

INSTITUT FÜR UMFORMTECHNIK UNIVERSITÄT STUTTGART Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Mathias Liewald MBA



Abschlussbericht der Untersuchung:

"Inverse Fließkurvenaufnahme mit druckabhängiger Reibung"

Finanziert vom

Arbeitskreis für Entwicklung und Erforschung des Kaltfließpressens am Institut für Umformtechnik

> Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Mathias Liewald MBA Tobias Amann, M.Sc. Dr.-Ing. Alexander Felde

> > Stuttgart, April 2023

Institut für Umformtechnik Holzgartenstraße 17 70174 Stuttgart Sekretariat: Tel.: 0711 / 685-83840 Fax: 0711 / 685-83839

Homepage: www.ifu.uni-stuttgart.de



Inhaltsverzeichnis

Inhalts	sverzeichnis	1
1	Einleitung	4
2	Problemstellung	6
3	Stand der Technik	7
3.1	Fließkurve	7
3.1.1	Allgemeines	7
3.1.2	Einfluss der Temperatur auf den Verlauf der Fließkurve	9
3.1.3	Einfluss der Umformgeschwindigkeit auf den Verlauf der Fließkurve	9
3.2	Verfahren zur konventionellen Fließkurvenaufnahme	9
3.2.1	Zugversuch	10
3.2.2	Stauchversuch	12
3.2.3	Torsionsversuch	18
3.3	Fließkurvenmodellierung	19
3.3.1	Empirische Modelle	20
3.3.2	Semi-empirische Modelle	21
3.3.3	Physikalische Modelle	22
3.4	Korrekturen der Fließkurve	22
3.4.1	Analytische Korrektur der Reibung	23
3.4.2	Analytische Korrektur der Temperatur	24
3.4.3	Inverse Fließkurvenkorrektur	25
4	Numerische Voruntersuchungen	28
4.1	Aufbau Optimierungsstudie in DEFORM	28
4.2	Aufbau eines Simulationsmodells für das Zylinderstauchen	30
4.3	Simulation des Zylinderstauchversuchs	31
4.3.1	Einfluss der Umformgeschwindigkeit auf den Stauchvorgang	31
4.3.2	Einfluss der Reibung auf den Stauchvorgang	33
4.4	Untersuchungen zu speziellen Proben- und Stauchbahngeometrien	35
4.4.1	Zylindrische Probengeometrie	36
4.4.2	Ringförmige Probengeometrie	38
4.4.3	Kegelige Proben- und Stauchbahngeometrie	38
4.4.4	Konkave Proben- und Stauchbahngeometrie	40
4.4.5	Taillierte Probengeometrie	41
4.4.6	Konvexe Probengeometrien	41
5	Methodenbeschreibung – Optimierungsstudie	43
5.1	Aufbau der Optimierungsstudie	43

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



5.1.1	Einstellungen der i	nitialen Simulat	ion für eine Optimierung		43
5.1.2	2 Definition der DoE	-Variablen			44
5.1.3	B Einstellungen der	Optimierungsstu	udie		45
5.2	Inverse Bestimmung	ı der Fließkurv	е		46
5.3	Inverse Bestimmung	j der druckabh	ängigen Reibung		48
5.4	Inverse Bestimmung	ı von Fließkurv	ve und druckabhängiger	Reibung	49
5.5	Weitere untersuchte	Varianten			51
5.5.1	Varianten mit Zust	andsvariablen			51
5.5.2	2 Varianten mit meh	reren Prozesse	n		51
6	Experimentelle Ke	gelstauchver	suche		53
6.1	Versuchsbeschreibu	ing			53
6.1.1	Stauchproben				53
6.1.2	2 Herstellung der St	auchbahnen			53
6.1.3	B Prüfmaschine				54
6.1.4	Versuchsparamete	er			56
6.2	Ergebnisse der Keg	elstauchversuo	che		56
6.2.1	Tribologische Einfl	üsse auf den S	tauchvorgang		56
6.2.2	2 Ergebnisse experi	menteller Kegel	stauchversuche		57
6.3	Inverse Fließkurven	pestimmung			59
6.3.1	Bestimmung invers	ser Fließkurven			59
6.3.2	2 Inverse Reibungsf	unktionen			62
6.3.3	B Einfluss der Masch	ninensteifigkeit			63
6.3.4	Einfluss des Probe	enradius auf die	Reibungsfunktion und Flie	ßkurve	64
7	Verifizierung der e	ntwickelten M	lethode		65
7.1	Beschreibung Kege	ringstauchver	such		65
7.1.1	Proben für Kegelri	ngstauchversuc	h		65
7.1.2	2 Auslegung der Sta	uchbahnen für	Kegelringstauchversuch		65
7.1.3	8 Versuchsparamete	er			66
7.2	Versuchsergebnisse	;			66
7.3	Numerische Prozess	sbetrachtung			66
8	Übertragbarkeit au	If reale Fertig	ungsprozesse		68
8.1	Versuchsbeschreibu	ing			68
8.1.1	Versuchswerkzeu	3			68
8.1.2	2 Versuchsanlage				68
8.1.3	8 Versuchsparamete	er			68
8.2	Versuchsergebnisse	;			69
8.3	Numerische Prozess	sbetrachtung n	nit inverser Fließkurve		69
Institut	für Umformtechnik	Sekretari	at:	Homepage:	
Holzga	rtenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de	
70174	Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839		

