren. Die tangentialen ES sind ebenfalls Druckspannungen in Oberflächennähe und gehen nach etwa 500 μm in Tiefenrichtung in Zugspannungen über. In diesem Bereich der Probe ist das Niveau der tangentialen ES den in den beiden anderen Fällen gemessenen Spannungen sehr ähnlich. Diese Ergebnisse stimmen insgesamt sehr gut mit den Simulationen überein. Die größte Abweichung liegt bei den axialen ES im Fall C, die in den Simulationen leicht überschätzt werden. [E8]

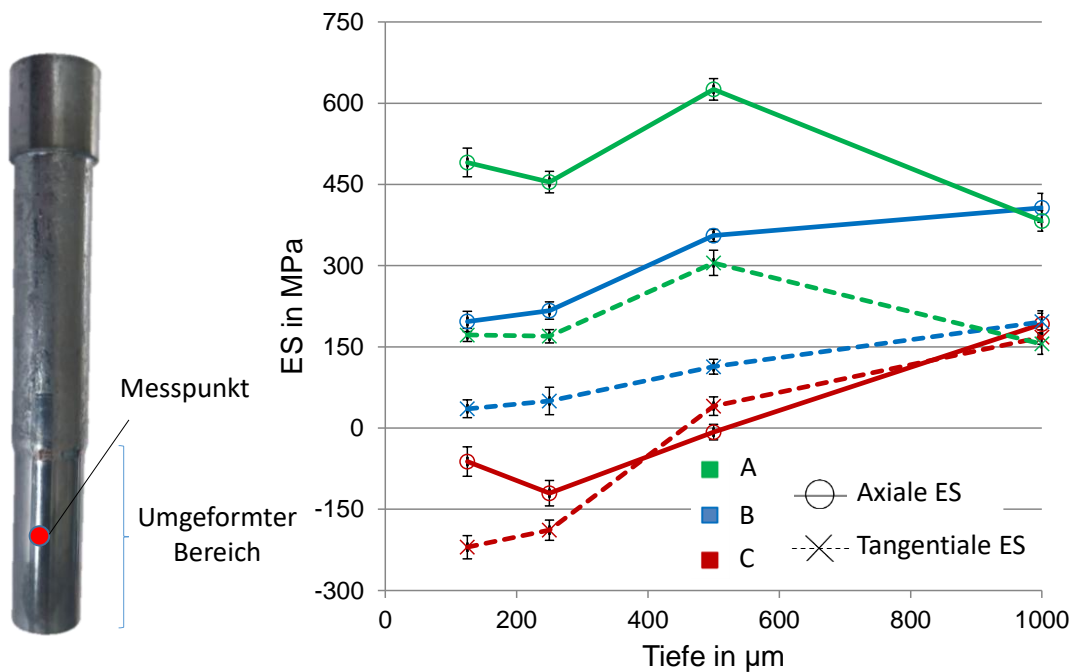


Abbildung 60 - ES-Messungen mit Röntgenstrahlen in axialer und tangentialer Richtung an Proben aus 1.4404 in der austenitischen Phase. Die Proben werden mit unterschiedlichen Matrixvorspannungen beim Auswerfen umgeformt. [E8]

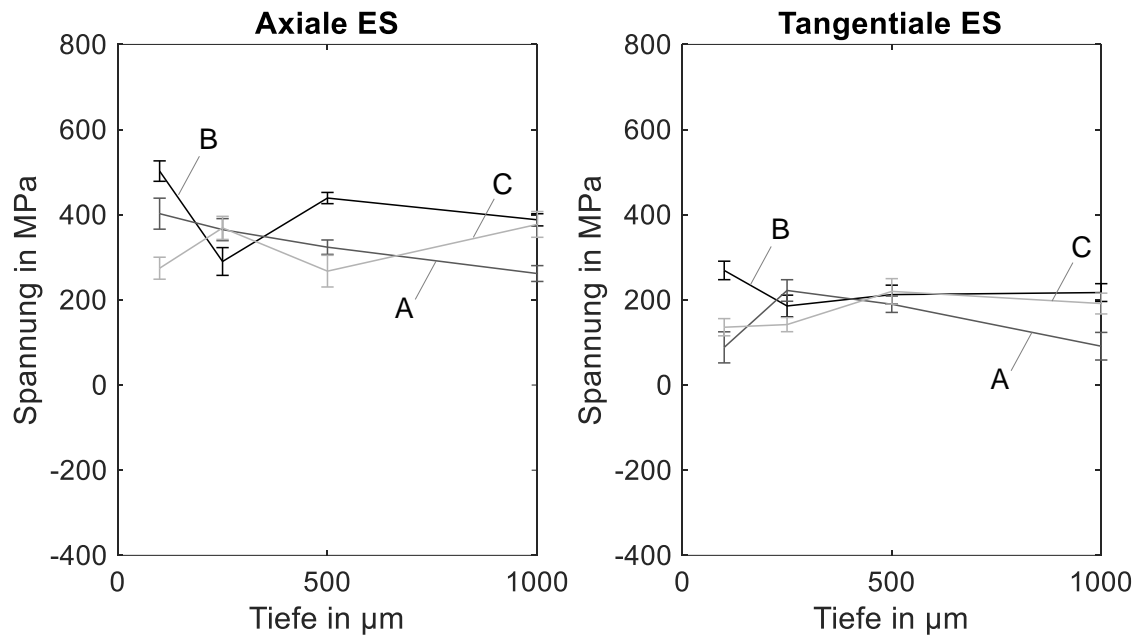
Im Gegensatz zu 1.4404 führt der geringere Gehalt an austenitstabilisierenden Elementen in 1.4307 zur Bildung von verformungsinduziertem Martensit schon bei geringen Verformungsgraden. Aus diesem Grund wurden die jeweiligen Phasenanteile auf der Oberfläche röntgenographisch nach ASTM E975 bestimmt [ASTME975]. Die Werte liegen zwischen 35% und 44% und werden in Tabelle 5 gezeigt. Die unterschiedlichen Vorspannkkräfte der Matrix führen nicht zu einer signifikanten Erhöhung des Anteils an verformungsbedingtem Martensit. [E9]

Tabelle 5 - Martensitgehalte an der Oberfläche der Proben aus 1.4307 gemäß ASTM E975. [E9]

Probe	Martensitgehalt Oberfläche in %
A	35.1 ± 4.5
B	42.7 ± 5.9
C	43.6 ± 0.6

Aufgrund des deutlichen Martensitanteils beim Werkstoff 1.4307 nach der Kaltumformung wurden ES-Messungen sowohl in der austenitischen als auch in der martensitischen Phase durchgeführt, Abbildung 61. Bei der Betrachtung der Ergebnisse für die austenitische Phase sind die Ergebnisse überraschend, da kein Trend erkennbar ist. Anhand der gemessenen Profile lässt sich nicht feststellen, ob die Strategie mit aktiver Matrize einen Einfluss auf den Spannungszustand dieser Teile hatte. Aus den Messungen in der martensitischen Phase lassen sich jedoch eindeutige Schlussfolgerungen ziehen. Im Gegensatz zu den Messungen in der Austenitphase zeigt sich hier ein deutlicher Trend der ES-Profile. Ähnlich wie beim Werkstoff 1.4404 nehmen die axialen ES mit zunehmender Vorspannung während des Auswerfens deutlich ab und für den Fall C werden sogar Druck-ES in der Martensitphase bis zu einer Tiefe von 1mm induziert. Dieser Wert bleibt nahezu konstant bei -200 MPa. Im konventionellen Fall B liegen die Zug-ES zwischen 200 und 300 MPa und im Fall A über 600 MPa. Die tangentialen ES folgen dem Verlauf der axialen ES in rein qualitativer Hinsicht. [E9]

a) Messungen in der Austenitsphase



b) Messungen in der Martensitsphase

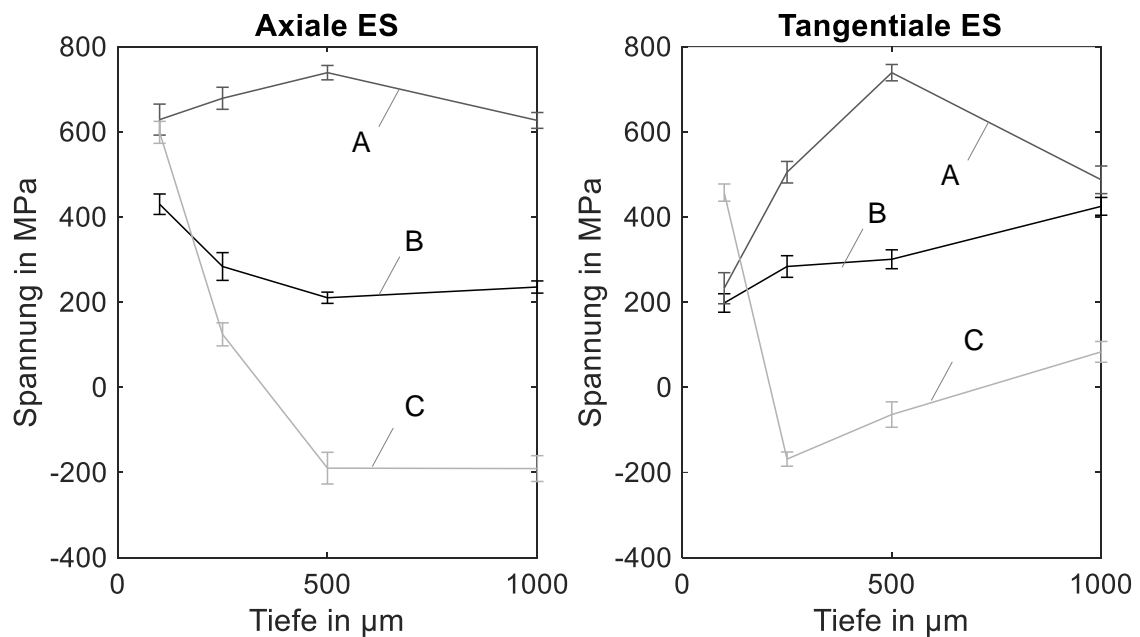


Abbildung 61 - ES-Messungen mit Röntgenstrahlen in axialer und tangentialer Richtung an Proben aus 1.4307 in der austenitischen (a) und martensitischen (b) Phase. Die Proben werden mit unterschiedlichen Matrizenverspannungen beim Auswerfen umgeformt. [E9]

8.3 Analyse der Prozessgrenzen

Es wurde vorangehend festgestellt, dass durch eine Variation der Vorspannung des Umformwerkzeugs beim Auswerfen eine Kalibrierung der ES erreicht werden kann. Es stellt sich die Frage, bei welchem maximalen Wert der Vorspannung diese Strategie noch vorteilhaft ist. Die Phänomene, die die Grenzen für dieses Verfahren bestimmen, wurden bereits in Kapitel 5 beschrieben. Wenn während des Auswerfens eine übermäßige Vorspannung aufgebracht wird, d. h. ein Vollumformprozess durchgeführt wird, ähneln die Auswirkungen des Prozesses auf den resultierenden ES einem zweiten Fließpressvorgang. Daher können sich im oberflächennahen Bereich des Teils keine Druck-ES mehr bilden. Im Gegenteil, es werden ähnliche ES-Profile in den fließgepressten Teilen erreicht, die der konventionellen Prozessausführung ähneln. Maximale Druck-ES an der Oberfläche werden mit dieser Technik mit einem Wert der Vorspannung erzielt, der den Prozess an die Grenzen der Teilumformungsbedingungen bringt. Dieser optimale Wert hängt vom Werkstoff, der Geometrie sowie dem ursprünglichen Spannungszustand, d. h. dem Spannungszustand nach der ersten Umformung, ab.

Abbildung 62 zeigt deutlich, was passiert, wenn der Umformgrad zu einem Vollumformprozess während des Ausstoßens führt. Die Diagramme zeigen die Entwicklung des Spannungszustandes in axialer und tangentialer Richtung während der verschiedenen Ausstoßbedingungen in Abhängigkeit von der Bearbeitungszeit. Diese Ergebnisse beziehen sich auf numerische Simulationen. Zusätzlich zu den bisher untersuchten Parametern wird eine weitere Vorspannungserhöhung simuliert und mit den vier zuvor analysierten Fällen verglichen (Fall D). In diesem Fall wird der Innenradius der Umformmatrize während des Auswerfens auf 5.927 mm reduziert, wobei für jede Simulation zwei Punkte betrachtet werden: einer an der Oberfläche und einer in der Mitte der Probe. In dieser Darstellung ist die Abfolge von Be- und Entlastung durch Umformung und Auswerfen zu erkennen. Während der Umformphase (blauer Bereich), in der die Parameter nicht verändert werden, unterscheiden sich die Kurven nicht. Dementsprechend weisen die Proben nach dem Fließpressen den gleichen Spannungszustand auf, d. h. hohe Zug-ES an der Oberfläche und hohe Druck-ES in der Mitte sowohl in axialer als auch in

tangentialer Richtung. Ohne Ausstoßen werden diese ES offensichtlich nicht mehr beeinflusst. Wenn die Probe ausgeworfen wird (grüner Bereich), werden die Punkte auf der Oberfläche belastet und es kommt zu plastischen Verformungen in diesen Bereichen. Die Belastung wird mit zunehmender Vorspannung der Matrize deutlich größer. Dies bewirkt eine unterschiedliche elastische Rückfederung und führt zu unterschiedlichen endgültigen ES. Wie bereits erwähnt, weist der Fall C im Vergleich zum Fall B, d.h. dem konventionellen Verfahren, niedrigere ES auf. Eine weitere Erhöhung der Vorspannung ist jedoch nachteilig für die Proben. [E8]

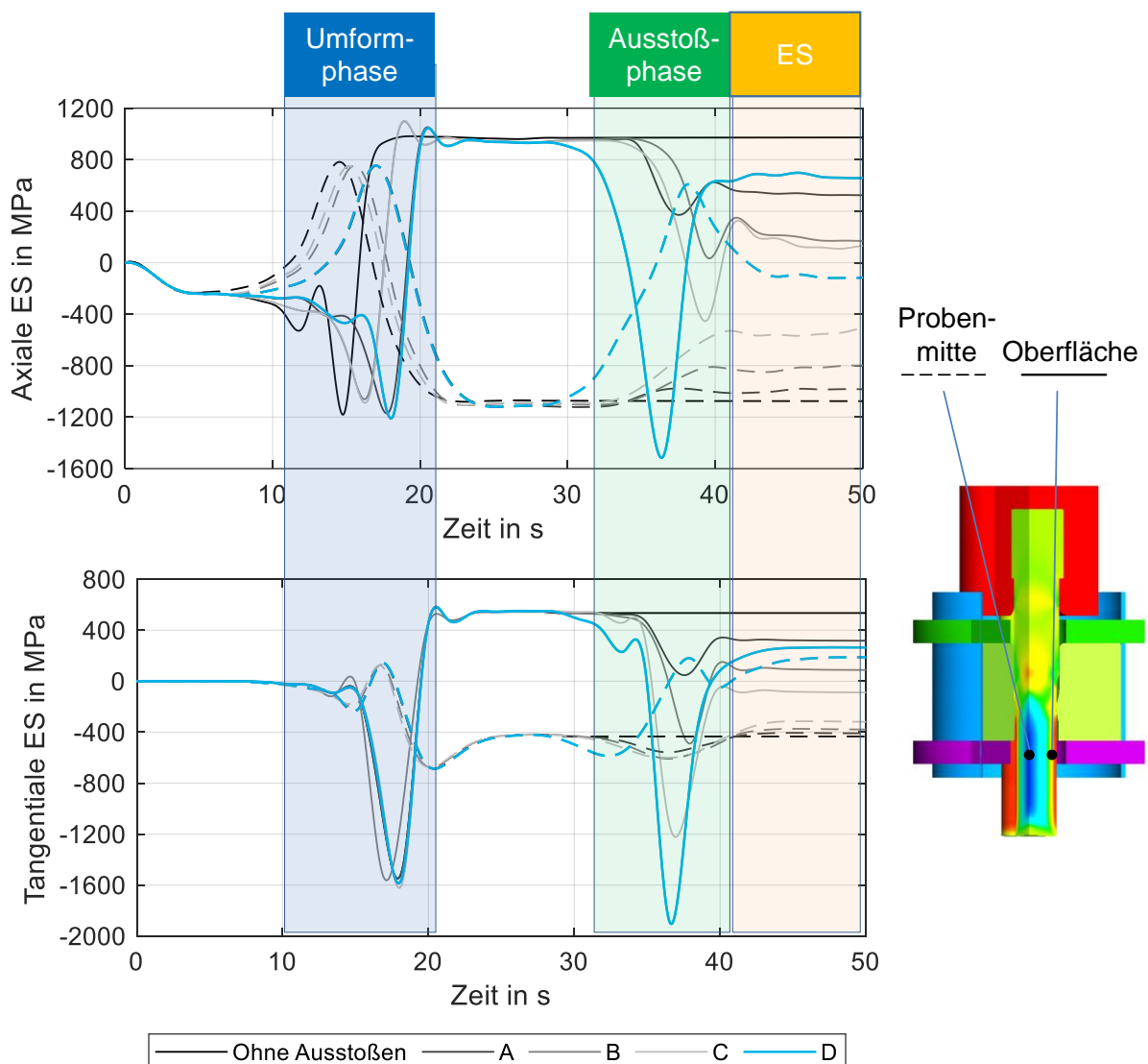


Abbildung 62 - Simulation der Entwicklung des axialen und tangentialen Spannungszustandes bei den verschiedenen Vorspannungszuständen an der

Oberfläche (durchgezogene Linien) und in der Mitte (gestrichelte Linien) der Werkstücke. [E8]

Wie Abbildung 62 zeigt, steigen im Fall D die Zug-ES wieder über die Werte des konventionellen Verfahrens an. Dieses Verhalten steht in deutlichem Gegensatz zu dem, was in den vorherigen Fällen beobachtet wurde. Der Grund für dieses Verhalten lässt sich durch die Analyse der Entwicklung des Spannungszustands in der Mitte der Probe (gestrichelte Linien) finden, wo ein wesentlicher Unterschied zwischen den drei experimentell analysierten Fällen und der Untersuchung mit noch weiter erhöhter Vorspannung zu beobachten ist. In den ersten Fällen tritt in der Mitte der Proben keine plastische Verformung auf. Im Gegensatz dazu sind im letzten Fall die äußere Belastung und die elastische Entlastung deutlich aus dem Zeitdiagramm ersichtlich. [E8]

8.4 Analytische Modellierung

In Kapitel 5 wurde die Modellierung des Prozesses der Teilumformung in einem allgemeinen achsensymmetrischen Prozess beschrieben. Die Randbedingungen dieses Modells können für die Beschreibung der Kalibrierung von ES während des Ausstoßens beim Fließpressen angepasst und mit den numerischen Ergebnissen verglichen werden.

8.4.1 Anpassung des Modells und axiale Eigenspannungen

Für den speziellen Fall des Auftretens von ES während des Ausstoßens muss zuerst Gl. (5.5) auf die Bedingungen des Prozesses bezogen werden. Insbesondere sollte die axiale Dehnung während der Umformung ε_z als Funktion des radialen Werkzeugvorschubs j ausgedrückt werden. Beim Fließpressen ist dieser Zusammenhang viel direkter als beim Einstechrundkneten, da das Arbeitswerkzeug grundsätzlich ein Zylinder ist. Daher ergibt sich die folgende Formel:

$$\varepsilon_z = \frac{R_w^2}{(R_w - j)^2} - 1 \quad (8.2)$$

Mit dieser Berücksichtigung ist es möglich, die Bedingungen im belasteten Zustand und die Rückfederung im ungekoppelten Modell sowie die radialen und

tangentialen Spannungen im gekoppelten Zustand zu berechnen. Man möchte jedoch auch die axialen ES ableiten können, da sie für das Ermüdungs- und Verzugsverhalten dieser Bauteile am wichtigsten sind.

Die Beziehungen zwischen den Spannungen und Dehnungen in den drei Dimensionen lassen sich auf der Grundlage der klassischen linearen Elastizitätstheorie in zylindrischen Koordinaten durch die folgenden drei Gleichungen beschreiben:

$$\sigma_z = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[\varepsilon_z + \frac{\nu}{(1-\nu)} (\varepsilon_r + \varepsilon_\theta) \right] \quad (8.3)$$

$$\sigma_r = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[\varepsilon_r + \frac{\nu}{(1-\nu)} (\varepsilon_z + \varepsilon_\theta) \right] \quad (8.4)$$

$$\sigma_\theta = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[\varepsilon_\theta + \frac{\nu}{(1-\nu)} (\varepsilon_r + \varepsilon_z) \right] \quad (8.5)$$

In diesem Gleichungssystem sind zwei Terme (σ_r und σ_θ) bereits bekannt, während vier Größen (ε_z , ε_θ , ε_r und σ_z) unbekannt sind. ε_z kann jedoch ermittelt werden, wobei erneut die Hypothese der konstanten axialen Dehnung ausgenutzt wird. Die axiale Ingenieurdehnung wird im Kern aus der Volumenkonstanz abgeleitet:

$$\varepsilon_z(R_i) = e^{\frac{1}{[1-\Delta\varepsilon_{\theta, \text{Uncoupled}}(R_i)]^2} - 1} - 1 \quad (8.6)$$

Wenn ε_z bekannt ist, werden Gl. (8.3), (8.4) und (8.5) zu einem linearen System aus drei Gleichungen und drei Unbekannten. Dieses System kann gelöst werden, um σ_z zu finden. Es ist zu beachten, dass σ_r und σ_θ im Kern konstant oder parallel zum Ausgangszustand sind, während sie in der plastisch umgeformten Zone variabel sind. Löst man das lineare System, so gelten diese Verhaltensweisen auch für σ_z . Dieses Phänomen wurde auch bei den experimentellen und numerischen Untersuchungen in diesem Kapitel beobachtet.

8.4.2 Vergleich von numerischen und analytischen Ergebnissen

Die Spannungen für die in diesem Kapitel untersuchten Fälle A, B und C werden nun mit dem analytischen Modell berechnet. Als Benchmark wird der Werkstoff

1.4404 betrachtet. Im Folgenden werden zunächst die Ergebnisse dargestellt und beschrieben, dann werden die Gründe für die Unstimmigkeiten und die Grenzen des analytischen Modells untersucht.

Beschreibung der Ergebnisse

Abbildung 63 zeigt zunächst die Profile der ES in tangentialer Richtung. Unterhalb des Diagramms der ES wird der Unterschied zwischen analytischen und numerischen Ergebnissen als $\Delta\sigma$ ausgedrückt:

$$\Delta\sigma = \sigma_{\text{Analytisch}} - \sigma_{\text{FEM}} \quad (8.7)$$

wobei $\sigma_{\text{Analytisch}}$ und σ_{FEM} die Spannungen sind, die aus dem analytischen Modell bzw. den FE-Simulationen stammen. Insgesamt stimmen die Ergebnisse sehr gut überein. In der Mitte des Werkstücks sind $\sigma_{\text{Analytisch}}$ und σ_{FEM} sehr ähnlich, während ihre Differenz zur Oberfläche hin zunimmt. Diese ist jedoch recht gering, ihr Maximum liegt bei etwa 170 MPa für Fall A an der Oberfläche. Ein weiterer Aspekt ist, dass $\Delta\sigma$ an der Oberfläche in Fall A positiv ist, während es in den Fällen B und C negativ ist. Das bedeutet, dass der analytisch vorhergesagte Spannungsabbau durch Ausstoßen im ersten Fall höher und mit zunehmender Vorspannung immer geringer ist als in den numerischen Ergebnissen.