2



8.4	Bestimmung inverser Fließkurve durch Umformvorgang	70
9	Zusammenfassung	73
10	Literaturverzeichnis	75

3



1 Einleitung

Die numerische Simulation stellt ein wichtiges Werkzeug für eine frühe Planungsphase von Fertigungsprozessen in der Kaltmassivumformung dar. Durch die frühzeitigen Erkenntnisse aus der numerischen Simulation werden kosten- und zeitintensive experimentelle Iterationsschleifen zu einem späteren Zeitpunkt vermieden und der gesamte Entwicklungsprozess deutlich effizienter gestaltet. Vornehmlich sind Prozessplaner neben der Auslegung der Stadienfolge und der Analyse des Stoffflusses auch an der frühzeitigen Detektion möglicher Versagensformen wie etwa Überlegfalten, Einrisse, Unterfüllungen etc. interessiert. Neben der Beschleunigung von einzelnen Konzeptions- und Entwicklungsphasen mittels begleitender Simulationsrechnungen besteht seit jeher in der Praxis der Unternehmen der Kaltfließpresstechnik das Ziel, mittels numerischer Berechnungen eine Prozessfolgen des Kaltpressens und der evtl. nachfolgenden Wärmebehandlung auf Basis virtueller Ergebnisse bereits vor der Anfertigung der Umformwerkzeuge freigeben zu können. Dadurch können Anlaufprozesse zu Serienbeginn vereinfacht, anfallende mit Maschinenbelegungen reduziert und eine höhere Effizienz der Produktion erreicht werden.

Die Simulationstechnik von Umformvorgängen hat sich seit Mitte der Neunzigerjahre des letzten Jahrhunderts in großen Schritten fortentwickelt und bietet dem Anwender heute bei der virtuellen Abbildung von Umformvorgängen zahlreiche Modelle zur Abbildung physikalischer Prozesse an. Neben numerischen Parametern werden dem Anwender heute auch verschiedene Materialmodelle zur Auswahl angeboten, wobei deren Parameter das Werkstückstoffverhalten des Werkstücks bzw. das des Werkzeugs möglichst präzise abbilden müssen. Üblicherweise werden solche Modellparameter entweder aus standardisierten Datenbanken herangezogen oder es müssen zuvor Versuche zur Materialcharakterisierung des zu untersuchenden Werkstoffs durchgeführt werden, um das Fließverhalten und Formänderungsvermögen des betreffenden Werkstoffs genau beschreiben zu können. In der Kaltmassivumformung werden dazu werkstoffspezifische Fließkurven verwendet, die das Verfestigungsverhalten eines Werkstoffs infolge einer plastischen Umformung beschreiben. Aufgrund unvermeidlich auftretender tribologischer und thermomechanischer Phänomene während des Umformvorgangs können die Fließkurven aus dem herkömmlicherweise angewendeten Stauchversuch nur näherungsweise bestimmt und später nur unter gewissen Annahmen in der Simulationsrechnung verwendet werden. Gründe dafür liegen zum einen in der physikalischen Versuchsdurchführung begründet, was dazu führt, dass mikrostrukturelle Eigenschaften und Effekte im Werkstückwerkstoffs während des Umformvorganges stets in Kombination mit instationären, nicht genau bekannten tribologischen Mechanismen auftreten und beide Einflüsse auf das Messergebnis nicht eindeutig voneinander zu trennen sind. Somit sind in der Massivumformung einerseits Umformvorgänge zu finden, deren Kraft- bzw. Arbeitsbedarf besonders stark durch das Werkstoffverhalten des Werkstücks und weniger aufgrund der Reibungsbedingungen geprägt wird. Hierzu gehören verschiedene Ausführungen von Stauchversuchen in der Kalt- und Warmumformung. Andererseits werden bei bestimmten Umformvorgängen die Einflussfaktoren der Reibung aufgrund von schwankenden Prozessergebnissen besonders deutlich, bei denen das Werkstoffverhalten unter dem gegebenen Spannungszustand weniger relevant ist. In diesem Zusammenhang sei das Warmschmieden genannt, bei dem eine vollständige Formfüllung nur durch relativ große Schmierstoffmenge niedrige Reibungszahl erreicht wird.