Abbildung 64 zeigt die numerische und analytische Vorhersage der axialen ES. Hier lassen sich einige unterschiedliche Aspekte feststellen. Als Erstes fällt auf, dass die relative Differenz $\Delta\sigma$ deutlich größer ist als bei den tangentialen Spannungen. Der Maximalwert von $\Delta\sigma$ ist immer noch an der Oberfläche zu finden und nimmt mit höherer Vorspannung während des Ausstoßes zu: von etwa 250 MPa in den Fällen B und C auf etwa 400 MPa im Fall C. In den FE-Ergebnissen ist in der Nähe der Oberfläche eine "S"-Form zu erkennen, die im analytischen Modell nicht vorhergesagt wird.

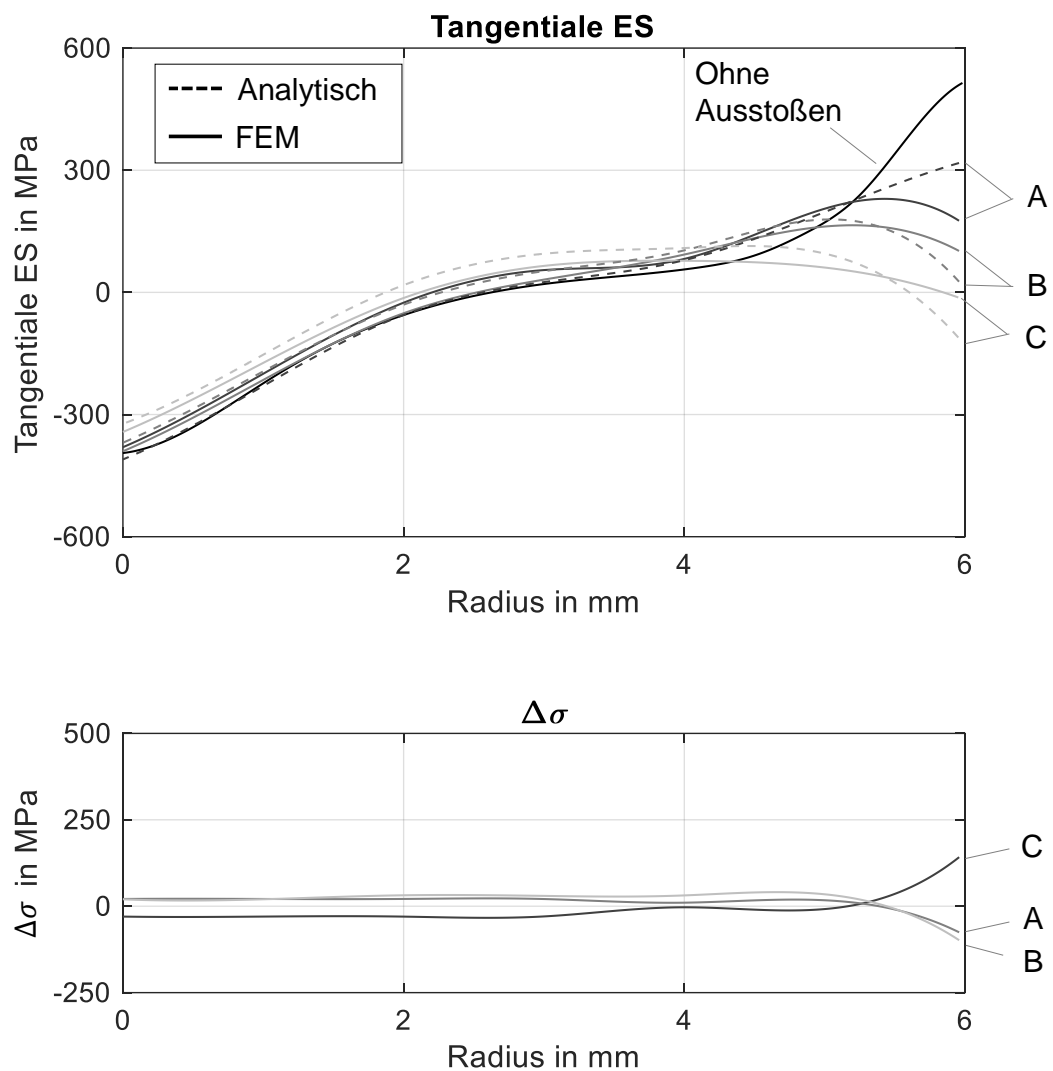


Abbildung 63 - Vergleich der analytischen und numerischen Ergebnisse: tangentielle ES und $\Delta\sigma$ für unterschiedliche Werte der Vorspannung während des Ausstoßens.

Bei der Betrachtung von $\Delta\sigma$ und der Spannungsverläufe sind daher im Allgemeinen folgende Tendenzen zu erkennen:

1. $\Delta\sigma$ steigt mit zunehmendem Wert der Vorspannung während des Ausstoßens
2. $\Delta\sigma$ ist für die axiale ES deutlich höher als für die tangentielle ES
3. Die axialen ES in der Nähe der Oberfläche nehmen eine S-Form an, die in den analytischen Ergebnissen nicht vorhergesagt wird

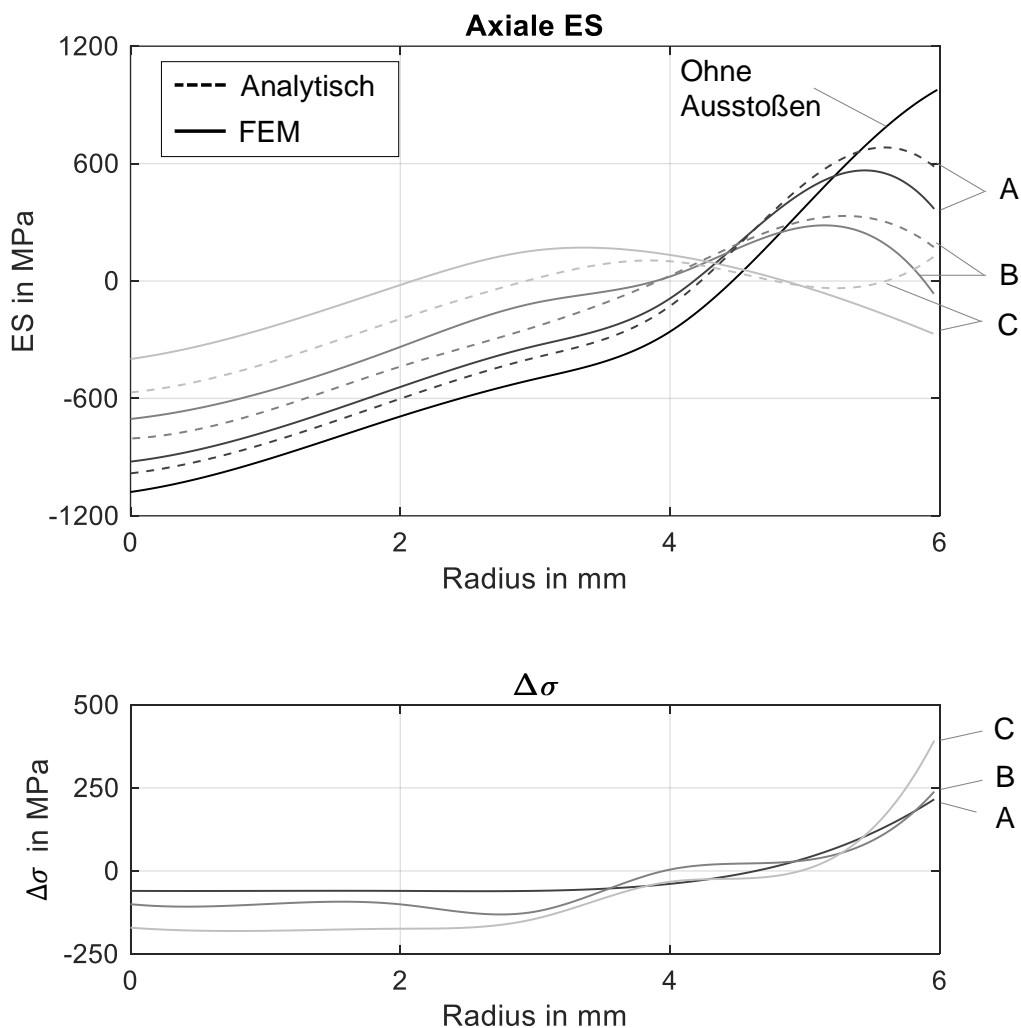


Abbildung 64 - Vergleich der analytischen und numerischen Ergebnisse: axiale ES und $\Delta\sigma$ für unterschiedliche Werte der Vorspannung während des Ausstoßens.

Grenzen des analytischen Modells

Die Unterschiede zwischen den analytischen und den numerischen Ergebnissen lassen sich sehr gut durch die für den Aufbau des analytischen Modells erforderlichen Vereinfachungen erklären. Zunächst wurde bereits in Kapitel 5 (Abbildung 40) auf die Schwierigkeiten bei der Modellierung von Prozessen mit höherem Umformgrad Δj hingewiesen. Neben der zunehmenden Ungenauigkeit der Bedingung der konstanten axialen Dehnung ε_z wird auch die Vorhersage der äquivalenten Dehnung ε_e ungenauer. Diese wurde in Gleichung (5.11) definiert. An zweiter Stelle werden die meisten Annahmen im analytischen Modell für die axiale Richtung der Spannungen und Dehnungen gemacht, wobei ε_z im entkoppelten Modell während der Umformung und im

gekoppelten Modell konstant angenommen wird. Dies ist eindeutig eine notwendige Vereinfachung, die für die Berechnungen erforderlich ist, aber auch eine Fehlerquelle. Diese Vereinfachung hat keinen Einfluss auf die Rückfederung der tangentialen und radialen Spannungen. Sie wirkt sich jedoch über die Gleichungen (8.3), (8.4) und (8.5) auf die Axialspannungen aus, wobei σ_z aus σ_θ und σ_r unter der Annahme abgeleitet wird, dass ε_z konstant ist. Es ist daher zu erwarten, dass die axialen ES ein deutlich größeres $\Delta\sigma$ aufweisen als die tangentialen ES. Schließlich ist auch die Hypothese der vollständigen elastischen Rückfederung nach der Umformung, die in den Gleichungen (5.19) und (5.20) verwendet wird, nicht immer realistisch. Insbesondere versagt diese Bedingung, wenn der Umformgrad besonders groß ist und sich auf die Oberfläche des Werkstücks beschränkt, die eine höhere Spannung erfährt als der Rest des Bauteils. Dies ist bei den Simulationen im Fall C tatsächlich der Fall. Die FE-Ergebnisse zeigen deutlich, dass in diesem Fall die Oberfläche des Werkstücks während der Rückfederung nach dem Auswerfen eine plastische Verformung erfährt. Dies ist auch der Zeitpunkt, an dem die bereits beschriebene S-Form der Axialspannungen auftritt.

9 Nachweis der Eigenschaftsverbesserung und Anwendungsbeispiele

Nachdem die beiden Strategien zur gezielten ES-Einstellung in fließgepressten Bauteilen vorgestellt und die Ergebnisse durch zerstörende und zerstörungsfreie ES-Messungen validiert wurden, zielt das vorliegende Kapitel darauf ab, die tatsächliche Verbesserung der Eigenschaften der hergestellten Bauteile experimentell nachzuweisen. Insbesondere wird der Fokus auf drei Eigenschaften gerichtet, die durch eine gezielte ES-Einstellung verbessert werden können: Ermüdungslebensdauer, Korrosionsbeständigkeit sowie Vermeidung von unerwünschtem Verzug. Diese Komponenteneigenschaften werden auch im Hinblick auf eine mögliche Anwendung dieser Technologien in der Praxis untersucht.

9.1 Ermüdungslebensdauer

9.1.1 Umlaufbiegeversuche

Die Ermüdungslebensdauer der fließgepressten Bauteile wird zuerst durch Umlaufbiegeversuche untersucht. Dieser Test reproduziert die zyklische Belastung, der viele achsensymmetrische fließgepresste Komponenten während ihres Einsatzes ausgesetzt sind, d.h. ein zyklisches Biegemoment. Diese Art der Beanspruchung tritt beispielsweise häufig bei Wellen auf, bei denen radiale zyklische Belastungen durch die Lager aufgebracht werden, wie z.B. bei Eisenbahnachsen. Wie bereits im Stand der Technik erwähnt, ist die Überlagerung von äußeren Belastungen und ES in dieser Konfiguration aufgrund der hohen Zahl von Unfällen, die durch Ermüdungsversagen verursacht werden, von großer Bedeutung [SCH17].

Der Versuchsaufbau der Umlaufbiegeversuche wird in Abbildung 65 dargestellt. Der Probekörper wird auf einer Seite im unverformten Bereich und am anderen Ende über eine Länge von 30 mm vorgespannt. Die Vorspannsysteme rotieren

mit konstanter Geschwindigkeit und sind über Lager mit einer externen Struktur verbunden. Auf diese Lager werden Radialkräfte aufgebracht, die ein Biegemoment auf die Probe bringen. Das Spannungsprofil entspricht also dem eines 4-Punkt-Biegeprozesses, wobei der zentrale Bereich einem konstanten Biegemoment M_0 ausgesetzt ist.

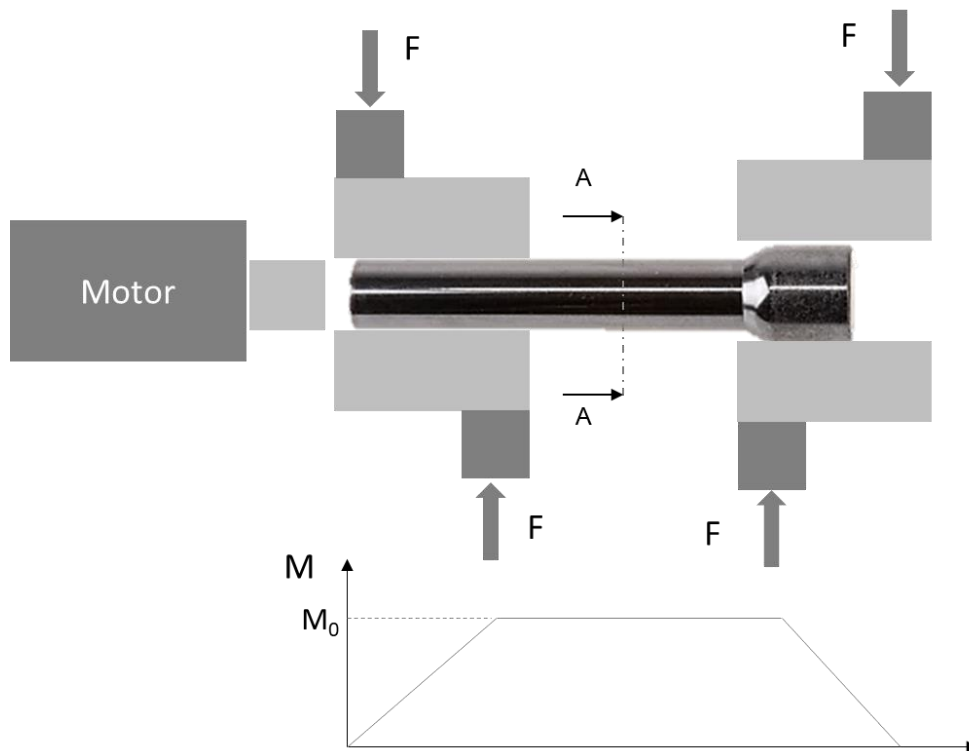


Abbildung 65 - Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus und des Verlaufes des aufgetragenen Biegemoments über der Probenlänge.

Der resultierende Spannungszustand in jedem zentralen Abschnitt der Probe aufgrund dieser Belastungsbedingung ist in Abbildung 66 dargestellt. Die Probe wird mit reinen Wechsellastspannungen in axialer Richtung belastet, d.h. die durchschnittliche Spannung ist Null. Der Zustand der Probenoberfläche ist bei diesen Prüfverfahren von besonderer Bedeutung, da in diesem Bereich die größten Spannungen auftreten. Hier wird die Probe zyklisch mit Wechsellastspannungen zwischen $\sigma_{z,max}$ und $-\sigma_{z,max}$ belastet. Die Spannung nimmt linear in der Tiefe ab, bis sie in den Symmetrieachsen einen Nullwert erreicht. In diesen Tests werden Proben aus 1.4404 verglichen, die mit dem konventionellen Verfahren und mit einer Gegenkraft von $F_K = 40$ kN hergestellt werden.

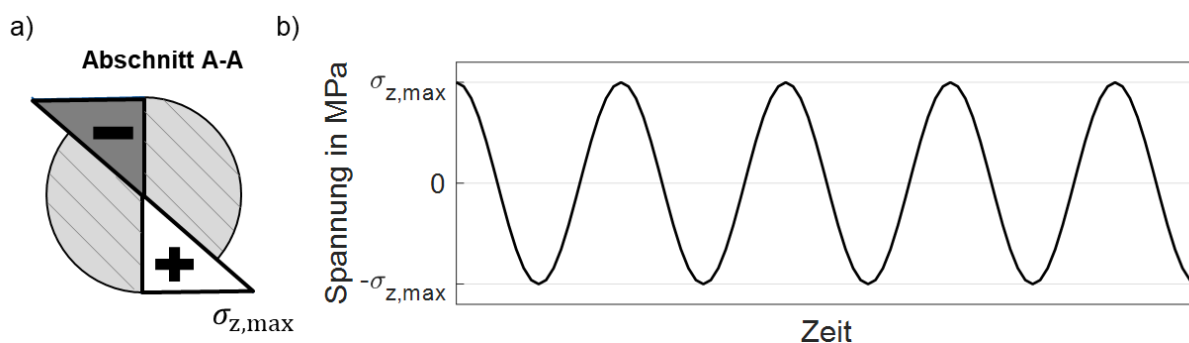


Abbildung 66 - Axiale Spannungen im Querschnitt (a) und auf der Oberfläche (b) aufgrund der bei den Umlaufbiegeversuchen aufgetragenen Belastungen.

Vorbereitung der Proben

Da keine Standardproben für die Umlaufbiegeversuche verwendet werden, ist eine gewisse Vorbereitung der Muster erforderlich, um die korrekte Durchführung der Tests zu ermöglichen. Weil insbesondere eines der beiden Endstücke der fließgepressten Proben den gleichen Querschnitt wie der Prüfbereich hat, würde ein Versagen in dem eingespannten Abschnitt auftreten. Diese Problematik ist in Abbildung 67a dargestellt.

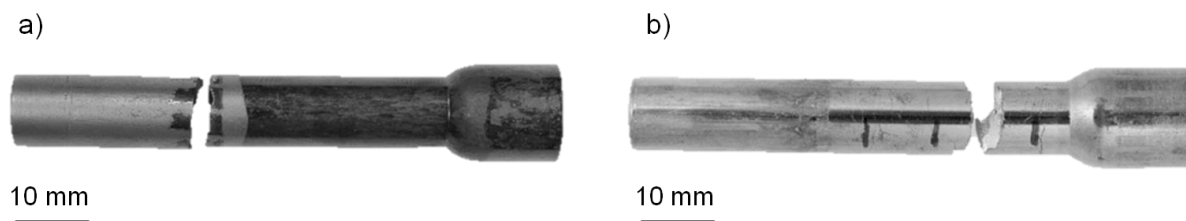


Abbildung 67 - Beispiele für unerwünschten Bruch im Einspannbereich (a) und ausagefähiger Bruch in der Messzone nach der Probenvorbereitung durch OH (b).

Die Technik, die zur Lösung dieses Problems gefunden wird, ist das Oberflächenhämmern (OH) des schmalen Endstücks auf einer Länge von 30 mm, wodurch das Versagen der Proben im Mittelbereich, wie in Abbildung 67b dargestellt, zuverlässig erreicht werden kann. Die für das OH verwendeten Parameter sind im Anhang A4.1 aufgeführt. Für die Aussagekraft der Untersuchungen hinsichtlich der Verbesserung der Bauteileigenschaften durch gezielte ES-Anpassung ist es notwendig, dass diese Nachbearbeitung keinen Einfluss auf den ursprünglichen ES-Zustand der Proben in der Messzone hat, was die Ergebnisse verfälschen würde. Deshalb werden Röntgenmessungen

durchgeführt, um sicherzustellen, dass die Veränderung des Spannungszustandes auf den oberflächengehämmerten Bereich der Probe beschränkt ist. Ein Beispiel für die Veränderung der axialen ES nach dem OH an einer Probe aus 1.4404 ist in Abbildung 68 dargestellt. Die Röntgenmessungen werden an drei axialen Positionen durchgeführt. Punkt 1 liegt innerhalb der letzten 30 mm der Probe, d. h. in dem Bereich, der durch das OH umgeformt wird. Die Punkte 2 und 3 liegen dagegen im mittleren Bereich. Die ES-Messungen zeigen, dass die ES an Punkt 1 eindeutig stark verändert ist, mit einer drastischen Verschiebung von Zug zu Druck, während die ES an den Punkten 2 und 3 von dem Prozess nicht signifikant beeinflusst sind.

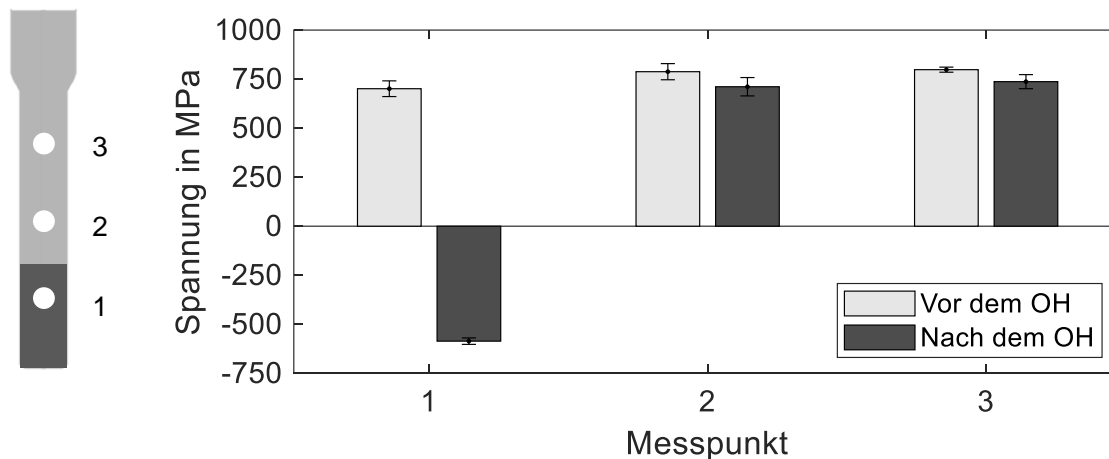


Abbildung 68 - Röntgenmessungen der axialen Eigenspannungen an einer Probe aus 1.4404: Vergleich vor und nach dem OH.