Die heute um ein Vielfaches verbesserte Prozessorleistung, die deutlich vorteilhaftere Messtechnik und das tiefere Verständnis von werkstofflichen Mechanismen lassen seit einiger Zeit

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



eine deutlich genauere Parametrisierung bekannter Werkstoffmodelle für unterschiedliche Formänderungsgeschwindigkeiten in einem weiten Temperaturbereich zu. Bei der Charakterisierung der Werkstoffe für die Kalt- und Warmmassivumformung spielen zudem der in stationäre Spannungszustand in der Probe, die strukturelle Stabilität der Probe auch unter großen Formänderungen, transiente Wärmeleitungseffekte sowie mikrostrukturell spezifische Versaaensformen der untersuchten Werkstoffe eine bedeutende Rolle. Eine Möglichkeit, dieser Problematik zu begegnen, ist der Einsatz von optischen Messverfahren um den Deformationszustand der Probe auf ihrer Außenseite in jedem Belastungsschritt zu erfassen und möglichst parallel dazu möglichst genaue numerische Simulationsrechnungen zu verwenden, um schließlich auf Fließort, Fließkurven und/oder möglichst genaue Reibungszahlen ermitteln zu können. Diese und ähnliche Strategien der Werkstoff- bzw. Reibungscharakterisierung beruhen stets auf der Messung von Prozessgrößen wären standardisierter Stauch- oder Pressversuche und der zeitgleichen Erfassung von Verzerrungszuständen auf der Probenoberfläche und der Rückführung dieser Größen in möglichst realistische FE- Berechnungen desselben Stauchprozesses. Diese Vorgehensweisen werden daher als "invers" bezeichnet und wurden für diese Studie in Kombination mit einem optischen Messsystem verwendet.

Dieser Abschlussbericht einer ca. 12-monatigen Studie am Institut für Umformtechnik fokussiert sich auf das Thema der druckabhängigen Reibung während des Kaltfließpressens. Die spezifische Aufgabenstellung und die damit verbundenen Fachfragen in Bezug auf die weitere Erhöhung der Genauigkeit zukünftiger Simulationsrechnungen entstand aus fachlichen Diskussionen im Arbeitskreis für das Kaltfließpressen von Stahl.



2 Problemstellung

Durch die zunehmende Digitalisierung von Fertigungsprozessen steigen auch die Anforderungen an die Genauigkeit moderner numerischer Simulations-Codes. Als Folge dieser Entwicklung ist es notwendig, alle numerischen Parameter in ihrer Wirkung auf den Berechnungsablauf selbst und auch deren Auswirkung auf die erwarteten Ergebnisse genau zu kennen. In Bezug auf die Modellierung physikalischer Effekte während des Berechnungsablaufs weisen die Modellgrößen zur Beschreibung der Reibung zwischen Werkstück und Werkzeug sowie jene zur Beschreibung des Materialverhaltens in den unterschiedlichen Prozessphasen für die Berechnung von Umformvorgängen eine besonders hohe Bedeutung auf.

Die Temperaturveränderung in der Probe aufgrund der Umformwärme (Taylor-Quinney-Faktor) und auf ihrer Oberfläche aufgrund von Reibungseffekten führt nicht nur zu instationären Reibungsbedingungen in Bezug auf die weitere Verformung des Probenkörpers, sondern auch zu einem veränderten Fließwiderstand der Mikrostruktur. In der Regel entfestigt sich der Werkstoff mit steigender Probentemperatur. Die auftretende Reibung zwischen Stauchprobe und Stauchbahn wirkt sich mehrfach aus. Zunächst verursacht die Reibung ein Ausbauchen der Stauchprobe, wodurch ein mehrachsiger Spannungszustand entsteht. Da zur Berechnung der Fließspannung ein einachsiger Spannungszustand zugrunde liegen sollte, führt ein mehrachsiger Spannungszustand insbesondere bei höheren Umformgraden zu einer fehlerhaften Erfassung des Fließkurvenverlaufs. Zusätzlich bewirkt die Reibung eine Erhöhung der Umformkraft. Als weiterer Einflussfaktor kann die Wärmeentwicklung infolge der Reibung genannt werden, die wiederum zu einer vorwiegend lokalen Entfestigung des Probenwerkstoffs in der Kontaktfläche zum Stauchwerkzeug führt. Somit sollen die während des Versuches aufgezeichneten Kraftverläufe einer rechnerischen Temperatur- und Reibungskompensation unterzogen werden. Hierzu sind verschiedene Vorgehensweisen bekannt, die einen näherungsweise isothermen Zustand abbilden können. Abb. 1 zeigt die in dieser Studie gewählte Abfolge der Kompensation tribologischer und thermomechanischer Phänomene bei der Fließkurvenbestimmung.



Abb. 1: Vorgehensweise zur Kompensation tribologischer und thermomechanische Einflüsse im Zylinderstauchversuch

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



3 Stand der Technik

3.1 Fließkurve

3.1.1 Allgemeines

Eine Fließkurve beschreibt Fließspannung k_f eines Werkstoffs in Abhängigkeit vom Umformgrad infolge einer plastischen Formänderung [1]. Abb. 2 zeigt einen beispielhaften Verlauf der Fließspannung in Abhängigkeit vom Umformgrad im Vergleich zum Verlauf der technischen Spannung über der Dehnung am Beispiel eines einachsigen Zugversuchs. Aus diesem Vergleich geht hervor, dass die Fließspannung einen höheren Betrag und einen monoton steigenden Verlauf beschreibt. Zudem beginnt die Fließkurve an der werkstoffspezifischen Streckgrenze und beschreibt lediglich das plastische Werkstoffverhalten [2]. Dem entgegen ist dem Verlauf der technischen Spannung zunächst eine lineare Steigung zu entnehmen, die den elastischen Bereich des Werkstoffs beschreibt. In dem nach dem Lüdersbereich folgenden plastischen Bereich verläuft die technische Spannung zunächst steigend und anschließend fallend. Der fallende Verlauf kann dabei durch die Einschnürung der Zugprobe erklärt werden, die zu einer deutlichen Reduzierung der benötigten Zugkraft führt [3].



Abb. 2: Vergleich zwischen technischer Spannung und Fließspannung [2]

Die Definition des Umformgrades φ erklärt am Beispiel einer einachsigen Zugbeanspruchung – ergibt sich aus der Integration von Gleichung 1 über den Umformweg (siehe hierzu Gleichung 2). Gleichung 1 beschreibt dabei die Längenänderung Δ L bezogen auf die augenblickliche Länge des Beobachtungsbereichs L [1].

$$\Delta \varphi = \frac{\Delta L}{L}$$
 Gleichung 1



$$\varphi = \int_{L_0}^{L_1} \frac{\Delta L}{L} = \ln\left(\frac{L_1}{L_0}\right)$$
 Gleichung 2