Spannungszustände

Für den Werkstoff 1.4404 werden drei verschiedene Belastungszustände $\sigma_{z,max}$ untersucht: 150, 250 und 350 MPa. Abbildung 69 zeigt den axialen Spannungszustand infolge der Überlagerung von ES und äußerer Belastung während der Prüfungen und die daraus resultierende, nach der Von-Mises-Formel berechnete Vergleichsspannung. Als ES-Zustand werden die Ergebnisse der FE-Simulationen herangezogen. Betrachtet man zunächst die konventionell umgeformten Proben, so kann man feststellen, dass die Überlagerung der axialen Spannung $\sigma_{z,max}$ zu einer Gesamtzugspannung von 1021 MPa an der Oberfläche führt. In diesem Fall beträgt die Vergleichsspannung 93,8% der Fließspannung. Für Belastungen $\sigma_{z,max}$ von 250

und 150 MPa liegen diese Werte bei 78.52 % bzw. 69.54 %. Alle die Belastungsfälle entsprechen theoretisch HCF Bedingungen, da keine plastische Verformung auftritt. Der Spannungszustand unter $\sigma_{z,\max} = 350 \text{ kN}$ liegt jedoch nahe am Bereich der LCF.

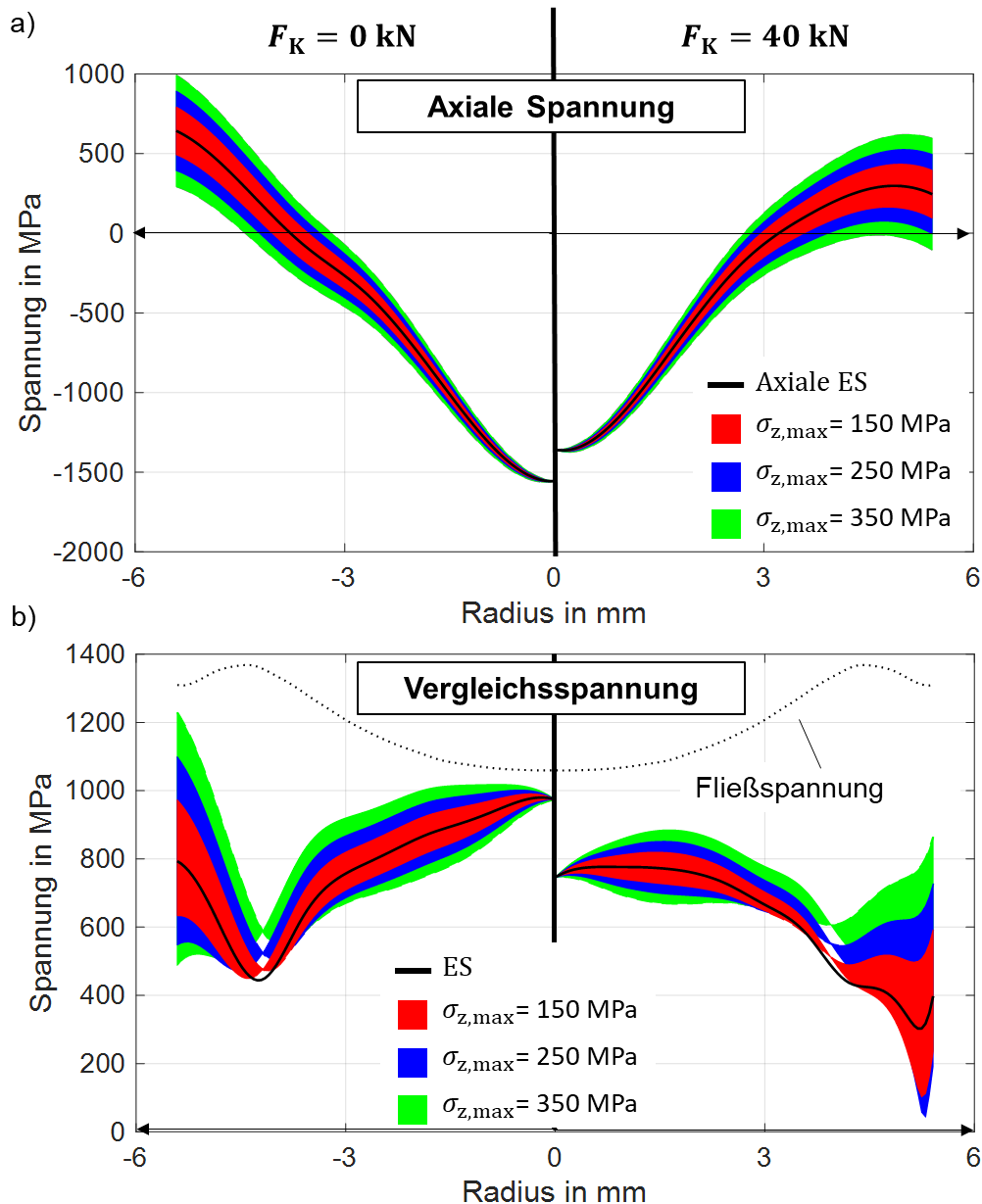


Abbildung 69 - Überlagerung von ES und äußerer Belastung während der Umlaufbiegeversuche: Axiale Spannungen (a) und Vergleichsspannung (b).

Durch den Einsatz des Gegenstempels werden die axialen ES der fließgepressten Proben konsequent abgebaut. Folglich werden nach der Überlagerung mit der äußeren Belastung niedrigere Werte der

Vergleichsspannung erreicht. Die Maximalwerte, die an der Bauteiloberfläche erreicht werden, liegen bei 62.4 %, 53.3 % bzw. 41.9 % der Fließspannung. Außerdem wird gemäß der LEBM dank der Verringerung der axialen ES durch Einsatz des Gegenstempels ein Zustand eines teilweise geschlossenen Risses für $\sigma_{z,max}$ -Werte von 250 MPa und 350 MPa erreicht. In diesen Fällen sind die ES ausreichend, um die Spannungsintensität an der Rissspitze teilweise von der äußeren Belastung abzuschirmen ($\Delta K_{eff} < \Delta K$). Daher ist eine verlangsamte Rissausbreitung gemäß der Paris-Gleichung (2.1) bei Einsatz einer Gegenkraft beim Fließpressen zu erwarten. Dasselbe lässt sich durch die Abnahme der Mittelspannung begründen. Tabelle 6 zeigt die Werte des Spannungsverhältnisses R für die verschiedenen Tests. Es ist deutlich zu erkennen, dass der Einsatz des Gegenstempels den Wert von R verringert. Die Rissausbreitungsgeschwindigkeit wird also verringert, gemäß Modellen, die diesen Faktor berücksichtigen, wie das bereits erwähnte Modell von Forman [FOR68].

Tabelle 6 Vergleich der Spannungsverhältnisse R mit und ohne Einsatz eines Gegenstempels

$\sigma_{z,max}$	R bei $F_K = 0 \text{ kN}$	R bei $F_K = 40 \text{ kN}$
150	0.63	0.19
250	0.48	0.02
350	0.34	-0.15

Einfluss der Eigenspannungen auf die Ermüdungslebensdauer

Abbildung 70 zeigt die Ergebnisse der Umlaufbiegeversuche für den Werkstoff 1.4404 bezogen auf 18 Proben. Die Ergebnisse weisen auf, dass die Ermüdungslebensdauer bei Verwendung einer Gegenkraft $F_K = 40 \text{ kN}$ im Allgemeinen erheblich verbessert wird. Insbesondere wird eine Erhöhung der Schwingspielzahl von ca. 82 % bei Bruch für $\sigma_{z,max} = 250 \text{ MPa}$ erreicht. Dieses Ergebnis lässt sich durch die Kombination von HCF Bedingung und Reduzierung von ΔK_{eff} durch ES-Abnahme erklären.

Andererseits ist die Erhöhung der Schwingspielzahl bei $\sigma_{z,\max} = 350$ MPa auf ca. 13% begrenzt. Diese geringere Verbesserung der Ermüdungslebensdauer im Vergleich zur Belastung mit $\sigma_{z,\max} = 250$ MPa kann nur durch die höhere äußere Belastung erklärt werden. Wie in der Literatur beschrieben, wirken sich Eigenspannungen am stärksten bei HCF-Bedingungen aus, während ihre Auswirkungen bei LCF weniger relevant sind. Daher spielen ES eine untergeordnete Rolle, wenn man sich Betriebsspannungen in der Nähe der Fließspannung nähert [NIK08]. Bei $\sigma_{z,\max} = 150$ MPa erreichen die Proben in der Regel die Grenzschningspielzahl von 10^7 ohne erkennbares Versagen und werden als Durchläufer gewertet. Nur einer der konventionell umgeformten Probekörper bricht bei etwa 52% des Grenzschningspielzahl.

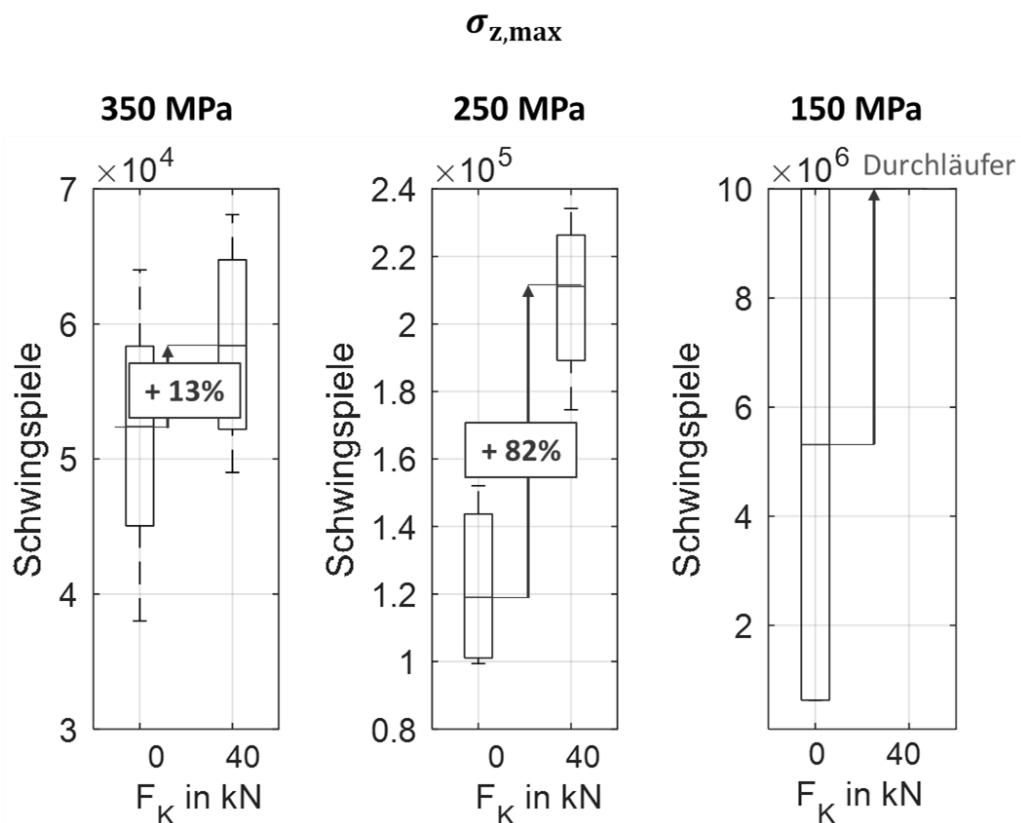


Abbildung 70 - Ergebnisse der Umlaufbiegeversuche am Werkstoff 1.4404.

9.1.2 Einfluss der Schädigungsmechanismen

Wie von Hering untersucht, können die Schädigungsmechanismen von kaltfließgepressten Proben durch den Einsatz einer Gegenkraft während des Prozesses beeinflusst werden [HER20b]. Diese wirken sich auch auf die Ermüdungslebensdauer der Bauteile aus, da Poren eine bevorzugte Stelle für die Rissbildung sind. Bei Versuchen mit dem Werkstoff 16MnCrS5 wurde durch den Einsatz eines Gegenstempels eine Verbesserung der Ermüdungslebensdauer um 6 % erreicht. Es bleibt also die Frage, ob und in welchem Verhältnis die in Abbildung 70 gemessene Verbesserung der Ermüdung ein Effekt der ES-Modifikation ist, oder ob sie vielmehr primär auf eine Verringerung der Schädigungsmechanismen zurückzuführen ist. Die für die Umlaufbiegeversuche verwendeten fließgepressten Proben aus dem Werkstoff 1.4404 werden mit dem gleichen System wie bei Hering analysiert. Gemessen wird die Dichte an fünf Proben, die nach dem konventionellen Verfahren fließgepresst wurden, und an fünf Proben mit einer Gegenkraft F_K von 40 kN. Für jede Probe werden drei Messungen durchgeführt und der Mittelwert berechnet. Die Ergebnisse sind in Abbildung 71 dargestellt. Im Allgemeinen ist kein signifikanter Unterschied in der Dichte der mit $F_K = 0$ kN und $F_K = 40$ kN fließgepressten Proben festzustellen. Der durchschnittliche Dichtewert der Messungen mit $F_K = 0$ kN liegt bei $7,893 \text{ g/cm}^3$, während er bei den 40kN-Proben bei $7,890 \text{ g/cm}^3$ liegt. Diese Differenz liegt innerhalb des Standardfehlers des Messsystems. Das Nichtvorliegen von messbaren Unterschieden in den Schädigungsmechanismen könnte auf die Festigkeit des verwendeten Materials zurückzuführen sein. Da bereits im konventionellen Verfahren hohe hydrostatische Spannungen zur Umformung der Proben aus 1.4404 erforderlich sind, wird das Vorhandensein von Porositäten durch die Erhöhung dieser hydrostatischen Spannung durch den Gegenstempel nicht wesentlich beeinflusst.

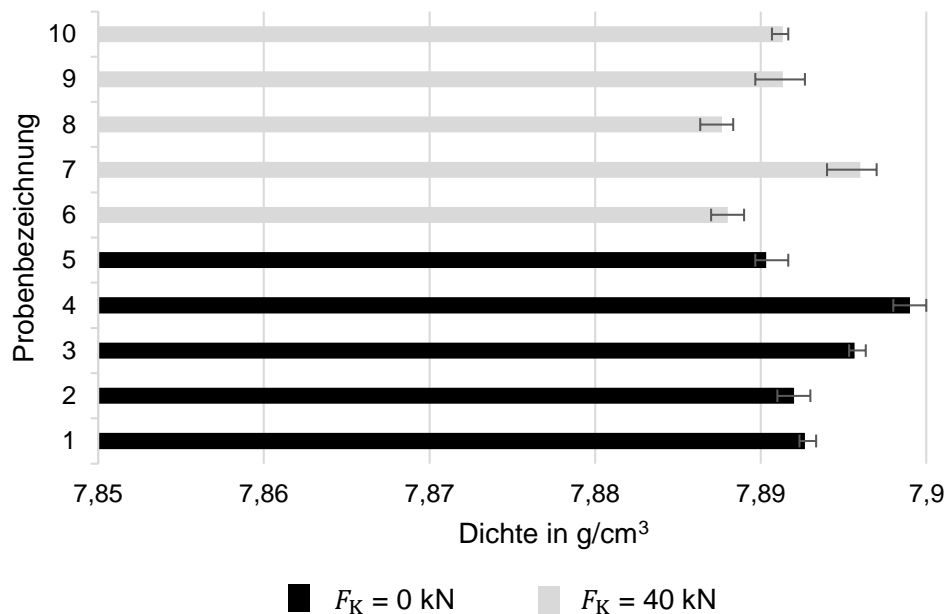


Abbildung 71 - Dichtemessungen von fließgepressten Proben aus 1.4404 mit $F_K = 0$ kN und $F_K = 40$ kN. Die Balken zeigen die Durchschnittswerte von drei Messungen, während der Fehlerbalken den maximalen und minimalen Wert angibt.

Durch diese Versuche kann ausgeschlossen werden, dass die Schädigungsmechanismen eine entscheidende Ursache für die in Abbildung 70 dargestellten Ergebnisse darstellen. Da auch die Auswirkung von signifikanten Unterschieden in der Kaltverfestigung in Kapitel 7 nicht beobachtet wurde (siehe Abbildung 54), ist die gezielte Einstellung von ES die einzige identifizierte Ursache für die festgestellte Verbesserung der Ermüdungslebensdauer der fließgepressten Bauteile.

9.2 Korrosionsbeständigkeit

Die Gruppe der austenitischen rostfreien Stähle weist eine hohe Beständigkeit gegen aggressive Umgebungsbedingungen und Korrosionsangriffe auf. Aufgrund dieser Eigenschaft werden diese Werkstoffe in vielen Bereichen eingesetzt, z. B. in der Medizin- und Zahntechnik, in der Automobilindustrie, in der Lebensmittelindustrie oder in der chemischen Industrie. Die Korrosionsbeständigkeit wird jedoch erheblich durch den ES-Zustand der Bauteile beeinflusst. Daher können fließgepresste Komponenten, die in aggressiven Umgebungen eingesetzt werden, von der Möglichkeit einer

gezielten ES-Einbringung durch die in der vorliegenden Arbeit beschriebenen Techniken erheblich profitieren.

Korrosionsbeständigkeitsprüfungen

Korrosionsbeständigkeitsprüfungen werden an Proben des Werkstoffs 1.4307 durchgeführt. Die für diese Prüfungen verwendeten Methoden und Techniken werden in Kapitel 4.1.3 beschrieben. Die fließgepressten Proben werden mit den in Tabelle 4 angegebenen unterschiedlichen Werten für die Vorspannung des Umformwerkzeugs hergestellt, wobei in den Fällen A, B und C die Vorspannung während des Auswerfens jeweils verringert, konstant gehalten und erhöht wird. Für jeden Parameter werden fünf Proben untersucht. Abbildung 72 zeigt repräsentative Bilder der Korrosionsentwicklung am Ende der Prüfung für die verschiedenen Umformparameter. Lochkorrosionsmechanismen können auf allen Proben beobachtet werden. Im Allgemeinen lässt sich trotz einer gewissen Abweichung der Ergebnisse ein klarer Trend feststellen. Wenn Druck-ES (Fall C) in die Oberflächenprobe eingebracht werden, werden weniger und kleinere Korrosionsspuren beobachtet.

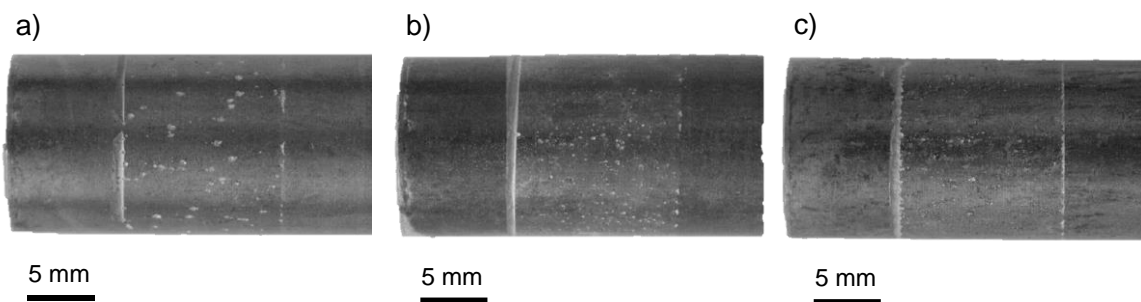


Abbildung 72 - Fotoaufnahmen der Proben nach den Korrosionsbeständigkeitsprüfungen: Fälle A (a), B (b) und C (c).

Die Korrosionsbeständigkeit der verjüngten Proben kann in den Stromdichte-Potential-Kurven von Abbildung 73 genauer analysiert werden. Für jeden Herstellungsparameter der Proben werden die fünf einzelnen Testergebnisse gezeigt. Außerdem wird im gleichen Bild ein Vergleich der Durchschnittswerte der Stromdichte-Kurven dargestellt. Die Kurven der Durchschnittswerte zeigen ein unterschiedliches Verhalten bis zu einem Potential von 480 mV. In diesem Bereich weist Fall C eine deutlich geringere Stromdichte auf, was ein Zeichen für eine geringere Reaktionsaktivität ist. Die Kurven der Fälle A und B zeigen

ähnliche Werte, wobei die konventionell verjüngten Proben eine leicht höhere Stromdichte aufweisen. Alle Proben zeigen jedoch sehr ähnliche Durchbruchpotentialwerte. Wird der Grenzwert der Stromdichte auf 10^{-1} A/mm^2 festgelegt (wie z.B. bei Musekamp et al. [MUS21]), ergibt sich ein Durchbruchpotential von 560 mV für A und C und 575 mV für B. Betrachtet man die Graphen der einzelnen Tests, so ist zu erkennen, dass die Ergebnisse von Fall C eine geringere Varianz aufweisen als die von A und B. Bei den beiden letztgenannten Bedingungen weisen zwei der Tests eine Stromdichte auf, die signifikant über den Durchschnittswerten liegt. Außerdem zeigen die Kurven unter 480 mV einen Verlauf der mit vielen und stellenweise eng beieinander liegenden Peaks besetzt ist. Diese Peaks können aus lokalen Bereichen auf der Oberfläche an denen die Passivschicht aufbricht und die Stromdichte ansteigt resultieren. Durch die Repassivierung dieser Bereiche sinkt konsequent die Stromdichte wieder. Dieses Phänomen ist bei den Proben, die mit den Umformstrategien A und B hergestellt wurden, deutlich stärker ausgeprägt.

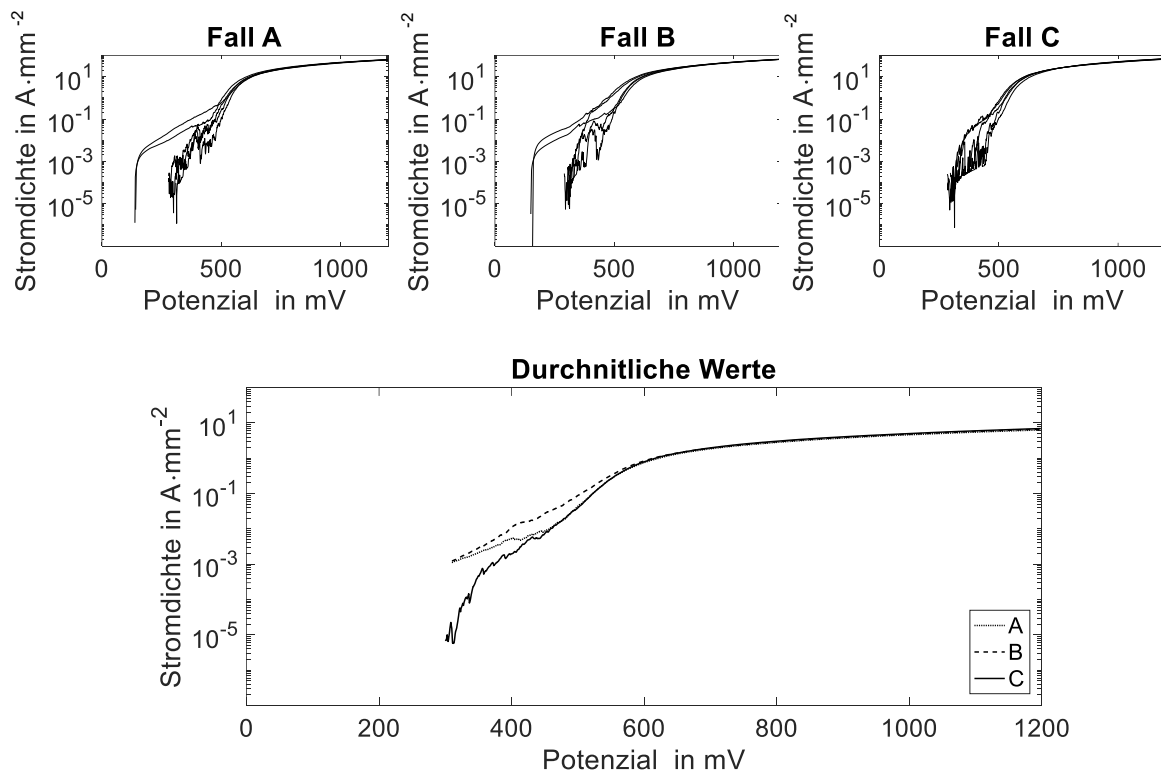


Abbildung 73 - Stromdichte-Potential-Kurven des Material 1.4307: einzelne Versuchsergebnisse und durchschnittliche Werte.