In seltenen Fällen wird die Fließspannung in Abhängigkeit von der Dehnung angegeben. Die Definition der Dehnung ist in Gleichung 3 dargestellt und beschreibt das Verhältnis zwischen Längenänderung und initialer Länge des Beobachtungsbereichs der Längenänderung. Die Angabe der Fließspannung erfolgt in der Regel in der Abhängigkeit vom Umformgrad, da sich dieses Vorgehen besser für die Beschreibung der Fließspannung bei großen plastischen Formänderungen eignet [1].

$$\varepsilon = \frac{\Delta L}{L_0}$$
 Gleichung 3

Rowe [4] zeigt diesen Zusammenhang in einem direkten Vergleich zwischen Dehnung und Umformgrad gemäß Tab. 1. Im Vergleich ist zu sehen, dass sich der Betrag der technischen Dehnung bei Längung bzw. Stauchung gleichermaßen auf eine prozentuale Änderung des initialen Maßes bezieht. So wird einer Verlängerung um I₀ (I₁ = 2I₀) ein identischer Dehnungswert wie einer Stauchung um I₀ (I₁ = 0) zugeordnet. Dem entgegen beschreibt der Umformgrad eine Verdopplung der Länge mit einem Wert von $\varphi = 0,693$. Eine theoretische Stauchung um die initiale Länge der Probe wird mit einem Umformgrad von $\varphi = \infty$ beschrieben. Eine derartige Beschreibung der Formänderung berücksichtigt somit nicht nur die Länge, sondern ebenso den sich ergebenden aktuellen Querschnitt der Probe.

	Dehnung ε	Umformgrad φ
Längung um 10 %	0,1	0,095
Stauchung um 10 %	- 0,1	- 0,104
Längung um 100 % (x2)	1,0	0,693
Stauchung um 50 % (x1/2)	- 0,5	- 0,693
Stauchung um 100 %	-1,0	- ∞

Tab. 1: Vergleich zwischen technischer Dehnung und Umformgrad gemäß [4]

Für metallische Werkstoffe gilt meist, dass diese mit zunehmender Umformung eine Verfestigung und somit eine Erhöhung der Fließspannung erfahren (siehe Abb. 2). Dieser Verlauf ist mit einer Erhöhung der Versetzungsdichte im Gefüge zu begründen. Versetzungen wiederum führen zu einem Blockieren einzelner Gleitsysteme [5]. Eine kontinuierliche Verfestigung bei zunehmender Umformung gilt nicht für Fließkurven, die im Temperaturbereich der Kristallerholung aufgenommen werden [1].



3.1.2 Einfluss der Temperatur auf den Verlauf der Fließkurve

Eine thermische Aktivierung des Umformguts führt zu einer Entfestigung des Werkstoffs, da Erholungs- und Rekristallisationseffekte auftreten. Somit wird das Spannungsniveau der Fließkurve herabgesetzt. Infolge der auftretenden Umformwärme können derartige Entfestigungseffekte ebenfalls dynamisch während des Umformprozesses auftreten. Somit besteht die Möglichkeit, dass derartige Fließkurven vom charakteristischen, monoton steigenden Verlauf abweichen. Weiterhin können bei hexagonal aufgebauten Metallen durch eine thermische Aktivierung zusätzliche Gleitebenen aktiviert werden, die eine weitere Entfestigung des Werkstoffs verursachen [6]. Hierbei gilt zu beachten, dass sich die Rekristallisationstemperatur in Abhängigkeit vom Umformgrad absenken kann [7].

3.1.3 Einfluss der Umformgeschwindigkeit auf den Verlauf der Fließkurve

Der Einfluss von der Umformgeschwindigkeit auf den Verlauf der Fließkurve ist in der Kaltumformung eher gering. Der Einfluss der Formänderungsgeschwindigkeit steigt jedoch mit steigender Temperatur an und führt mit steigender Umformgeschwindigkeit zu einer Erhöhung der Fließspannung. Begründet wird dies damit, dass zeitabhängige Entfestigungsvorgänge nicht oder nur teilweise ablaufen können [6]. Beispielhafte Fließkurvenverläufe in Abhängigkeit von der Temperatur und der Umformgeschwindigkeit sind in Abb. 3 dargestellt.