9.3 Verzugsvermeidung

Das Problem des Verzugs in der Fertigung ist branchenübergreifend und ES sind eine der Hauptursachen für dieses. Die Untersuchung dieses Problems ist komplex, da sie die Berücksichtigung von Wechselwirkungen zwischen verschiedenen Schritten der Prozesskette erfordert. Wenn ein Prozess zu einem instabilen ES-Zustand führt, kann dies zu Verformungen in den nachfolgenden Fertigungsschritten führen. Die beim Kaltfließpressen entstehenden hohen ES-Gradienten sind beispielsweise innerhalb einer Prozesskette höchst unerwünscht, da leichte Störungen dieses Gleichgewichts leicht zu plastischen Verformungen führen können. Um das Risiko von Verzerrungen zu minimieren, sollte das Bauteil idealerweise frei von inneren Spannungen sein. Ein eigenspannungsarmer Zustand wird in der Industrie typischerweise durch die Durchführung zusätzlicher Zwischenwärmebehandlungen entlang der Prozesskette erreicht. In der vorliegenden Arbeit wurde jedoch gezeigt, dass Spannungsgradienten durch den Einsatz eines Gegenstempels während des Prozesses enorm reduziert werden können. Dieser neue Ansatz hat daher das Potential Wärmebehandlungsprozesse zur Reduzierung vom Verzugsrisiko zu substituieren, was die Prozesskette abkürzen könnte.

Anwendungsbeispiel: Passfeder-Verbindung

Hier wird ein Anwendungsszenario für den Einsatz eines Gegenstempels während des Kaltfließpressens betrachtet und experimentell und numerisch untersucht. Kaltfließgepresste Bauteile stellen oft Halbzeuge dar, die zur Herstellung von Funktionsbauteilen weitere Prozesse benötigen. Betrachtet wird das Beispiel einer Welle mit einer Passfeder-Verbindung. Zur Erzeugung dieser Verbindung ist das Fräsen des fließgespressten Teils erforderlich, um den Sitz für die Passfeder herzustellen. Die Gestaltung der Passfedernut erfolgt gemäß DIN 6885-1 [DIN 6885] und die geometrischen Parameter werden in Tabelle 7 dargestellt. Die Fräsbearbeitung erfolgt in 0,5 mm-Schritten, bis die Endtiefe erreicht ist. Für die experimentelle Messung werden die Proben in einer Drehmaschine vorgespannt und die maximale radiale Verformung wird an fünf verschiedenen axialen Positionen durch eine Messuhr gemessen. Ergänzend

dazu wird der Prozess nach dem für Abbildung 50 beschriebenen Verfahren simuliert, wobei die Geometrie der Passfeder verwendet wird.

Tabelle 7 - Geometrische Parameter der Passfedernut gemäß DIN 6885-1.

Wellendurchmesser	10.78 mm
Passfederbreite	4 mm
Wellennuttiefe	2.5 mm
Passfederlänge	10 mm

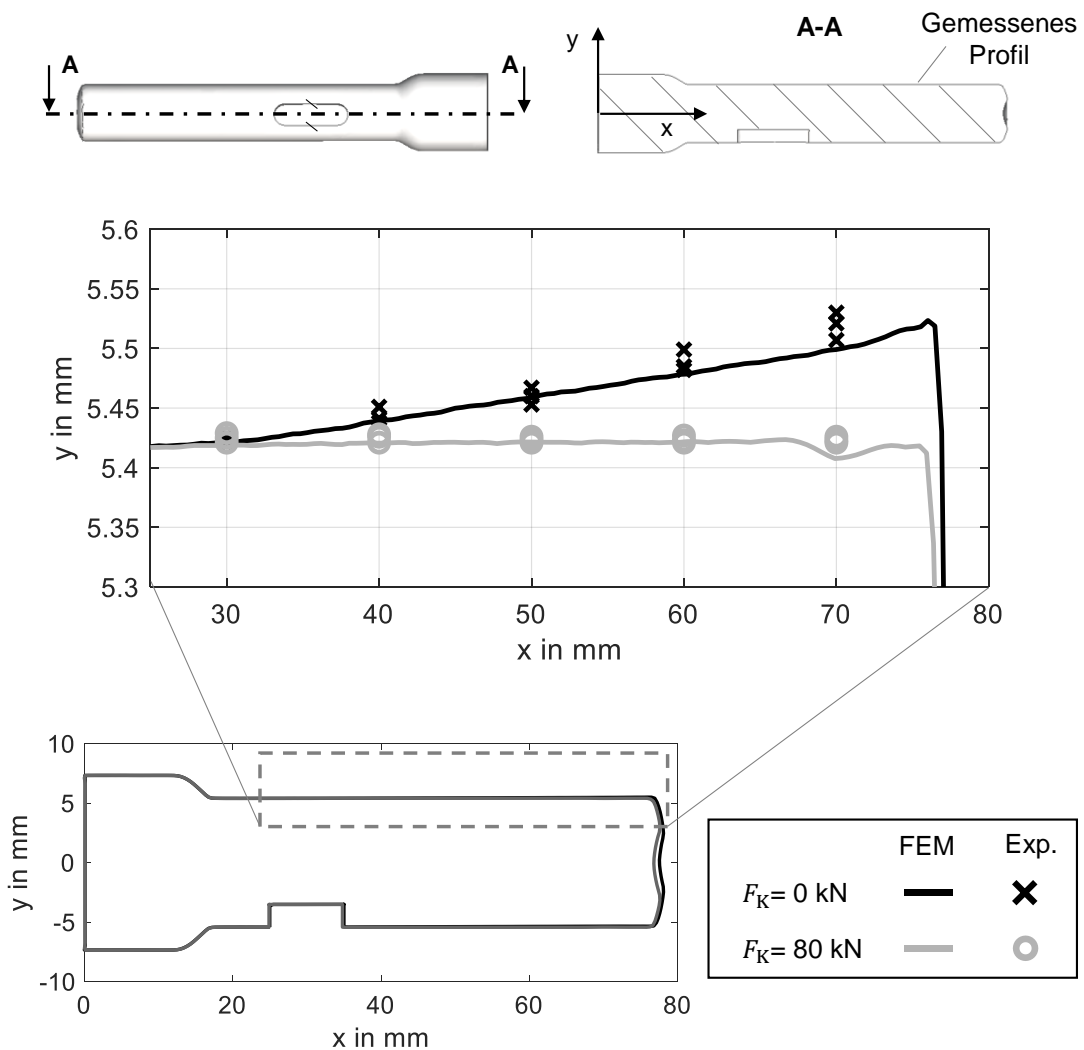


Abbildung 74 - Experimentelle und numerische Analyse des Verzugs nach dem Fräsen einer Passfedernut an kaltfließgepressten Proben aus dem Werkstoff 1.4404.

Abbildung 74 zeigt die numerischen und experimentellen Ergebnisse, die die Verformung infolge der Herstellung der Passfedernut an kaltfließgepressten Proben aus 1.4404 mit $F_K = 0$ kN und $F_K = 80$ kN vergleichen. Bei den konventionell umgeformten Proben wird nach dem Fräsvorgang eine gewisse Verformung gemessen. Die maximale radiale Verschiebung an der Probenspitze liegt bei 1,07 mm. Im Gegensatz dazu wird die Verformung bei der Verwendung eines Gegenstempels mit $F_K = 80$ kN dagegen vollständig vermieden. Diese experimentellen Ergebnisse werden auch durch die FE-Simulationen bestätigt.

10 Kombination der Verfahren und maßgeschneidertes ES-Design

In den vorangegangenen Kapiteln wurde gezeigt, dass der ES-Zustand von kaltfließgepressten Bauteilen entweder durch den Einsatz eines Gegenstempels während der Umformung oder beim Ausstoßen durch die Steuerung der Vorspannung am Umformwerkzeug kalibriert werden kann. Beide beschriebenen Strategien können unabhängig voneinander wirksam angewendet werden. Darüber hinaus besteht durch die Kombination beider Verfahren die Möglichkeit, eine Erweiterung des Spektrums der erreichbaren ES-Profile durch die Überlagerung von Spannungen durch kontrollierte Voll- und Teilumformvorgänge zu erzielen. Das Verständnis, die Beherrschung und die zuverlässige Vorhersage der Kombination der beiden Verfahren sind wesentliche Bestandteile des in Kapitel 4 beschriebenen Paradigmas "Maßgeschneidertes ES-Design".

10.1 Gedankenexperiment

Zunächst wird ein kurzer Überblick über die Strategien gegeben, indem das Gedankenexperiment von Tekkaya aufgegriffen wird [TEK86]. Das Modell zielt darauf ab, Phänomene qualitativ zu beschreiben, die zu einer Abnahme des axialen ES-Gradienten während des Ausstoßes führen. Dieses Modell wurde in Kapitel 2 beschrieben und stellt im Wesentlichen einen Zugversuch an einem Bauteil dar, das aus einem vollen Zylinder und einem, diesen umschließenden, Mantel besteht. Der Kern hat im Ausgangszustand Druck-ES ($\bar{\sigma}_{\text{Kern}}$), während der Mantel Zug-ES ($\bar{\sigma}_{\text{Mantel}}$) aufweist, was dem Zustand entspricht, der bei kaltfließgepressten Bauteilen vor dem Ausstoßen auftritt. Die Hypothesen des Modells von Tekkaya werden beibehalten, mit der Ausnahme, dass der Kern eine rein elastische Verformung beibehält.

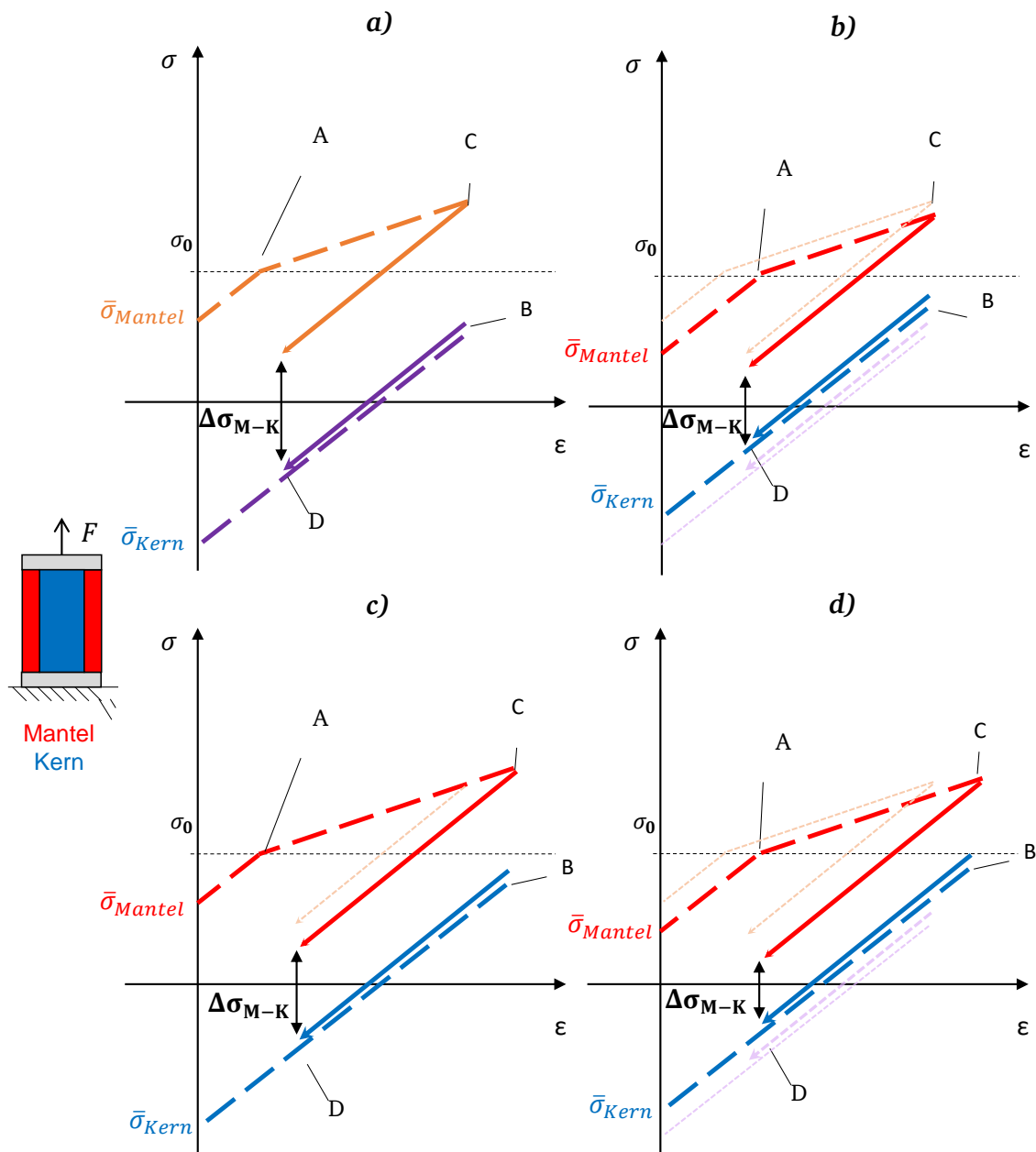


Abbildung 75 - Schematische Darstellung des gedanklichen Experiments der Ausstoßphase nach dem Fließpressen und Spannungs-Dehnungs-Diagramme für das konventionelle Verfahren (a), mit Gegenstempel (b), mit aktiver Matrize (c) und mit der Kombination der beiden Strategien (d).

Abbildung 75 zeigt das Spannungs-Dehnungs-Diagramm für vier verschiedene Bedingungen, welche sich wie folgt auf den Spannungsunterschied $\Delta\sigma_{M-K}$ zwischen Kern und Mantel auswirken:

a) Konventioneller Prozess

Beim konventionellen Prozess verringert sich $\Delta\sigma_{M-K}$ durch das Ausstoßen erheblich, jedoch verbleiben hohe Zug-ES im Mantel.

b) Verwendung einer Gegenkraft während der ersten Umformung

Die Anwendung einer Gegenkraft verändert den Spannungszustand vor dem Auswerfen, d. h. die Werte von $\bar{\sigma}_{\text{Mantel}}$ und $\bar{\sigma}_{\text{Kern}}$. Ihre Differenz wird aufgrund der Homogenisierung der Spannungsgradienten während der ersten Umformung kleiner. Hierdurch verzögert sich das Erreichen der Fließspannung des Mantels im Punkt A, so dass nach der Rückfederung der Wert von $\Delta\sigma_{M-K}$ abnimmt.

c) Steuerung der Matrizenvorspannung beim Ausstoßen

Obwohl, verglichen mit dem konventionellen Verfahren, der gleiche Spannungs-Ausgangszustand in Mantel $\bar{\sigma}_{\text{Mantel}}$ und Kern $\bar{\sigma}_{\text{Kern}}$ vorliegt, erhöht sich durch die Steuerung der Werkzeugvorspannung während des Ausstoßens die maximale Dehnung in den Punkten B und C vor der Rückfederung. Dies führt, ähnlich wie im vorherigen Fall, zu einer Verringerung des Wertes von $\Delta\sigma_{M-K}$.

d) Kombination der Verfahren

Schließlich ist es möglich, die beiden Strategien zu kombinieren, d. h. sowohl $\bar{\sigma}_{\text{Mantel}}$ und $\bar{\sigma}_{\text{Kern}}$ zu verringern als auch die erreichte Dehnung an den Punkten B und C zu erhöhen. Die Kombination dieser Effekte ermöglicht eine weitere Verringerung von $\Delta\sigma_{M-K}$ und wird im vorliegenden Kapitel untersucht.

10.2 Numerische Analyse

Die Kombination der beiden Techniken zur gezielten Einstellung von ES wird für den Werkstoff 1.4404 numerisch untersucht. Die in diesen Untersuchungen betrachtete Geometrie ist das Werkzeug für das Voll-Vorwärts Fließpressen aus Kapitel 7, wobei die Umformmatrize beim Auswerfen mit einer variablen Vorspannung gespannt wird. Abbildung 48 zeigt, wie die axialen ES mit verschiedenen Gegenkräften nach dem ersten Umformvorgang variiert werden.

Diese Spannungsprofile stellen den Ausgangszustand für das nachfolgende Auswerfen aus der Umformmatrize dar. Um die ES-Entwicklung während des Ausstoßens richtig vorhersagen zu können, ist es notwendig, den Umformgrad φ in diesem Umformschritt zu berücksichtigen. φ hängt von der Differenz zwischen dem Durchmesser der Probe vor dem Auswerfen D_{Aus} und dem Durchmesser der Matrize D_{Mat} ab. Diese wird im analytischen Modell in Kapitel 5 als $2 \cdot j$ bezeichnet. Daher kann die Radiusabnahme während des Auswurfs j wie folgt ausgedrückt werden:

$$j = \frac{D_{\text{Aus}} - D_{\text{Mat}}}{2} \quad (10.1)$$

D_{Aus} wird durch die Gegenkraft F_K beeinflusst, während D_{Mat} aktiv durch die auf die Umformmatrize aufgebrauchte Vorspannung gesteuert wird, die durch die radiale Bewegung der segmentierten Hülse x_{sh} verstärkt oder verringert werden kann.

Abbildung 76 zeigt die Änderung von D_{Aus} für Gegenkräfte F_K zwischen 0 und 80 kN. Außerdem werden die Werte von D_{Mat} für einige repräsentative Werte der Matrizevorspannung dargestellt.

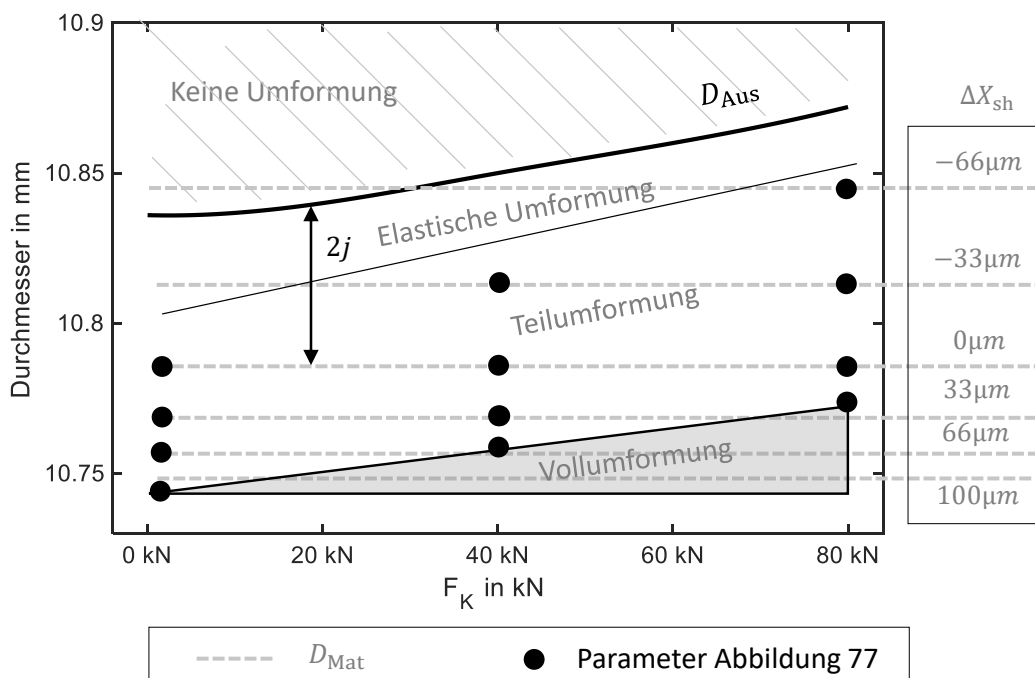


Abbildung 76 - Darstellung des Probendurchmessers nach der ersten Umformung D_{Aus} in Abhängigkeit von F_K und des Umformwerkzeugdurchmessers D_{Mat} in Abhängigkeit

von Δx_{sh} . Das Diagramm zeigt auch die Einteilung der vier Regionen in Bezug auf j und die Eingangsparameter für die numerischen Ergebnisse von Abbildung 74.

Diese Werte von D_{Mat} sind im Verhältnis zu Δx_{sh} definiert, das die Differenz zwischen x_{sh} beim Auswerfen und bei dem ersten Umformschritt darstellt. Die Werte von Δx_{sh} werden in Intervallen von $33 \mu m$ sowohl in positiver (Erhöhung der Vorspannung) als auch in negativer Richtung (Verringerung der Vorspannung) eingestellt. Wie aus Abbildung 76 und aus Gl.(10.1) ersichtlich, hängt der erforderliche Wert der Matrizenvorspannung für das Erreichen eines bestimmten Wertes j von der Gegenkraft während der ersten Umformung ab, wobei F_K die Größe D_{Aus} beeinflusst. Daher müssen sowohl D_{Aus} , als auch D_{Mat} in die Betrachtung mit einbezogen werden, wenn die Verfahren mit Gegenstempel und aktive Matrize kombiniert werden.

Das Diagramm aus Abbildung 76 kann in vier Bereiche unterteilt werden, welche die Art des Vorgangs beim Auswerfen beschreiben:

- 1) Wenn $D_{Mat} > D_{Aus}$, findet keine Verformung statt, da die Probe und die Matrize nicht in Kontakt treten.
- 2) Wenn $D_{Mat} < D_{Aus}$, sodass j unterhalb einer bestimmten Grenze bleibt, kommt es zu einer reinen elastischen Umformung. In diesem Fall wird der Spannungszustand nicht geändert.
- 3) Wenn $D_{Mat} < D_{Aus}$, sodass j innerhalb eines bestimmten Bereichs liegt, kommt es zu einer Teilumformung.
- 4) Wenn $D_{Mat} \ll D_{Aus}$, findet eine Vollumformung statt.

Ziel des in dieser Arbeit entwickelten Verfahrens ist es den ES-Zustand mit einem Teilumformungsprozess (Bereich 3) gezielt kalibrieren zu können. Damit resultieren die endgültigen axialen ES $\sigma_{z,Ende}$ als Überlagerung der zwei Prozessschritte:

$$\sigma_{z,Ende} = \sigma_{z,Aus} + \sigma_{z,Über} \quad (10.2)$$

wobei $\sigma_{z,Aus}$ die axialen Spannungen nach der ersten Umformung und $\sigma_{z,Über}$ die überlagerten Spannungen während des Ausstoßens sind.

Numerisch werden die drei axialen ES-Profile ($\sigma_{z,Aus}$), die sich aus den Gegenkräften von 0, 40 und 80 kN ergeben, als Ausgangsbedingungen untersucht. Die Entwicklung der ES nach dem Ausstoßen wird für verschiedene Werte der Matrizenvorspannung Δx_{sh} im Intervall (-66 μm , 100 μm) simuliert. In diesem Intervall werden Werte von Δx_{sh} mit einem Abstand von 33 μm berücksichtigt (wie in Abbildung 76 dargestellt), wobei für jede Ausgangsbedingung $\sigma_{z,Aus}$ die Vorspannung Δx_{sh} erhöht wird, bis die Grenze zwischen Teil- (Bereich 3) und Vollumformung (Bereich 4) erreicht wird. Diese Ergebnisse sind in Abbildung 77 dargestellt, wobei die Ergebnisse für $F_K = 0$ kN auf den Fall c) des Gedankenexperiments von Abbildung 75 bezogen werden können, während $F_K = 40$ kN und $F_K = 80$ kN auf die Kombination der Verfahren (Fall d) zutrifft.

Unabhängig vom Ausgangszustand sind alle Kurven mit zunehmender Vorspannung Δx_{sh} qualitativ mit den analytischen Ergebnissen vergleichbar, die im Kapitel 5 beschrieben wurden. Eine Teilumformung mit zunehmendem Umformungsgrad kann die Oberflächen-ES allmählich von Zug auf Druck verlagern. Vergleicht man die Kurven, so kann man feststellen, dass die Kalibrierung den größten Einfluss auf die mit $F_K = 0$ kN ausgestoßene Probe hat. Hier kann ausgehend vom höchsten Spannungsgradienten im Ausgangszustand das Ausstoßen mit Werten von Δx_{sh} bis zu 100 μm durchgeführt werden, was zu nahezu null ES an der Oberfläche führt. Auf der anderen Seite beträgt für $F_K = 80$ kN der maximale Wert von Δx_{sh} , der noch zu einer Teilumformung führt, 33 μm . Mit diesem Wert der Vorspannung wird eine Spannungsumkehr im Vergleich zum Ausgangszustand erreicht und die Probe zeigt Druck-ES an der Oberfläche und Zug-ES in der Mitte. Diese Ergebnisse zeigen, dass je nach Ausgangszustand der Spannung unterschiedliche Profile erzielt werden können. Insbesondere können höhere Druck-ES in den oberflächennahen Bereichen mit höherer Gegenkraft eingebracht werden. Wie im Gedankenexperiment von Abbildung 75 erläutert, ermöglicht die Kombination von Gegenstempel und variabler Vorspannung eine Vergrößerung des erreichbaren Eigenspannungsspektrums.

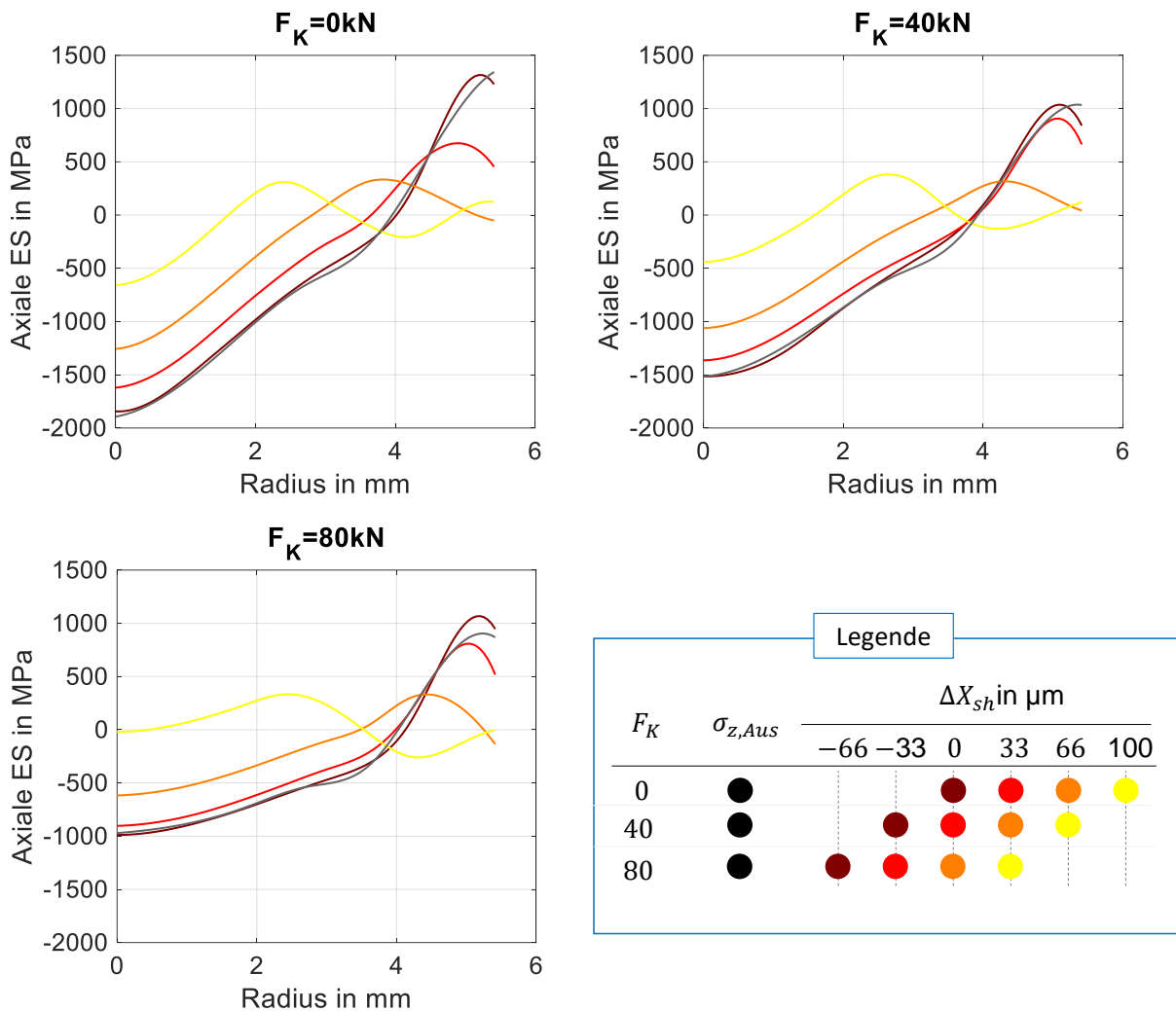


Abbildung 77 - Simulation der axialen ES-Kalibrierung während des Auswerfens aus verschiedenen Ausgangszuständen $\sigma_{z,Aus}$.

Außerdem hat die Verwendung höherer F_K -Werte weitere Vorteile beim Auswerfen, da das System mit aktiver Matrize in einem engeren Einstellbereich operiert. Während bei $F_K = 0$ die Kalibrierung zwischen 0 und 100 μm erfolgen kann, ist bei $F_K = 80\text{kN}$ der Bereich (-66 μm , 33 μm) anwendbar. Damit sind geringere Kräfte für die Vorspannung der Matrize erforderlich und der Antrieb, der die aktive Matrize steuert, kann für kleinere Kräfte dimensioniert werden. Die Vorteile sind eindeutig ein geringerer Verschleiß der Komponenten, die ermöglichte Verwendung einer dickeren Matrizenwand und allgemein sicherere Arbeitsbedingungen bei gleicher Dimensionierung der Bauteile. Ein weiterer interessanter Aspekt betrifft das Profil der Kurven, die sich an der Grenze der Teilumformung befinden. Es wird deutlich, dass die bereits erwähnte S-Form

auftritt, wenn der Auswurf einen höheren Umformungsgrad aufweist. In all diesen Fällen führt die Rückfederung nach dem Auswerfen zu einer plastischen Verformung. Dieses Phänomen stellt eine Grenze für die Einführung hoher Druck-ES an der Oberfläche dar.

Nun wird eine Korrelation zwischen der überlagerten Spannung $\sigma_{z,\text{über}}$ und dem Umformgrad während des Ausstoßens untersucht. Der Umformgrad kann durch die folgende Formel ausgedrückt werden, gemäß Gl. (2.5):

$$\varphi = 2 \ln \left(\frac{D_{\text{Aus}}}{D_{\text{Aus}} - 2j} \right) \quad (10.3)$$

Ist ein bestimmter Wert für φ definiert, kann der Umformwerkzeugdurchmesser D_{Mat} berechnet werden, der den gewünschten Umformgrad für verschiedene Anfangsdurchmesser D_{Aus} ergibt:

$$D_{\text{Mat}} = e^{-(\varphi/2)} \cdot D_{\text{Aus}} \quad (10.4)$$

Abbildung 78 zeigt Isolinien von D_{Mat} für definierte Werte von φ , wobei φ_{max} den maximalen Umformgrad darstellt, der in dem bei $F_K = 0$ kN berechneten Teilumformbereich verbleibt. Die anderen Linien stellen gleichmäßig verteilte Werte von φ dar, die wie folgt definiert werden können:

$$\varphi_i = \frac{i}{4} \cdot \varphi_{\text{max}} \quad (10.5)$$

Abbildung 79 zeigt die Profile von $\sigma_{z,\text{über}}$ für vier Werte des Umformgrads, von φ_1 bis φ_{max} , und für die drei Ausgangszustände, die sich aus Werten von F_K von 0, 40 und 80 kN ergeben. Qualitativ lässt sich eine Korrelation von $\sigma_{z,\text{über}}$ mit den beiden Parametern φ und F_K feststellen. Ein höherer Wert von φ führt eindeutig dazu, dass die überlagerte Spannung höher ist. Gleichzeitig treten bei gleichem φ -Wert höhere überlagerte Spannungen $\sigma_{z,\text{über}}$ auf, wenn während der ersten Umformung höhere Gegenkräfte aufgebracht wurden.

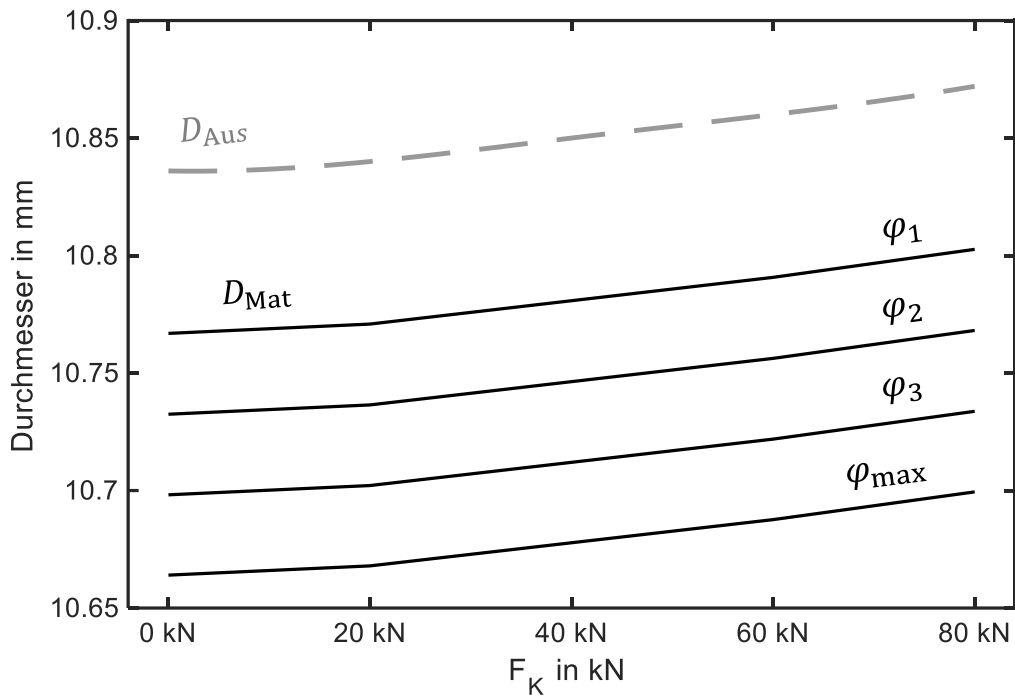


Abbildung 78 - Analytisch berechnete Werte von D_{Mat} für konstante Werte des Umformgrads.

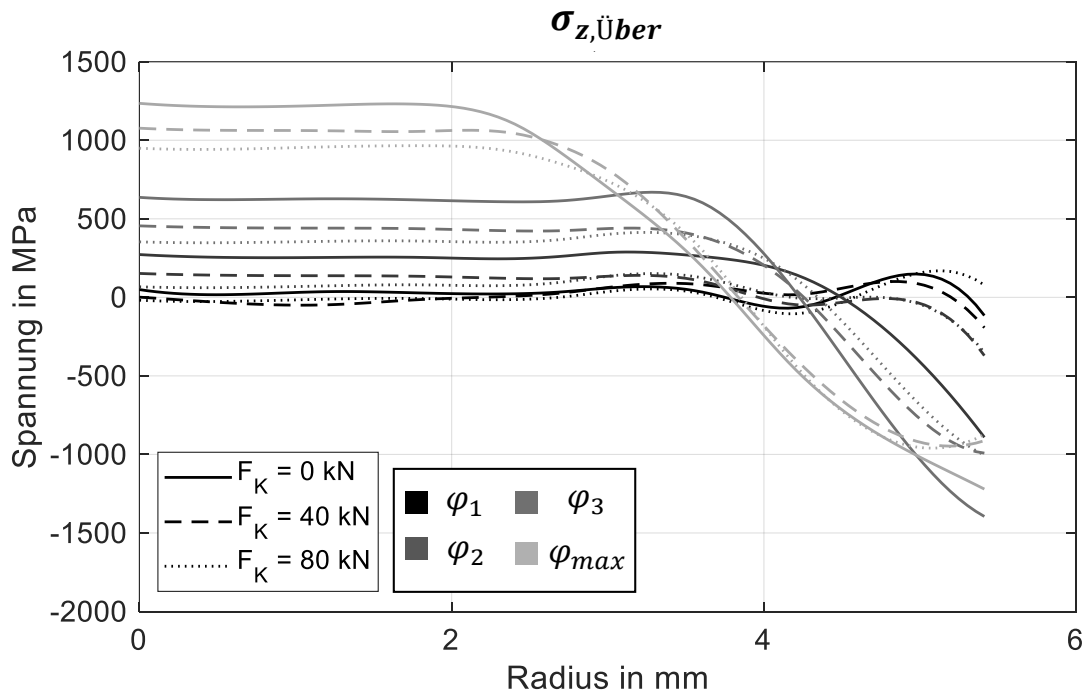


Abbildung 79 - Numerisch berechnete Verläufe von $\sigma_{z,Über}$ für verschiedene Werte von φ und F_K .

10.3 Methode zur analytischen Prognose

Ziel dieses letzten Abschnitts ist die Erstellung eines analytischen Tools, das in der Lage ist, anhand der steuerbaren Parameter F_K und Δx_{sh} das resultierende axiale ES-Profil des fließgepressten Bauteils zu bestimmen. Dieses Instrument ist ein notwendiger Baustein des vorgeschlagenen Ansatzes zur maßgeschneiderten ES-Einstellung. Es ermöglicht die gezielte Anpassung der ES an eine Anwendung durch die Steuerung der beiden in dieser Arbeit vorgestellten aktiven Systeme. Das Modell wird hier für das Material 1.4404 erstellt.

Erste Umformung

Durch den Einsatz eines Gegenstempels werden die Profile der axialen ES mit zunehmender Kraft F_K progressiv verändert. Die Daten der Simulationen werden als Summe von Sinuskurven gemäß dem folgenden Ausdruck gefittet:

$$\sigma_{z,Aus} = f(x_{ij}, r) = \sum_{i=1}^3 x_{i1} \cdot \sin(x_{i2} + x_{i3} \cdot r) \quad (10.6)$$

Dabei können die Koeffizienten x_{ij} als Funktion von F_K durch eine Polynomfunktion sechster Ordnung berechnet werden:

$$x_{ij} = f(y_{ijh}, F_K) = \sum_{h=0}^6 y_{ijh} \cdot F_K^h \quad (10.7)$$

Die Koeffizienten y_{ijh} der Matrix werden im Anhang A3.1 angegeben. Abbildung 77 zeigt die Ergebnisse der Interpolation von $\sigma_{z,Aus}$, die ein Bestimmtheitsmaß von $R^2=0,99$ aufweisen.

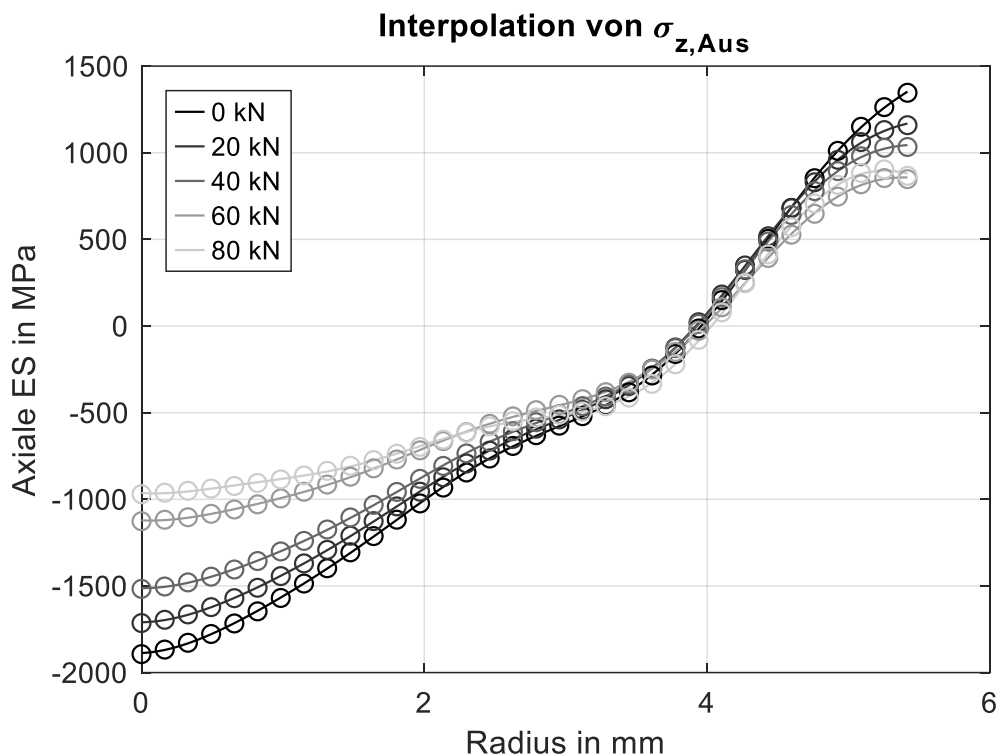


Abbildung 80 - Interpolation von $\sigma_{z,Aus}$ und Vergleich mit den numerischen Ergebnissen.

Kalibrierung beim Auswerfen

Die in Kapitel 5 beschriebene analytische Methode ist sehr nützlich, um die Mechanismen der Spannungsüberlagerung zu erklären, die während der Ausstoßphase des Kaltfließpressens auftreten. Wie in Kapitel 8 dargelegt, hat sie jedoch eine nicht ausreichend hohe Genauigkeit für eine quantitative Vorhersage der oberflächigen ES, insbesondere bei einem Ausstoßvorgang mit hohem Umformungsgrad. Wie bereits beschrieben, ist dies auf die zur Erstellung des Modells vorgenommenen Vereinfachungen zurückzuführen, da zwangsläufig nicht alle Phänomene berücksichtigt werden können, die der Entstehung von ES zugrunde liegen. Außerdem ist die Lösung der im Modell enthaltenen Differentialgleichungen durchaus zeitaufwendig. FE-Simulationen hingegen sind in der Lage, komplexere Materialmodelle zu modellieren, ohne die im analytischen Modell geforderten Vereinfachungen berücksichtigen zu müssen. So werden zum Beispiel Effekte wie die plastische Rückfederung oder die kinematische Verfestigung berücksichtigt. Die Berechnungsdauer für Simulationen ist aufgrund der achsensymmetrischen 2D-Bedingungen des

Modells ebenfalls relativ gering. Aus diesen Gründen wird es als effizienter angesehen, ein Vorhersageinstrument auf die numerischen Ergebnisse zu stützen. Die in Abbildung 78 beobachtete Vereinfachung bei der Beschreibung der Grenze zwischen Teil- und Vollumformung durch Gl. (10.3) wird verwendet. Dadurch kann dieser Grenzwert numerisch für einen Wert der Gegenkraft bestimmt und dann auf den gesamten Bereich von F_K übertragen werden.

Analog zu $\sigma_{z,Aus}$ ergibt sich $\sigma_{z,Über}$ als:

$$\sigma_{z,Über} = B_1(\varphi) \cdot r^4 + B_2(\varphi, F_K) + B_3(\varphi) \quad (10.8)$$

Die zugehörige Formel und Koeffizienten sind im Anhang A3.2 angegeben. Die Interpolation weist ein Bestimmtheitsmaß von $R^2=0,96$ auf.

Maßgeschneiderte ES Auslegung

Schließlich werden die Vorhersagen von $\sigma_{z,Aus}$ und $\sigma_{z,Über}$ anhand von Gl. (10.2) kombiniert, um die axiale ES $\sigma_{z,Ende}$ zu erhalten. Das Modell ermöglicht nun einen direkten Zusammenhang zwischen den steuerbaren Parametern der eingeführten Strategien (d.h. F_K und Δx_{sh}) und dem resultierenden Spannungsprofil im Bauteil.

11 Zusammenfassung und Ausblick

11.1 Zusammenfassung

In der Massivumformung werden Eigenspannungen bislang aufgrund ihrer negativen, schwerwiegenden Einflüsse auf Bauteileigenschaften als Störgröße betrachtet. Nach allgemeiner Auffassung beschränken sich ihre Auswirkungen im Wesentlichen auf unerwünschte Verformungen, verkürzte Lebensdauern, schnelleres Risswachstum und verringerte Korrosionsbeständigkeit. Daher ist es gängige Praxis, Gegenmaßnahmen zu ergreifen, die auf eine Begrenzung der ES durch Nachbearbeitungen wie Wärmebehandlungen oder mechanische Oberflächenverfahren abzielen. Strategien zur gezielten Beherrschung von ES während der Umformprozesse bergen enorme Potentiale zur Verbesserung der Bauteileigenschaften, die bisher noch nicht ausreichend ausgenutzt werden. In einem intelligenten und effizienten Produktionssystem sollten die eingebrachten Eigenspannungen zusammen mit anderen Bauteileigenschaften im Rahmen der Gestaltung des Fertigungsprozesses berücksichtigt werden. Dementsprechend sollte der Eigenspannungszustand eines Bauteils gezielt an die spezifischen Anforderungen seiner Anwendung angepasst werden. Diese Fertigungsstrategie wird in der vorliegenden Arbeit als "Maßgescheidertes ES-Design" bezeichnet. Für die Entwicklung und Umsetzung dieses Paradigmas fehlt es in der Literatur jedoch an einem Verständnis der Mechanismen der Spannungsüberlagerung sowie an der analytischen Beschreibung und Modellierung der für die ES-Bildung verantwortlichen Phänomene.

Achsensymmetrische Kaltumformprozesse bieten aufgrund ihrer Beschaffenheit besondere Möglichkeiten zur ES-Anpassung und zur analytischen Beschreibung der zugrundeliegenden Phänomene. Es werden zwei Mechanismen der Spannungsüberlagerung unterschieden: Teil- und Vollumformung. Bei der Vollumformung wird der gesamte Bauteilquerschnitt plastisch verformt. Der endgültige Spannungszustand ist in diesem Fall vollständig durch die Eigenschaften des letzten Umformschrittes definiert und

unabhängig von den vorangegangenen Fertigungsvorgängen. Bei der Teilumformung hingegen verbleiben nach dem Prozess elastisch verformte Bereiche, die stark vom ES-Zustand vor dem letzten Umformschritt abhängen. Daher muss in diesem Fall die Fertigungshistorie des Bauteils berücksichtigt werden, und die endgültigen ES sind das Ergebnis einer Spannungsüberlagerung. Dieser Mechanismus wird für achsensymmetrische Teile durch ein vollständig analytisches Modell beschrieben. Kernelement des Modells ist eine inverse Schrumpfungsbedingung zwischen den elastisch und plastisch umgeformten Bereichen, die als eine Art Speicher für ES aus vorangegangenen Umformschritten fungiert. Die Eigenschaften dieser Wechselwirkung werden durch die Belastungs- und Rückfederungsbedingungen der beiden Körper in entkoppelten Modellen beschrieben. Diese Abbildung der Phänomene der Spannungsüberlagerung wird durch Einstechrundknetversuche untersucht und validiert.