Abb. 3: Fließkurven in Abhängigkeit von der Umformgeschwindigkeit und der Temperatur [5]

Ein weiterer Effekt, der durch eine sehr geringe Umformgeschwindigkeit und Temperaturen oberhalb der Rekristallisationstemperatur auftreten kann, beschreibt das Werkstoffverhalten der Superplastizität. Dabei können Umformgrade von mehreren 100 % realisiert werden. Grundvoraussetzung für dieses Werkstoffverhalten bildet ein zweiphasiger Werkstoff mit feinkörnigem Gefüge, eine geeignete Temperaturführung und eine niedrige Umformgeschwindigkeit [5].

3.2 Verfahren zur konventionellen Fließkurvenaufnahme

Zur Aufnahme der Fließkurve eines metallischen Werkstoffes für die Kaltfließpresstechnik bestehen eine Vielzahl an Prüfverfahren. Dies kann mit durch die Ähnlichkeit zum technischen

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	

IFU

Vorgang des Pressen und durch mögliche Einflüsse der Anisotropie begründet werden [8]. Im Folgenden werden die verschiedenen Prüfverfahren genauer beleuchtet.

3.2.1 Zugversuch

Der Zugversuch bildet die Grundlage bzw. den Elementarversuch zur Ermittlung vieler Kenngrößen zur Beschreibung des mechanischen Verhaltens metallischer Werkstoffe. Die Voraussetzungen und Randbedingungen, wie bspw. die Geometrie der Zugprobe, können der DIN-Norm 50125 [9] entnommen werden. Die genormten Zugproben weisen sowohl runde als auch flache Querschnittsgeometrien auf. Für Anwendungen in der Kaltmassivumformung werden in der Regel zylindrische Zugproben. Da die Prüfmaschinen für die Zugprüfung in der Regel servohydraulisch bzw. servoelektrisch über eine Spindel betrieben werden, weisen diese meist eine konstante und relativ geringe Umformgeschwindigkeit auf [4], [10]. In Abb. 4 ist beispielhaft die Geometrie einer Zugprobe mit rundem Querschnitt und der klassische Aufbau einer Zugprüfmaschine dargestellt.



Abb. 4: a) Beispielhafte Geometrie einer zylindrischen Zugprobe; b) Schematischer Aufbau einer Zugprüfmaschine [3]

In erster Linie dient der Zugversuch für die Bestimmung von der Streckgrenze R_e bzw. der Dehngrenze R_{p0,2} und der Zugfestigkeit. Diese Werkstoffkennwerte werden in Abhängigkeit von der initialen Querschnittsfläche berechnet und werden zunächst im klassischen Spannungs-Dehnungs-Diagramm aufgetragen [3]. Durch Erweiterung des Versuchsaufbaus um messtechnische Komponenten, die neben der Probenlängung und der Zugkraft ebenso die Entwicklung der Querschnittsfläche aufzeichnen, kann mit einem einachsigen Zugversuch die wahre Spannung bzw. Fließspannung eines Werkstoffs ermittelt werden. Generell gilt, dass der Zugversuch eine sehr präzise Aufnahme der Fließkurve ermöglicht, da keine überlagerten Reibungseffekte auftreten. Nachteilig ist jedoch, dass infolge der Probeneinschnürung lediglich kleine Umformgrade in der direkten Fließkurvenaufnahme bestimmt werden können [1].

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



Für metallische Werkstoffe gibt Pöhlandt [11] in diesem Zusammenhang einen Bereich von bis zu $\varphi = 0,3$ an.

Zur Erweiterung dieses eingeschränkten Bereichs stehen heute verschiedene weiterführende Ansätze zur Verfügung. So beschreiben Siebel und Schwaigerer einen Ansatz, in dem der Probenradius d im Einschnürbereich in Kombination mit dem Krümmungsradius ρ der Einschnürung betrachtet wird, um die Fließspannung bei Umformgraden bis zu $\varphi = 1,0$ zu bestimmen. Der approximierte Zusammenhang dieser Größen ist in Gleichung 4 dargestellt [6].

$$k_f = \frac{F}{A\left(1 + \frac{d}{8\rho}\right)}$$

Gleichung 4

5

Bridgeman betrachtete einen ähnlichen Ansatz und ermittelte dabei folgenden Zusammenhang [6]:

$$k_f = \frac{F}{A\left(1 + \frac{4\rho}{d}\right)\ln\left(1 + \frac{d}{4\rho}\right)}$$
Gleichung

Voraussetzung für diese beiden Vorgehensweisen ist ein kreisförmiger Probenquerschnitt im Bereich der Einschnürung. Hier bestehen jedoch lokal deutlich erhöhte Umformgeschwindigkeiten, die zu Ungenauigkeiten bei der Bestimmung der Fließkurve führen können. Daher wird von diesen Vorgehensweisen bei dehnratensensitiven Werkstoffen abgeraten [6].