Diese neuen Erkenntnisse werden auf das Voll-Vorwärts Fließpressen übertragen. Kaltfließpressteile sind typischerweise durch einen sehr ungünstigen Spannungszustand gekennzeichnet, da sie hohe Spannungsgradienten und Zug-ES an der Oberfläche aufweisen. Das Voll-Vorwärts Fließpressen zeichnet sich durch zwei Prozessschritte aus, die den endgültigen ES-Zustand dieser Teile bestimmen: Die erste Umformung und das Auswerfen des Bauteils aus dem Umformwerkzeug, jeweils ein Voll- und ein Teilumformprozess. Zwei Systeme zur gezielten Steuerung des Spannungszustandes während des Umformprozesses werden eingeführt:

- 1. Einsatz eines Gegenstempels während der ersten Umformung -**
Zwei Mechanismen sind hier für die Änderung des endgültigen Spannungszustands verantwortlich. Erstens werden die Spannungsgradienten während der Umformung verringert, was eine homogenere Rückfederung nach Entlastung der Umformkräfte ermöglicht. Zweitens wird der Bauteilquerschnitt nach der ersten Umformung vergrößert, wodurch sich die Bedingungen während des Ausstoßens ändern.
- 2. Steuerung der Matrizenvorspannung während des Ausstoßens -**
Durch die Veränderung der Werkzeugvorspannung kann der

Matrizendurchmesser in der Kalibrierzone während des Prozesses verändert werden. Dies ermöglicht insbesondere eine gezielte Kalibrierung der ES beim Auswerfen durch eine Steuerung des Umformgrades in diesem Umformschritt.

Beide Strategien werden durch FE-Simulationen entwickelt, beschrieben und experimentell durch Röntgenbeugung und qualitative, zerstörende Messmethoden validiert. Es wird beobachtet, wie die ES stark beeinflusst werden können, wobei sogar axiale und tangential Druck-ES an der Oberfläche des Bauteils eingebracht werden können. Die Prozessgrenzen beider Strategien fallen mit dem Erreichen des Vollumformzustandes beim Ausstoßen zusammen, der bei zu hohen Gegenkräften bzw. Matrizenverspannungen auftritt. Experimentell kann nachgewiesen werden, dass die hergestellten Bauteile deutlich bessere Eigenschaften in Bezug auf Ermüdungsfestigkeit, Korrosionsbeständigkeit und Vermeidung von Verzug aufweisen.

Schließlich wird die Kombination der beiden Strategien numerisch untersucht. Es zeigt sich, dass das Spektrum des erreichbaren ES-Profiles durch eine gezielte Steuerung der Teil- und Vollumformung erweitert werden kann. Auf der Grundlage der Simulationen wird ein analytisches Tool für die direkte Korrelation von steuerbaren Eingangsparametern und Endspannungszuständen erstellt. Dies bietet die Grundlage für die Realisierung einer systematischen anforderungsspezifischen Anpassung des Eigenspannungszustands während der Produktion.

11.2 Ausblick

Die durchgeführten Arbeiten eröffnen neue Szenarien und bieten verschiedene Ansatzpunkte für weitere Untersuchungen. Während die Systeme zur gezielten ES-Einstellung beim Voll-Vorwärts Fließpressen unter Laborbedingungen getestet wurden und ihre Wirksamkeit unter Beweis gestellt haben, sollten die notwendigen Instrumente für ihre Übertragung in dem industriellen Umfeld konzipiert werden. In diesem Zusammenhang sollte die Entwicklung neuer Aspekte für eine praktikable und kostengünstige Umsetzung in üblichen

Produktionsanlagen berücksichtigen. Insbesondere besteht in vielen industriellen Pressen die Schwierigkeit, unabhängige Systeme für die Steuerung der zusätzlichen aktiven Elemente, d.h. des Gegenstempels und der aktiven Matrize, einzuführen. Daher sind Entwicklungen neuer Werkzeuge und Ermittlungen neuer Strategien zur Erleichterung der Umsetzung untersuchter Verfahren erforderlich. Ein weiterer Aspekt der Werkzeugentwicklung ist die Untersuchung von geeigneten Werkstoffen, Beschichtungen und tribologischen Systemen. Der Werkzeugverschleiß sollte generell untersucht werden, da die tribologischen Lasten bei den neuen Strategien zwangsläufig höher sind als bei herkömmlichen Verfahren. Darüber hinaus sollten einige wesentliche Aspekte der Produkteigenschaften untersucht werden, die in der vorliegenden Arbeit nicht berücksichtigt wurden. Erstens sollte ermittelt werden, wie und in welchem Maße sich der Einsatz von Gegenstempel und der verstellbaren Matrize auf die geometrischen Toleranzen der Bauteile auswirkt. Hier würde die steuerbare Kalibrierung des Bauteils während des Ausstoßens eine sinnvolle Gegenmaßnahme darstellen, die jedoch bereits in der Prozessgestaltungsphase vorgesehen werden sollte. Außerdem wurden die Auswirkungen von Prozessunsicherheiten und Materialschwankungen auf die gezielte ES-Einstellung noch nicht ermittelt.

Die Arbeit ist nicht nur für das Voll-Vorwärts Fließpressen von Bedeutung, sondern eröffnet auch neue Szenarien für Kaltumformungsprozesse im Allgemeinen. Durch die grundlegende Definition der Mechanismen der Spannungsüberlagerung bei der Teil- und Vollumformung können neue Umformstrategien für achsensymmetrische Prozesse ins Auge gefasst werden. Besonders vielversprechend für die Übertragung auf andere Technologien ist das Prinzip der ES-Kalibrierung durch Sekundäroperationen (wie z. B. das Auswerfen beim Fließpressen).

12 Literaturverzeichnis

Veröffentlichungen mit Beteiligung des Autors

- [E1] **Franceschi, A.; Stahl, J; Kock, C.; Selbmann, R.; Ortmann-Ishkina, S.; Jobst, A.; Merklein, M.; Kuhfuß, B.; Bergmann, M.; Behrens, B.-A.; Volk, W.; Groche, P.:** Strategies for residual stress adjustment in bulk metal forming. In: Archive of Applied Mechanics 91, 2021, S. 3557-3577
- [E2] **Groche, P.; Franceschi, A.:** Residual stress evolution in partial and full axisymmetric forming processes. In: CIRP Annals 70 (1), 2021, S. 227-230
- [E3] **Jäger, F.; Franceschi, A.; Hoche, H.; Groche, P.; Oechsner, M.:** Statistical analysis of the reproducibility of residual stress measurements in cold extruded parts. In: Archive of Applied Mechanics 91, 2021, S. 3665-3677
- [E4] **Franceschi, A.:** Towards tailored residual stresses through cold forming processes. In: ICFG Planry Meeting 2021, Gifu, Japan, 15. Juli 2021
- [E5] **Franceschi, A.; Hoche, H.; Kaffenberger, M.; Oechsner, M.; Groche, P.:** Effects of a counter-punch system for cold full-forward extrusion, In: NUMIFORM 2019: The 13th International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes, Portsmouth, New Hampshire, USA, 23.-27 Juni 2019
- [E6] **Hoche, H.; Franceschi, A.; Oechsner, M.; Groche, P.:** Enhancement of the residual stresses of cold full-forward extruded parts by application of an active counter punch. In: Materials Science and Engineering Technology 50, 2019, S. 669-681
- [E7] **Franceschi, A.; Groche, P.:** Verzugsarme Kaltmassivumformung - Entwicklung einer neuen Technologie zur Reduzierung der Eigenspannungen. In: wt Werkstattstechnik online 109, 2019, S740-744

- [E8] **Franceschi, A.; Jäger, F.; Hoche, H.; Oechsner M.; Groche, P.:** Calibration of the residual stresses with an active die during the ejection phase of cold extrusion. In: Journal of Material forming 14, 2021, S. 223-233
- [E9] **Jäger, F.; Franceschi, A.; Hoche, H.; Groche, P.; Oechsner, M.:** Optimierung des Eigenspannungszustands kaltfließgepresster austenitischer Stähle durch einen kontrollierten Ausstoßvorgang. In: Forschung im Ingenieurwesen 85, 2021, S. 691-702

Fremdquellen

- ALZ22 Alzyod, H.; Ficzero, P.: Failures/breakdowns due to residual stresses in the vehicle industry. In: International Journal for Traffic and Transport Engineering 12, Nr. 2, 2022
- ASH70 Ashby, M. F.: The deformation of plastically non-homogeneous materials. In: The Philosophical Magazine: A Journal of Theoretical Experimental and Applied Physics 21, Nr. 170, 1970, S. 399–424
- ASM03 ASM International: Corrosion - Fundamentals, testing and prevention. Rev. ed. Materials Park, Ohio: ASM International, 2003
- ASM04 ASM Handbook, Metallography and Microstructure 9, 2004
- ASTME975 ASTM E975-13 Standard Practice for X-Ray Determination of Retained Austenite in Steel with Near Random Crystallographic Orientation
- AWS01 American Welding Society, "Welding Handbook, 9th Edition, Volume 2," 2001
- BAK48 Baker, R. M.; Ricksecker, R. E.; Baldwin, W. M.: Development of residual stresses in strip rolling. In: Transactions of The American Institute of Mining and Metallurgical Engineers 175, 1948, S. 337–354
- BAY94 Bay, N.: The state of the art in cold forging lubrication. In: Journal of Materials Processing Technology 46, 1-2, 1994, S. 19–40
- BAY10 Bay, N.; Azushima, A.; Groche, P.; Ishibashi, I.; Merklein, M.; Morishita, M.; Nakamura, T.; Schmid, S.; Yoshida, M.: Environmentally

- benign tribo-systems for metal forming. In: CIRP Annals 59, Nr. 2, 2010, S. 760–780
- BEG90 Beghini, M.; Bertini, L.: Fatigue crack propagation through residual stress fields with closure phenomena. In: Engineering Fracture Mechanics 36, Nr. 3, 1990, S. 379–387
- BÜH68 Bühler, H.; Kreher, P. J.: Beitrag zur Frage der Eigenspannungen in gezogenen Stahldrähten. In: Draht 19 (1968), Nr. 8, S. 531–537
- CHA89 Chaboche, J. L.: Constitutive equations for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity. In: International Journal of Plasticity 5, Nr. 3, 1989, S. 247–302
- CLA99 Clausen, B.; Lorentzen, T.; Bourke, M.A.M.; Daymond, M. R.: Lattice strain evolution during uniaxial tensile loading of stainless steel. In: Materials Science and Engineering: A 259, Nr. 1, 1999, S. 17–24
- CZY75 Czyzewski, H.: Brittle failure: the story of a bridge. In: Metal Progress 3 (1975), S. 6–12
- DAS53 Das, B. N.; Mitra, M. S.: Residual stress and its effect on service. In: Symposium on Industrial Failure of Engineering Metals & Alloys 1953 (Feb. 5-7), NML
- DIE93 Diercks, D. R.: Analysis of failed nuclear plant components. In: Journal of Materials Engineering and Performance 2, Nr. 6, 1993, S. 799–806
- DIN50106 DIN 50106:2016-11 Prüfung metallischer Werkstoffe - Druckversuch bei Raumtemperatur
- DIN 6885 DIN 6885-1 Mitnehmerverbindungen ohne Anzug, Passfedern, Nuten - Hohe Form - Teil 1: Maße, Toleranzen, Masse
- DIN8552 DIN 8582: Fertigungsverfahren Umformen Einordnung, Unterteilung, Begriffe, Alphabetische Übersicht
- DIN8583 DIN 8583-6: Fertigungsverfahren Druckumformen Teil 6: Durchdrücken - Einordnung, Unterteilung, Begriffe
- DIN15305 DIN EN 15305:2009-01 Zerstörungsfreie Prüfung - Röntgendiffraktometrisches Prüfverfahren zur Ermittlung der Eigenspannungen

- DIO69 Dionne, G. F.: IEEE-Abs. Intermagnetic Congress, p. 27, 1969.
- DOE10 Doege, E.; Behrens, B.-A.: Handbuch Umformtechnik. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2010
- EIG96 Eigenmann, B.; Macherauch, E.: Röntgenographische Untersuchung von Spannungszuständen in Werkstoffen. Teil III. Fortsetzung von Matwiss. und Werkstofftechn. Heft 3/1995, S. 148-160 und Heft 4/1995, S. 199-216. In: Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 27, Nr. 9, 1996, S. 426–437
- EMU03 Emura, M.; Landgraf, F.J.G; Ross, W.; Barreta, J.R.: The influence of cutting technique on the magnetic properties of electrical steels. In: Journal of Magnetism and Magnetic Materials 254-255, 2003, S. 358–360
- ESH57 Eshelby, J. D.: The determination of the elastic field of an ellipsoidal inclusion, and related problems. In: Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences 241, Nr. 1226, 1957, S. 376–396
- EVA47 Evans, U. R.: Influence of residual stress on chemical behaviour. In: Journal of the Institute of Metals 73, Nr. 4, 1947, S. 291–310
- FER06 Ferro, P.; Porzner, H.; Tiziani, A.; Bonollo, A.: The influence of phase transformations on residual stresses induced by the welding process—3D and 2D numerical models. In: Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering 14, Nr. 2, 2006, S. 117–136
- FLO21 Floros, D.; Jobst, A.; Kergaßner, A.; Merklein, M.; Steinmann, P.: Towards an holistic account on residual stresses in full-forward extruded rods. In: Archive of Applied Mechanics 91, Nr. 8, 2021, S. 3649–3664
- FOR47 Forres, G.: Residual stresses in beams after bending. In: Journal of the Institute of Metals 73, Nr. 12, 1947, S. 153–162
- FOR67 Forman, R. G., Kearney, V. E., and Engle, R. M.: Numerical Analysis of Crack Propagation in Cyclic-Loaded Structures. In: ASME. J. Basic Eng., 89(3), 1967, S. 459–463.

- GAU98 Gauthier, J.; Krause, T. W.; Atherton, D. L.: Measurement of residual stress in steel using the magnetic Barkhausen noise technique. In: NDT & E International 31, Nr. 1, 1998, S. 23–31
- GRI21 Griffith, A. A.: The phenomena of rupture and flow in solids. In: Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical or Physical Character 221, 582–593, 1921, S. 163–198
- GRO13 Groche, P.; Stahlmann, J.; Müller, C.: Mechanical conditions in bulk metal forming tribometers—Part two. In: Tribology International 66, 2013, S. 345–351
- GUO21 Guo, J.; Fu, H.; Pan, B.; Kang, R.: Recent progress of residual stress measurement methods: A review. In: Chinese Journal of Aeronautics 34, Nr. 2, 2021, S. 54–78
- HAB15 Habschied, M.; Graaff, B. de; Klumpp, A.; Schulze, V.: Fertigung und Eigenspannungen*. In: HTM Journal of Heat Treatment and Materials 70, Nr. 3, 2015, S. 111–121
- HER20 Hering, O.; Dunlap, A.; Tekkaya, A. E.; Aretz, A.; Schwedt, A.: Characterization of damage in forward rod extruded parts. In: International Journal of Material Forming 13, Nr. 6, 2020, S. 1003–1014
- HER20b Hering, O.: Schädigung in der Kaltmassivumformung, 2020, Technische Universität Dortmund. Dissertation
- HMP86 HMP: Datenblatt Rundknetanlage HMP 8RDX. 1986: HMP: Datenblatt Rundknetanlage HMP 8RDX. 1986
- HOS07 Hosford, W. F.; Caddell, R. M.: Metal Forming. Cambridge: Cambridge University Press, 2007
- ING13 Inglis, C.: Stresses in a plate due to the presence of cracks and sharp corners. In: SPIE Milestone Series (1913), Nr. 137, S. 3–17
- IRW68 Irwin, G. R.: Linear fracture mechanics, fracture transition, and fracture control. In: Engineering Fracture Mechanics 1, Nr. 2, 1968, S. 241–257
- JOB19 Jobst, A.; Kiener, C.; Merklein, M.: Investigations on residual stress generation in extruded steel components. In: Wulfsberg, J. P.; Hintze,

- W.; Behrens, B.-A.: Production at the leading edge of technology. Berlin, Heidelberg : Springer Berlin Heidelberg, 2019, S. 83–92
- JOB21a Jobst, A.; Floros, D.; Steinmann, P.; Merklein, M.: Component residual stress control in forward rod extrusion by material flow and tribology—experiments and modeling. In: Forschung im Ingenieurwesen 85, Nr. 3, 2021, S. 733–744
- JOB21b Jobst, A.; Merklein, M.: Influence of Material Delivery Condition on Residual Stresses and Part Properties During Forward Rod Extrusion. In: Daehn, G.; Cao, J.; Kinsey, B.; Tekkaya, E.; Vivek, A.; Yoshida, Y. (Hrsg.): Forming the Future. Cham : Springer International Publishing, 2021 (The Minerals, Metals & Materials Series), S. 2277–2288
- KAM18 Kamal, M.; Rahman, M. M.: Advances in fatigue life modeling: A review. In: Renewable and Sustainable Energy Reviews 82, 2018, S. 940–949
- KEL49 Kelman, L. R.: Dimensional changes in uranium under thermal cycling. In Journal of Metallurgy and Ceramics, Nr 4, 1949
- KLO17 Klocke, F.: Fertigungsverfahren 4 - Umformen. 6. Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg, 2017
- KLO79 Kloos, K. H.: Eigenspannungen, Definition und Entstehungsursachen. In: Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 10, Nr. 9, 1979, S. 293–302
- KO07 Ko, D. C.; Lee, S. K.; Hwangb, W. H.; Kim, B. M.; Bae, C. M.: The evaluation of residual stress on the drawn wire using nano-indentation test. In: Journal of Materials Processing Technology 191, 1-3, 2007, S. 64–67
- KRE67 Kreher, P. J.: Beitrag zur Frage der Eigenspannungen beim Kaltziehen von Drähten und Rohren, 1967, Leibniz Universität Hannover. Dissertation
- LAN19 Landkammer, P.; Jobst, A.; Kiener, C.; Steinmann, P.; Merklein, M.: Investigations on residual stress generation in full-forward-extrusion. In: Production Engineering, 2019

- LAN08 Lange, K.; Kammerer, M.; Pöhlandt, K.; Schöck, J.: Fließpressen - Wirtschaftliche Fertigung metallischer Präzisionswerkstücke. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2008.
- LIA21 Liang, X.; Liu, Z.; Wang, B.; Song, Q.; Cai, Y.; Wan, Y.: Prediction of residual stress with multi-physics model for orthogonal cutting Ti-6Al-4V under various tool wear morphologies. In: Journal of Materials Processing Technology 288, 2021, S. 116-124
- LIN08 Lin, H.-S.; Hsu, Y.-C.; Keh, C.-C.: Inhomogeneous deformation and residual stress in skin-pass axisymmetric drawing. In: Journal of Materials Processing Technology 201, 1-3, 2008, S. 128–132
- LIU14 Liu, D.; Flewitt, P. E. J.: Chapter 5. Raman measurements of stress in films and coatings, Bd. 45. In: Douthwaite, R.; Duckett, S.; Yarwood, J. (Hrsg.): Spectroscopic properties of inorganic and organometallic compounds. Cambridge : Royal Society of Chemistry, 2014 (Spectroscopic Properties of Inorganic and Organometallic Compounds), S. 141–177
- LOR88 Lorentzen, T.: Nondestructive evaluation of residual stresses by neutron diffraction. In: NDT International 21, Nr. 6, 1988, S. 385–388
- LUM03 Luming, L.; Songling, H.; Xiaofeng, W.; Keren, S.; Su, W.: Magnetic field abnormality caused by welding residual stress. In: Journal of Magnetism and Magnetic Materials 261, Nr. 3, 2003, S. 385–391
- MAC79 Macherauch, E.: Neuere Untersuchungen zur Ausbildung und Auswirkung von Eigenspannungen in metallischen Werkstoffen. In: Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 10, Nr. 3, 1979, S. 97–111
- MAC73 Macherauch, E.; Wohlfahrt, H.; Wolfstieg, U.: Zur zweckmäßigen Definition von Eigenspannungen. In: HTM Journal of Heat Treatment and Materials 28, Nr. 3, 1973, S. 201–211
- MAC16 Mackenzie, D.: Metallurgical aspects of distortion and residual stresses in heat treated parts, 23rd IFHTSE Congress on Heat Treatment and Surface Engineering, 2016
- MAD82 Maddox, S.J.: Influence of Tensile Residual Stresses on the Fatigue Behaviour of Welded Joints in Steel. In: ASTM STP 776 "Residual Stress effects in Fatigue", 1982, S. 63-92

- MAR09 Marré, M.: Grundlagen der Prozessgestaltung für das Fügen durch Weiten mit Innenhochdruck, 2009, Universität Dortmund. Dissertation
- MEY19 Meya, R.; Kusche, C.; Löbbe, C.; Al-Samman, T.; Korte-Kerzel, S.; Tekkaya, E.A.: Global and high-resolution damage quantification in dual-phase steel bending samples with varying stress states. In: Metals 9(3), Nr. 319, 2019
- MID76 Midha, P. S.; Madlen, G. F.: Residual stresses in cold-extruded rods. In: Metals Technology 3, Nr. 1, 1976, S. 202–207
- MIE95 Mietz, J.: Handbook of case histories in failure analysis. In: Materials and Corrosion 46, Nr. 4, 1995, ISBN 0-87170-078-6 und 0-87170-495-1
- MIU73 Miura, S., Saeki, Y., Matsushita, T. In: Metals and Materials (1973), S. 441–447
- MOC07 Mochizuki, M.: Control of welding residual stress for ensuring integrity against fatigue and stress–corrosion cracking. In: Nuclear Engineering and Design 237, Nr. 2, 2007, S. 107–123
- MOR16 Mori, T.; Withers, P. J.: Residual stress: interphase stresses. In: Reference Module in Materials Science and Materials Engineering, Elsevier, 2016
- MUS21 Musekamp, J.; Hoche, H.; Schmitt, T.; Reinders, P.M.; Oechsner, M.; Kästner, P.; Bräuer, G.: Influence of material condition and chemical composition on the properties of plasma-nitrided austenitic steels. In: Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 52, Nr. 2, 2021, S. 177–192
- NAR17 Narita, S.; Hayakawa, K.; Kubota, Y.; Harada, T.; Uemori, T.: Effect of hardening rule for spring back behavior of forging. In: Procedia Engineering 207, 2017, S. 167–172
- NEU12 Neugebauer, R.; Sterzing, A.; Selbmann, R.; Zachäus, R.; Bergmann, M.: Gradation extrusion - Severe plastic deformation with defined gradient. In: Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 43, Nr. 7, 2012, S. 582–588

- NIE21 Nielsen, J. H.; Thiele, K.; Schneider, J.; Meyland, M.: Compressive zone depth of thermally tempered glass. In: Construction and Building Materials 310, 2021, S. 125238
- NIK04 Nikitin, I.; Scholtes, B.; Maier, H.J; Altenberger, I.: High temperature fatigue behavior and residual stress stability of laser-shock peened and deep rolled austenitic steel AISI 304. In: Scripta Materialia 50, Nr. 10, 2004, S. 1345–1350
- NIK08 Nikitin, I.; Besel, M.: Correlation between residual stress and plastic strain amplitude during low cycle fatigue of mechanically surface treated austenitic stainless steel AISI 304 and ferritic–pearlitic steel SAE 1045. In: Materials Science and Engineering: A 491, 1-2, 2008, S. 297–303
- NOY86 Noyan, I. C.; Cohen, J. B.: Residual Stress - Measurement by diffraction and interpretation. Berlin: Springer, 1986
- OKO18 Okorokov, V.; Morgantini, M.; Gorash, Y.; Comlekci, T.; Mackenzie, D.; van Rijswick., R.: corrosion fatigue of low carbon steel under compressive residual stress field. In: Procedia Engineering 213, 2018, S. 674–681
- OSS18 Ossenkemper, S.: Verbundfließpressen in konventionellen Fließpresswerkzeugen. Universität Dortmund. Dissertation
- PAN99 Pang, J.W.L. et al.: Intergranular stresses in Zircaloy-2 with rod texture. In: Acta Materialia 47, Nr. 2, 1999, S. 373–383
- PAR63 Paris, P.; Erdogan, F.: A critical analysis of crack propagation laws. In: Journal of Basic Engineering 85, Nr. 4, 1963, S. 528–533
- ROS08 Roskosz, M.; Gawrilenko, P.: Analysis of changes in residual magnetic field in loaded notched samples. In: NDT & E International 41, Nr. 7, 2008, S. 570–576
- ROS12 Rossini, N. S.; Dassisti, M.; Benyounis, K. Y.; Olabi, A. G.: Methods of measuring residual stresses in components. In: Materials & Design 35, 2012, S. 572–588

- RUS99 Ruschau, J. J.; John, R.; Thompson, S. R.; Nicholas, T.: Fatigue crack nucleation and growth rate behavior of laser shock peened titanium. In: International Journal of Fatigue 21, 1999, S199-S209.
- SCH20 Schauerte, B.; Leuning, N.; Vogt, S.; Moll, I.; Weiss, H.: The influence of residual stress on flux-barriers of non-oriented electrical steel. In: Journal of Magnetism and Magnetic Materials 504, 2020
- SCH17 Schindler, H.-J.: Effect of residual stresses on safe life prediction of railway axles. In: Procedia Structural Integrity 4, 2017, S. 48–55
- SCH80 Schwalbe, K.-H.: Bruchmechanik metallischer Werkstoffe, Carl Hanser Verlag, München, 1980
- SEL21 Selbmann, R.; Baumann, M.; Dobecki, M.; Bergmann, M.; Kräusel, V.; Reimers, W.: Concept for controlled adjustment of residual stress states in semi-finished products by gradation extrusion. In: Archive of Applied Mechanics 91, Nr. 8, 2021, S. 3627–3636
- SHO14 Shokrieh, M. M.; Ghanei Mohammadi, A. R.: Destructive techniques in the measurement of residual stresses in composite materials: an overview. In: Residual Stresses in Composite Materials : Elsevier, 2014, S. 15–57
- SIM11 Sim, Wei M.: Residual Stress Engineering in Manufacture of Aerospace Structural Parts. 3rd International conference on distortions engineering, 2011, S 187-194
- SMI04 Smith, R. A.; Hillmansen, S.: A brief historical overview of the fatigue of railway axles. In: Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit 218, Nr. 4, 2004, S. 267–277
- SOL10 Solomon, N.; Solomon, I.: Effect of die shape on the metal flow pattern during direct extrusion process. In: Revista de Metalurgia 46, Nr. 5, 2010, S. 396–404
- SPI19 Spieß, L.; Teichert, G.; Schwarzer, R.; Behnken, H.; Genzel, C.: Moderne Röntgenbeugung - Röntgendiffraktometrie für Materialwissenschaftler, Physiker und Chemiker. 3., überarbeitete Auflage. Wiesbaden, Heidelberg: Springer Spektrum, 2019

- STRE22: Stresstech Bulletin 9: Distortion and Residual Stresses: Stresstech Bulletin 9: Distortion and Residual Stresses
- SUR06 Surm, H.; Kessler, O.; Hoffmann, F.; Zoch, H.-W.: Manufacturing Residual Stress States in Heat Treatment Simulation of Bearing Rings. In: Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 37, 2006, S. 52–57
- SUT46 Sutton, H.; Chalmers, B.; Jenkin, J. W.; Becker, M. L.; Warrington, H. G.; Murphy, A. J.; Cox, H. L.; Chaston, J. C.: Some experiments on the effects of residual stresses on the fatigue of aluminium alloys - discussion. In: Journal of the Institute of Metals 72, Nr. 11, 1946, S. 516–527
- SYNCH: Synchropress: SWPT 2500 Dokumentation, MEB synchropress GmbH, Rietberg-Mastholte, 2008.: Synchropress: SWPT 2500 Dokumentation, MEB synchropress GmbH, Rietberg-Mastholte, 2008
- TAK15 Takakuwa, O.; Soyama, H.: Effect of Residual Stress on the Corrosion Behavior of Austenitic Stainless Steel. In: Advances in Chemical Engineering and Science 05, Nr. 01, 2015, S. 62–71
- TEK13 Tekkaya, A.E.: A guide for validation of FE-simulations in bulk metal forming. In: The Arabian Journal for Science and Engineering 30, 2013, S. 113–136
- TEK86 Tekkaya, A.E.: Ermittlung von Eigenspannungen in der Kaltmassivumformung. Berlin, Heidelberg: Springer, 1986
- TEK17 Tekkaya, A.E.; Khalifa, N.B.; Hering, O.; Meya, R.; Myslicki, S.; Walther, F.: Forming-induced damage and its effects on product properties. In: CIRP Annals 66, Nr. 1, 2017, S. 281–284
- TEK85 Tekkaya, A.E.; Gerhardt, J.; Burgdorf, M.: Residual Stresses in Cold-Formed Workpieces. In: CIRP Annals 34, Nr. 1, 1985, S. 225–230
- TEK09 Tekkaya, A.E.; Martins, P.A.F.: Accuracy, reliability and validity of finite element analysis in metal forming: a user's perspective. In: Engineering Computations 26, Nr. 8, 2009, S. 1026–1055
- THO02 Thoben, K.D.; Lübben, T.; Clausen, B.; Prinz, C.; Schulz, A.; Rentsch, R.; Kusmierz, R.; Nowag, L.; Surm, H.; Frerichs, F.; Hunkel, M.; Klein, D.; Mayr, P.: Distortion Engineering: Eine systemorientierte

- Betrachtung des Bauteilverzugs. In: HTM - Haertereitechnische Mitteilungen 57, 2002, S. 276–282
- TIE83 Tietz, Horst-Dieter: Grundlagen der Eigenspannungen - Entstehung in Metallen, Hochpolymeren und silikatischen Werkstoffen: Meßtechnik und Bewertung. 1. Aufl. Leipzig: Dt. Verl. für Grundstoffindustrie, ca. 1983
- TOP18 Toparli, M. B.; Yurtdas, S.; Kiliçdemir, G.; Tanrikulu, B.: Residual stresses: friend or foe? In: Forgemag.com, 10th April 2018
- TSA05 Tsai, C. L.; Kim, D. S.: Understanding residual stress and distortion in welds: an overview. In: Feng, Z. (Hrsg.): Processes and Mechanisms of Welding Residual Stress and Distortion: Woodhead Publishing Series in Welding and Other Joining Technologies : Woodhead Publishing, 2005, S. 3–31
- VAN07 Vanboven, G.; Chen, W.; Rogge, R.: The role of residual stress in neutral pH stress corrosion cracking of pipeline steels. Part I: Pitting and cracking occurrence. In: Acta Materialia 55, Nr. 1, 2007, S. 29–42
- VAZ19 Vazirisereshk, M. R.; Martini, A.; Strubbe, D. A.; Baykara, M.: Solid lubrication with MoS₂: A Review. In: Lubricants 7, Nr. 7, 2019, S. 57
- VOL19 Volk, W.; Groche, P.; Brosius, A.; Ghiotti, A.; Kinsey, B. L.; Liewald, M.; Madej, L.; Min, J.; Yanagimoto, J.: Models and modelling for process limits in metal forming. In: CIRP Annals 68, Nr. 2, 2019, S. 775–798
- WEC47 Weck, R.: Residual stresses due to welding. In: Journal of the Institute of Metals 73, Nr. 12, 1947, S. 119–129
- WEI17 Weiss, H. A.; Leuning, N.; Steentjes, S.; Hameyer, K.; Andorfer, T.; Jenner, S.; Volk, W.: Influence of shear cutting parameters on the electromagnetic properties of non-oriented electrical steel sheets. In: Journal of Magnetism and Magnetic Materials 421, 2017, S. 250–259
- WIT07 Withers, P. J.: Residual stress and its role in failure. In: Reports on Progress in Physics 70, Nr. 12, 2007, S. 2211–2264

- WIT01a Withers, P. J.; Bhadeshia, H.K.D.H.: Residual stress. Part 1 – Measurement techniques. In: Materials Science and Technology 17, Nr. 4, 2001, S. 355–365
- WIT01b Withers, P. J.; Bhadeshia, H.K.D.H.: Residual stress. Part 2 – Nature and origins. In: Materials Science and Technology 17, Nr. 4, 2001, S. 366–375
- WIT98 Withers, P. J.; Clarke, A. P.: A neutron diffraction study of load partitioning in continuous Ti/SiC composites. In: Acta Materialia 46, Nr. 18, 1998, S. 6585–6598
- WÖH63 Wöhler, A.: Über Versuche zur Ermittlung der Festigkeit von Achsen, welche in den Werkstätten der Niederschlesisch-Märkischen Eisenbahn zu Frankfurt a.d.O. angestellt sind. In: Zeitschrift für Bauwesen 13, 1863, S. 233–258
- YAN14 Yanagimoto, J.: Residual Stress (Forming). In: CIRP Encyclopedia of Production Engineering. Berlin, Heidelberg : Springer Berlin Heidelberg, 2014, S. 1–4
- ZAR09 Zarog, O. S.; Ali, A.; Sahari, B.; Zahari, R.: Modelling of Residual Stress Relaxation: A Review. In: Journal of Science and Technology 17, 2009, S 211-218
- ZHA14 Zhang, H.; Zhao, X.; Deng, X.; Sutton, M. A.; Reynolds, A. P.; McNeill, S. R.; Ke, X.: Investigation of material flow during friction extrusion process. In: International Journal of Mechanical Sciences 85, 2014, S. 130–141
- ZUC97 Zucko, M.; Pöhlandt, K.; Pyzalla, A.; Reimers, W.; Kockelmann, H.: Berechnung der Umformeigenspannungen beim Fließpressen und Vergleich mit experimentellen Ergebnissen. In: Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 28, Nr. 9, 1997, S. 417–423

Anhang

A1 - Technische Zeichnungen

A1.1 Matrize für das Fließpressen

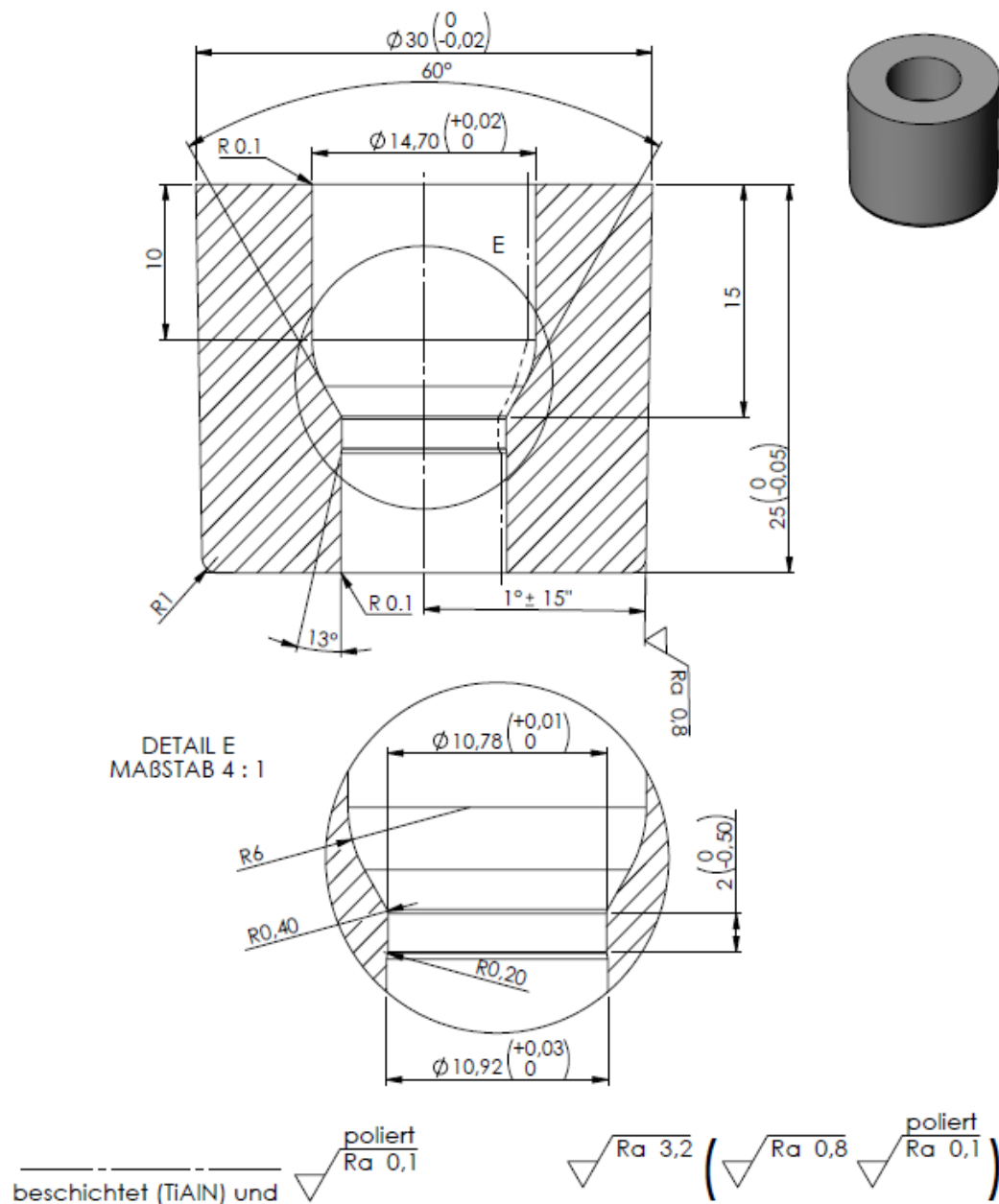


Abbildung A1 - Technische Zeichnung der Umformmatrize für das Fließpressen.

A1.2 Stempel für das Verjüngen

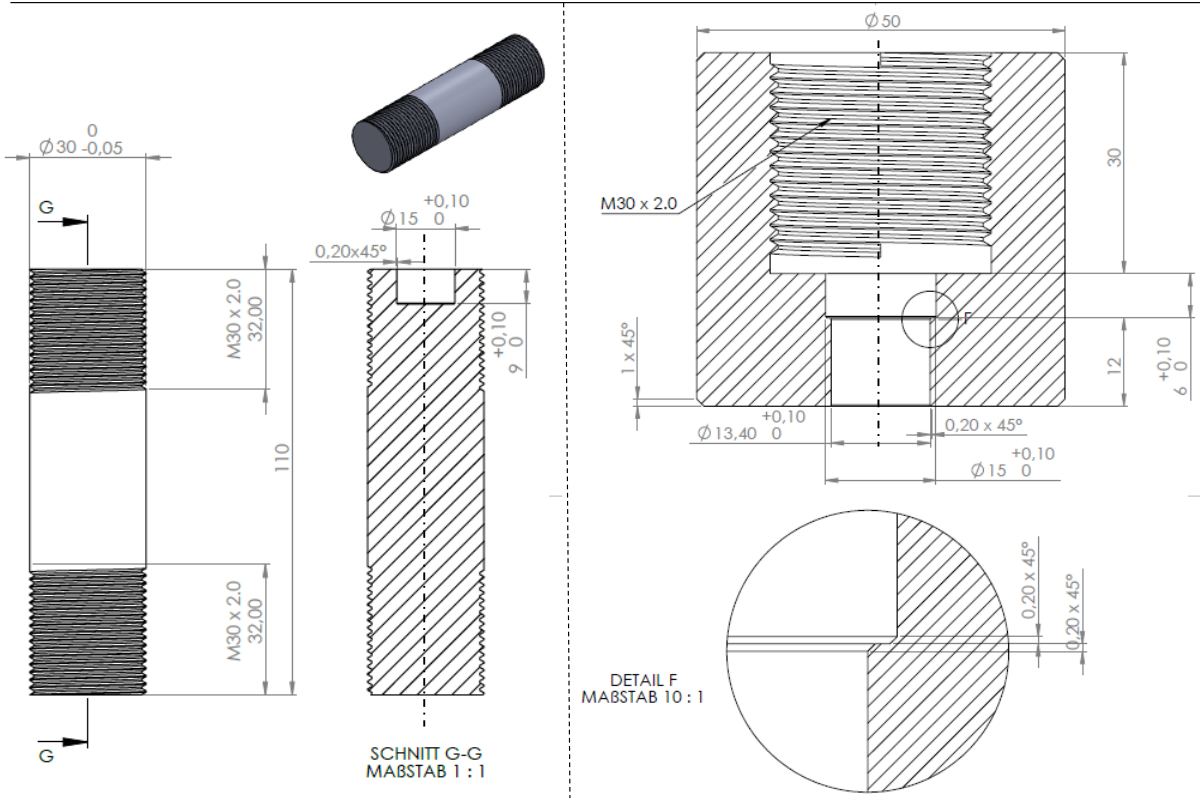
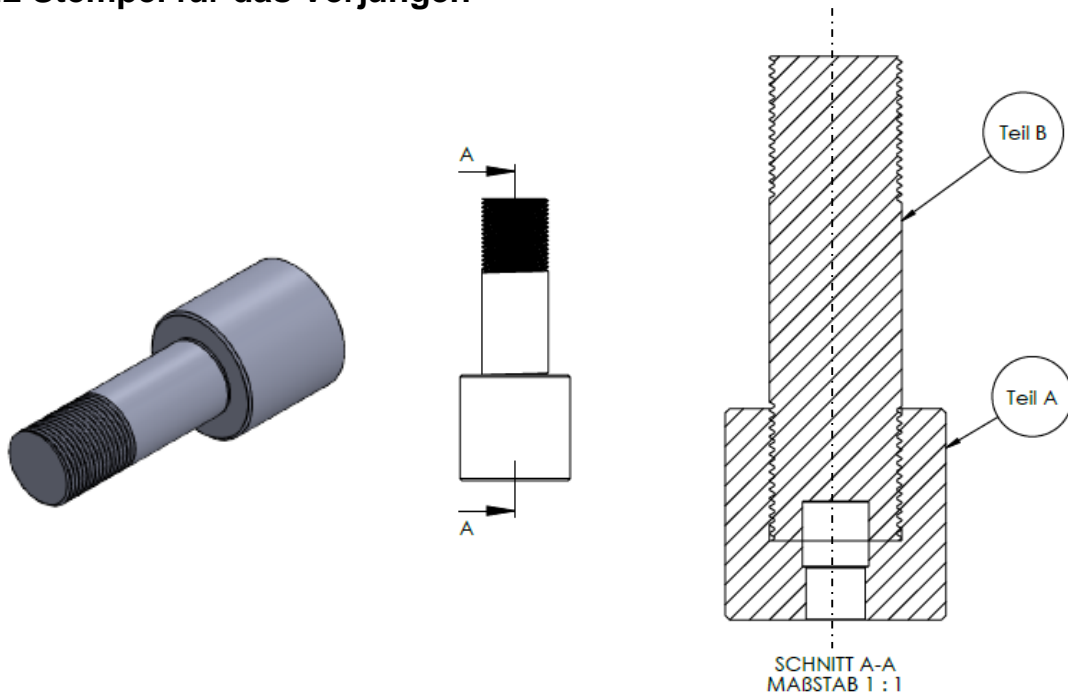


Abbildung A2 - Technische Zeichnung des Stempels für das Verjüngen.

A1.3 Rundknetwerkzeug

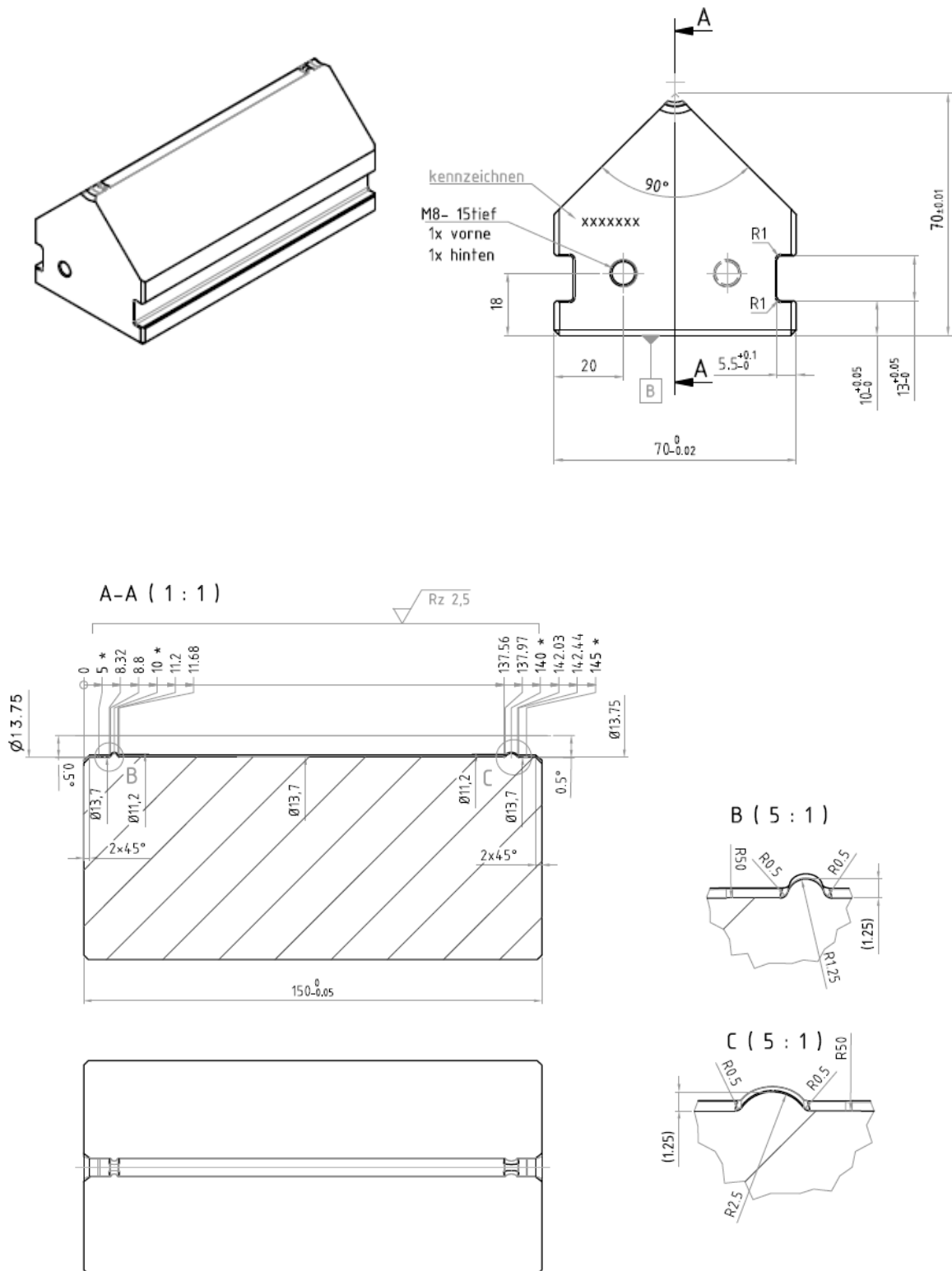


Abbildung A3 - Technische Zeichnung des Werkzeugs für das Einstechrundkneten.