Reihle wiederum untersuchte einen Ansatz, der auf einer mathematischen Beschreibung der Fließkurve gründet (siehe Kapitel 3.3.1). Die verwendete mathematische Beschreibung der Fließkurve in Gleichung 6 stellt eine durch Hollomon angepasste Form der sogenannten "Ludwik-Gleichung" dar [1].

$$k_f = C \varphi^n$$
 Gleichung 6

In seinen Untersuchungen entwickelte Reihle eine Vorgehensweise, die der Ermittlung der Materialkonstanten C und n im Zugversuch dient. In seiner Vorgehensweise nutzte Reihle die Zusammenhänge aus Gleichung 7 und Gleichung 8 [1].

 $n = \varphi_g$ Gleichung 7 $C = R_m * \left(\frac{e}{n}\right)^n$ Gleichung 8

Dabei beschreiben ϕ_g den Umformgrad zu Beginn der Einschnürung und e die Basis der natürlichen Logarithmen. Somit sind zur Ermittlung der approximierten Fließkurve lediglich der Umformgrad zu Beginn der Einschnürung und die Zugfestigkeit notwendig. Einen entscheidenden Nachteil dieser Vorgehensweise bilden sehr enge Fertigungstoleranzen der Zugproben. Zudem eignet sich die Gleichung nach Hollomon lediglich für unlegierte und niedriglegierte Stähle [1].

Vogel betrachtete einen Ansatz, für den eine optische Messung der Dehnung einer Flachzugprobe verwendet wurde. Hierbei wird auf die initiale Zugprobe ein stochastisches Muster auf-

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



gebracht. Während des Zugversuchs werden die Verzerrungen des Musters durch ein Kamerasystem erfasst und numerisch mittels Bildung einzelner Facetten ausgewertet. Mit Beginn der Einschnürung konzentriert sich die Datenaufnahme auf den lokalen Bereich der Einschnürung, da in diesem Bereich weiterhin ein Werkstofffluss stattfindet. Die Auswertung erfolgt anschließend über eine Gleichung, die den mehrdimensionalen Spannungszustand berücksichtigt und eine Fließkurvenaufnahme bzw. Fließkurvenbestimmung bis zu $\varphi = 1$ erlaubt [12].

3.2.2 Stauchversuch

In seiner einfachsten Form wird im Stauchversuch ein Zylinder zwischen zwei ebenen, parallelen Stauchbahnen zusammengedrückt [5]. Ein Bruch durch die gesamte Querschnittsfläche der Probe wie beim Zugversuch tritt beim Stauchversuch in der Regel nur bei schwerumformbaren metallischen Werkstoffen ein. Hierbei bilden sich Schiebungsbrüche unter dem Winkel von 45° aus. Ein radialer Riss parallel zur Belastungsrichtung tritt nur bei sehr großen Umformgraden bzw. hohen Reibungseinflüssen auf [13].