A1.4 Probengeometrien

Fließpressen

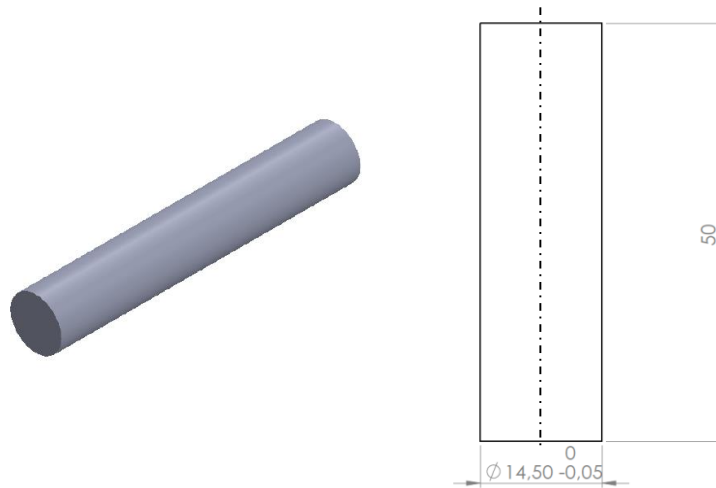


Abbildung A4 - Technische Zeichnung der Rohlinge für das Fließpressen

Verjüngen

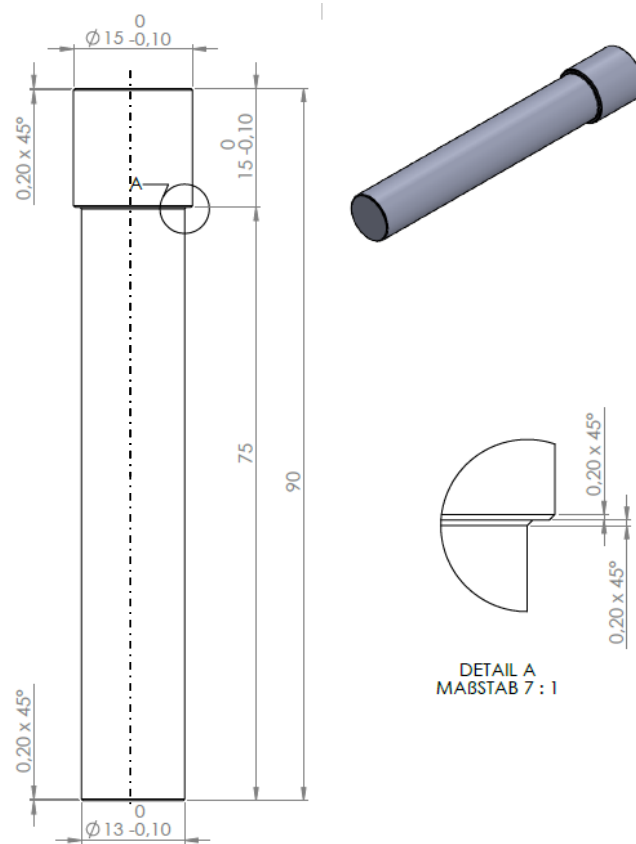


Abbildung A5 - Technische Zeichnung der Probe für das Verjüngen.

A1.5 Gegenstempel

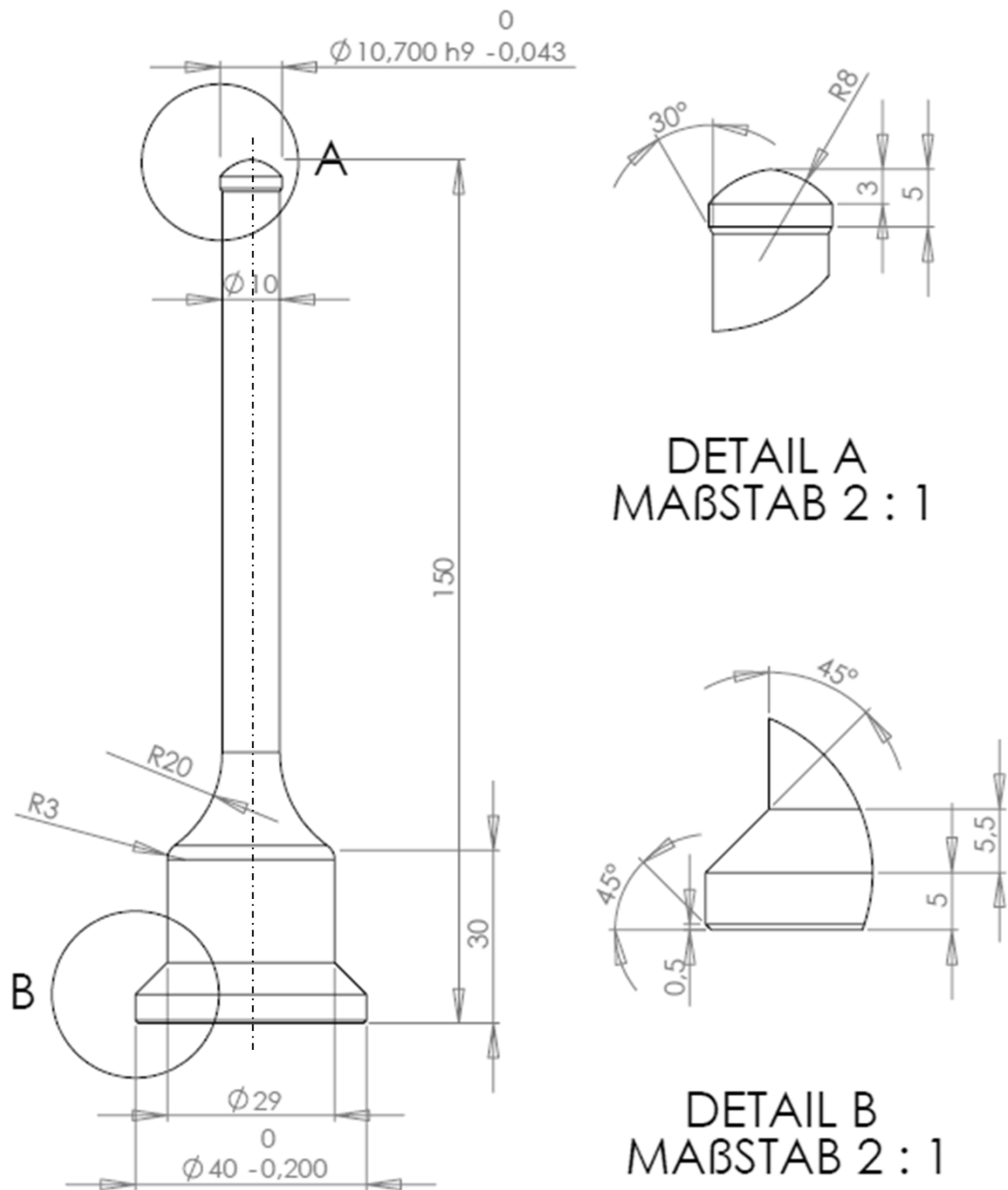


Abbildung A6 - Technische Zeichnung des Gegenstempels für das Fließpressen.

A2 - Gleichungen

A2.1 – Lineare Elastizitätstheorie unter achsensymmetrischen Bedingungen

Bei der Entwicklung der analytischen Modelle zur Eigenspannungsbeschreibung der vorliegenden Arbeit wird weitgehend auf die Grundlagen der linearen Elastizitätstheorie für achsensymmetrische Probleme zurückgegriffen. Die Herleitung der allgemeinen Gleichungen ist in der Literatur beschrieben (z.B. [MAR09]) und wird hier zusammengefasst. Außerdem wird die Ableitung der einzelnen Gleichungen unter Anwendung der jeweiligen Randbedingung beschrieben.

Grundlagen und allgemeine Gleichungen

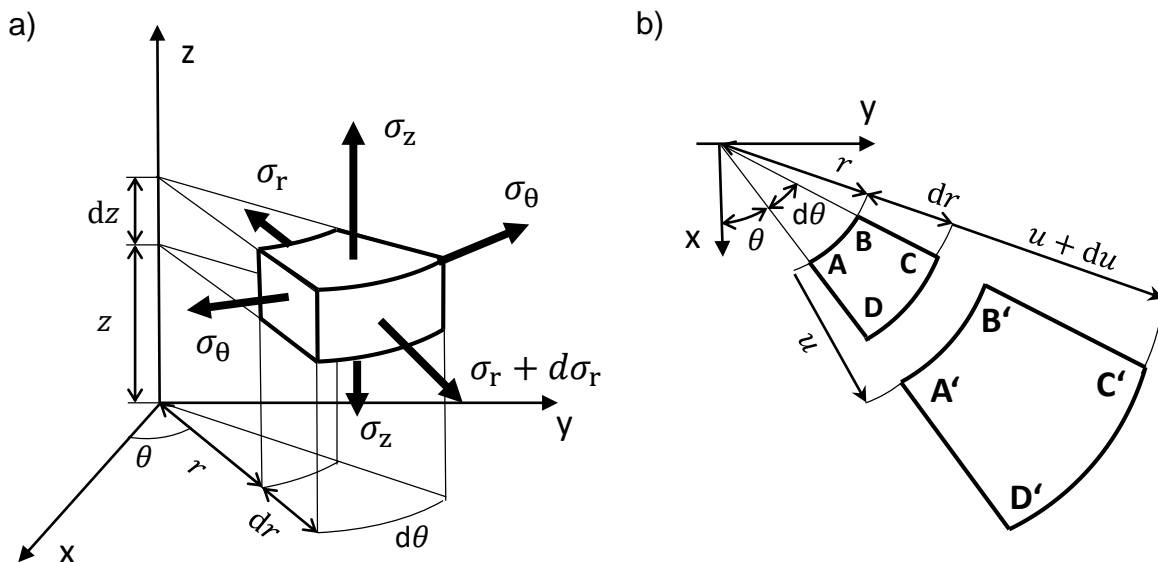


Abbildung A7 - Spannungen (a) und radiale Verschiebungen (b) in einem infinitesimalen Element eines achsensymmetrischen Körpers.

Betrachtet man das infinitesimale Element von Abbildung A7a, so kann das folgende Gleichgewicht in radialer Richtung aufgestellt werden:

$$-\sigma_r r d\theta dz + (\sigma_r + d\sigma_r)(r + dr)d\theta dz - 2\sigma_\theta dr \cdot \sin \frac{d\theta}{2} dz = 0$$

Bei Vernachlässigung der Terme höherer Ordnung, ergibt sich folgende Formel:

$$\frac{d}{dr}(\sigma_r r) - \sigma_\theta = 0$$

Infolge der Verschiebung u in radialer Richtung wird das infinitesimale Element, dessen Scheitelpunkte mit ABCD bezeichnet sind, zur Geometrie A'B'C'D' verformt, siehe Abbildung A7b. Die Beziehungen zwischen Dehnungen und Verschiebungen ergeben sich aus

$$\varepsilon_{\theta} = \frac{(r+u)d\theta - rd\theta}{rd\theta} = \frac{u}{r}$$

$$\varepsilon_r = \frac{(r+dr+u-r-u) - dr}{dr} = \frac{du}{dr}$$

Bei einem isotropen elastischen Material ist es möglich das Hooke'sche Gesetz, Gl. (8.3), (8.4) und (8.5) anzuwenden, um Dehnungen und Spannungen in Beziehung zu setzen. Das Ergebnis führt auf folgende differentielle Gleichung:

$$\frac{d^2u}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{du}{dr} - \frac{u}{r^2} = 0$$

Dies ist die Navier'sche Gleichung für achsensymmetrische Probleme. Es handelt sich um eine gewöhnliche Differentialgleichung vom Euler-Typ, deren allgemeine Lösung lautet

$$u = Ar + \frac{B}{r}$$

wobei A und B Konstanten sind. Mit der Kenntnis der radialen Verschiebung u ist es nun möglich, die Formeln für die Dehnungen zu bestimmen.

$$\varepsilon_r = \frac{du}{dr} = A - \frac{B}{r^2}$$

$$\varepsilon_{\theta} = \frac{u}{r} = A + \frac{B}{r^2}$$

Mit Hilfe der Gleichungen (8.3), (8.4) und (8.5) lassen sich die Spannungen wie folgt berechnen

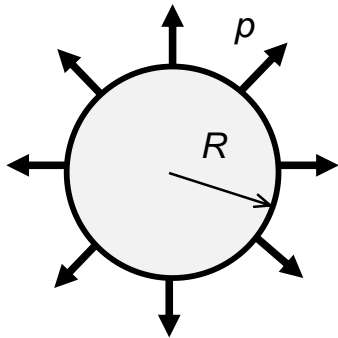
$$\sigma_r = C_1 + \frac{C_2}{r^2}$$

$$\sigma_{\theta} = C_1 - \frac{C_2}{r^2}$$

welche die allgemeinen Formulierungen von achsensymmetrischen elastischen Problemen ergeben. Die Konstanten C_1 und C_2 können unter Anwendung der

Randbedingungen für die betreffende Geometrie und den jeweiligen Lastfall ermittelt werden.

Gleichung (5.1): Zylinder radialem Innendruck



Randbedingungen

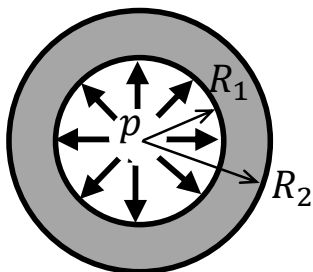
$$I) \sigma_r(r = R) = p$$

$$II) \sigma_r(r = 0) = \sigma_\theta(r = 0)$$

Von II) ergibt sich $C_2 = 0$, da ansonsten die Spannungen ins Unendliche gehen. Folglich ist $C_1 = p$. Daher wird ein hydrostatischer Spannungszustand mit den Spannungen wie folgt ausgedrückt

$$\sigma_r = \sigma_\theta = p$$

Gleichungen (5.2-3): Hohlzylinder unter innerem radialem Druck



Randbedingungen

$$I) \sigma_r(r = R_1) = -p$$

$$II) \sigma_r(r = R_2) = 0$$

Die Randbedingungen erlauben die Berechnung der Konstanten als

$$C_1 = -\frac{p}{R_2^2} \left(\frac{1}{R_1^2} + \frac{1}{R_2^2} \right)^{-1}$$

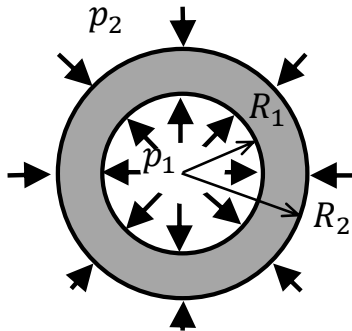
$$C_2 = -p \left(\frac{1}{R_1^2} + \frac{1}{R_2^2} \right)^{-1}$$

Mit Einführung des Terms δ als Verhältnis von Außen- und Innenradius ergeben sich folgende Spannungen:

$$\sigma_r = \frac{p}{(\delta^2 - 1)} \left(1 - \frac{(R_2)^2}{r^2} \right)$$

$$\sigma_{\theta} = \frac{p}{(\delta^2 - 1)} \left(1 + \frac{(R_2)^2}{r^2} \right)$$

Gleichungen (5.19-20): Hohlzylinder unter innerem und äußerem radialen Druck



Randbedingungen

$$I) \sigma_r(r = R_1) = -p_1$$

$$II) \sigma_r(r = R_2) = -p_2$$

Nach Einfügung der Randbedingungen in die Spannungsausdrücke können die Werte von C_1 und C_2

$$C_1 = \frac{p_1 R_1^2 - p_2 R_2^2}{R_2^2 - R_1^2}$$

$$C_2 = \frac{(p_1 - p_2) R_1^2 R_2^2}{R_2^2 - R_1^2}$$

und der Spannungen

$$\sigma_r = \frac{p_1 R_1^2 - p_2 R_2^2}{R_2^2 - R_1^2} - \frac{(p_2 - p_1) R_1^2 R_2^2}{R_2^2 - R_1^2} \cdot \frac{1}{r^2}$$

$$\sigma_{\theta} = \frac{p_1 R_1^2 - p_2 R_2^2}{R_2^2 - R_1^2} + \frac{(p_2 - p_1) R_1^2 R_2^2}{R_2^2 - R_1^2} \cdot \frac{1}{r^2}$$

bestimmt werden.

A2.2 – Lösung der differentiellen Gleichung (5.15)

Die Gleichung lässt sich in der Gruppe der gewöhnlichen Differentialgleichungen des Types

$$a(x)\dot{y} + b(x)y = c(x)$$

zuordnen, wobei die Lösung als

$$y = C_1 \eta(x) + \eta(x) \int \frac{c(x)}{a(x)\eta(x)} dx \quad (*)$$

berechnet wird mit

$$\eta(x) = e^{-\int \frac{b(x)}{a(x)} dx}$$

In diesem Fall können die Terme $a(r)$, $b(r)$, $c(r)$ und $\eta(r)$ wie folgt beschrieben werden:

$$\left\{ \begin{array}{l} a(r) = r \\ b(r) = \frac{1}{v-1} \\ c(r) = \frac{k}{(v-1)} \left(\frac{\sigma_0}{E} \left(\frac{r}{R_i} \right)^y \right)^m - \frac{E \varepsilon_a}{(v-1)} \\ \eta(r) = e^{-\int \frac{1}{r} dr} = e^{-(\ln r + C_2)} = e^{C_3} \frac{1}{r} \end{array} \right.$$

wobei C_i Konstanten sind. Nach Einsetzen der Terme in Gl. (*) resultiert die folgende Formel:

$$\begin{aligned} \sigma_r(r) &= C_1 \cdot e^{C_3} \cdot \frac{1}{r} + e^{C_3} \cdot \frac{1}{r} \cdot \int \frac{\frac{k}{(v-1)} \left(\frac{\sigma_0}{E} \cdot \left(\frac{r}{R_i} \right)^y \right)^m - \frac{E \varepsilon_z}{(v-1)}}{r \cdot e^{C_3} \cdot \frac{1}{r}} dr \\ &= \frac{1}{r} \left(C_4 + \frac{r^{ym + \frac{1}{1-v}}}{ym + \frac{1}{1-v}} \cdot \frac{k}{(v-1)} \frac{\sigma_0^m}{E R_i^y} - \frac{E \varepsilon_z}{(v-1)} \cdot \frac{r^{\frac{1}{1-v}}}{\frac{1}{1-v}} \right) \end{aligned}$$

Die Randbedingung

$$\sigma_r(r = R_i) = p_i$$

kann zur Bestimmung von C_4 verwendet werden:

$$C_4 = p_i \frac{R_i^{\frac{1}{1-v}}}{r} + \frac{k}{(v-1)} \frac{\sigma_0^m}{E R_i^y} \cdot \left(\frac{(r)^{ym} - \frac{R_i^{ym + \frac{1}{1-v}}}{r^{\frac{1}{1-v}}}}{ym + \frac{1}{1-v}} \right) + E \varepsilon_z \left[1 - \left(\frac{R_i}{r} \right)^{\frac{1}{1-v}} \right]$$

Der Radius R_i wird aus der Randbedingung an der Außenwand des Hohlzylinders berechnet

$$\sigma_r(r = R_w - j) = p_e$$

das ergibt:

$$p_i \frac{R_i}{R_w - j} \frac{1}{1-v} + \frac{k}{(v-1)E} \frac{\sigma_0}{R_i^y} \left(\frac{(R_w - j)^{ym} - \frac{R_i^{ym + \frac{1}{1-v}}}{R_w - j \frac{1}{1-v}}}{ym + \frac{1}{1-v}} \right) + E \varepsilon_z \left[1 - \left(\frac{R_i}{R_w - j} \right)^{\frac{1}{1-v}} \right] = p_e$$

A3 – Regressionen

A3.1 Werte von y_{ijh}

$$y(1, :, :)^T = \begin{bmatrix} -3.97E-08 & 9.39E-06 & -7.10E-04 & 1.77E-02 & -8.35E-02 & -7.24E+00 & 1.70E+03 \\ 1.39E-12 & -3.33E-10 & 2.53E-08 & -7.07E-07 & 4.95E-05 & -1.96E-03 & 4.45E-01 \\ -6.54E-12 & 1.57E-09 & -1.19E-07 & 3.04E-06 & -1.71E-04 & 6.57E-03 & -1.64E+00 \end{bmatrix}$$

$$y(2, :, :)^T = \begin{bmatrix} -7.25E-09 & 1.74E-06 & -1.32E-04 & 2.80E-03 & 7.61E-02 & -3.79E+00 & 1.84E+02 \\ -1.12E-11 & 2.69E-09 & -2.04E-07 & 6.03E-06 & -2.54E-04 & 1.58E-02 & 1.71E+00 \\ 3.08E-11 & -7.38E-09 & 5.60E-07 & -1.48E-05 & 4.25E-04 & -2.50E-02 & -1.62E+00 \end{bmatrix}$$

$$y(3, :, :)^T = \begin{bmatrix} -4.33E-09 & 1.04E-06 & -7.88E-05 & 1.84E-03 & 1.04E-02 & 1.09E-01 & 3.72E+01 \\ 2.39E-12 & -5.73E-10 & 4.38E-08 & -1.78E-06 & 1.22E-04 & -8.75E-03 & 2.96E+00 \\ 4.70E-10 & -1.17E-07 & 1.24E-05 & -6.21E-04 & 1.19E-02 & -2.15E-02 & -5.39E-01 \end{bmatrix}$$

A3.2 Gleichung (10.8)

Die Funktionen B_1 , B_2 und B_3 werden unter Verwendung von Polynom-Funktionen berechnet:

$$B_1 = \sum_{i=1}^3 b_{1i} \varphi^{3-i}$$

$$B_2 = b_{21} + b_{22} \varphi + b_{23} F_K + b_{24} \varphi^2 F_K + b_{25} \varphi F_K + b_{26} \varphi F_K^2$$

$$B_3 = \sum_{i=1}^3 b_{3i} \varphi^{3-i}$$

Die Koeffizienten b_{ij} werden wie folgt definiert:

$$b(1,:) = \begin{bmatrix} -5.78E+03 & -9.15E+00 & 9.07E-02 \end{bmatrix}$$

$$b(2,:) = \begin{bmatrix} -9.98E+00 & 3.60E+03 & 2.06E+00 & -1.41E+05 & 1.14E+02 & -1.34E-02 & -9.98E+00 \end{bmatrix}$$

$$b(3,:) = \begin{bmatrix} 2.16E+06 & -7.59E+03 & 4.18E+00 \end{bmatrix}$$

A4 – Prozessparameter

A4.1 Oberflächenhämmern

Vorschubgeschwindigkeit	1500 mm/min
Hub	2.5 mm
Zeilenabstand	0.1 mm
Länge des umgeformten Bereichs	30 mm