Zylinderstauchversuch mit ebenen Stauchbahnen

Bei dem klassischen Zylinderstauchversuch wird die zylindrische Probe in der Regel nur bis zu einem Umformgrad von ca. $\varphi = 0,7$ gestaucht. Ursächlich dafür sind geometrische Fehler der Probe, die bei höheren Umformgraden infolge der Reibung zwischen Stauchprobe und Stauchbahnen auftreten und sich auf die Berechnung der Fließspannung auswirken. Die Reibung verursacht eine tonnenförmige Aufwölbung der zunächst zylindrischen Mantelfläche. Diese Aufwölbung führt mit zunehmender Stauchung zu einem Anlegen der Mantelfläche der Probe auf den Stauchbahnen. In Abb. 5 ist der beschriebene Effekt anhand einer reibungs-freien und einer reibungsbehafteten Stauchprobengeometrie dargestellt. Infolge der Aufwölbung bildet sich zudem ein mehrachsiger Spannungszustand in der Stauchprobe aus. Die Berechnung der Fließspannung erfolgt jedoch unter der Annahme eines einachsigen Spannungszustandes. Erfahrungen zeigen, dass Fließkurven von Stählen bis zu einem Umformgrad wächst dieser Fehler jedoch exponentiell an. Die Aufwölbung der Mantelfläche kann durch verbesserte Schmierbedingungen reduziert werden. Bei Raumtemperatur und Temperaturen von bis zu 300° wird dabei der Einsatz von Teflonfolie empfohlen [14].

Siebel versuchte durch die mathematische Beschreibung in Gleichung 9 den Einfluss von der Reibung auf die Stauchkraft zu kompensieren. Hierzu beschreibt er zunächst den Fließwiderstand k_w(ϕ) und berechnet diesen in Abhängigkeit von der Reibungszahl μ [14]. Aus dieser Beschreibung geht hervor, dass ein hoher Schlankheitsgrad der Probe zu einer Reduzierung des reibungsbedingten Fehlers führt. Anhand der Knick- und Biegesteifigkeit wird der maximale Schlankheitsgrad gemäß [15] auf h₀/d₀ = 2 festgelegt.





Abb. 5: Einfluss der Reibung auf die geometrische Ausbildung der Mantelfläche von gestauchten Proben gemäß [5]: a) ideal reibungsfrei; b) reibungsbehaftet

$$k_w(\varphi) = \frac{F(\varphi)}{\pi r^2(\varphi)} \approx k_f(\varphi) \left(1 + \frac{2\mu r(\varphi)}{3h(\varphi)}\right)$$
 Gleichung 9

Zur Korrektur bzw. Berücksichtigung der Probenaufwölbung bei hohen Umformgraden muss diese Wölbung gemessen werden, um die Druckspannungen auf reale Probenquerschnitte beziehen zu können. Durch diese Messung geht eine weitere Unsicherheit in die Berechnung der Fließspannung ein.

Im Folgenden sind einige Varianten des Stauchversuchs mit reduzierter Reibung beschrieben.

Kegelstauchversuch nach Siebel und Pomp

Zur Unterdrückung der Aufwölbung bildeten Siebel und Pomp sowohl die Stauchbahnen als auch die Stirnflächen der Probe, wie in Abb. 6 dargestellt, kegelförmig aus. Die Geometrie des Kegels ist dabei so zu wählen, dass die radiale Komponente der Normalspannung der Schubspannung durch die Reibung entspricht. Reicherter [16] gibt hierzu bei optimaler Schmierung einen Winkel von $\alpha = 3^{\circ}$ an. Nach [1] können bei diesem Verfahren Aufwölbungen bis zu einem Umformgrad von $\varphi = 0,4$ recht effektiv unterdrückt werden.



Abb. 6:	Kegelstauchversuch nach Siebel und Pomp [1]	7]
---------	---	----

Ringstauchversuch zur Bestimmung von Reibungszahlen

Der Ringstauchversuch wurde bereits 1954 zur qualitativen Bewertung von Schmierstoffen in der Massivumformung von Kunogi entwickelt. Er entdeckte, dass sich der innere Durchmesser

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



in Abhängigkeit von der Reibung zwischen Probe und Stauchbahn ausbildet [18]. Der Zusammenhang zwischen Reibung und innerem Durchmesser ist in Abb. 7 dargestellt. Eine hohe Reibung führt demnach zu einer Verringerung, während eine geringe Reibung zu einer Vergrößerung des inneren Durchmessers führt. Male und Cockcroft leiteten daraus ein Vorgehen ab, um die Reibungszahl quantitativ bewerten zu können. In ihrer Arbeit zeigten Sie den Zusammenhang zwischen der Reibungszahl und des inneren Durchmessers gemäß Abb. 7 auf. Des Weiteren definierten Male und Cockcroft einen Standard für die initiale Geometrie der Ringprobe: Außendurchmesser / Innendurchmesser / Höhe = 6 / 3 / 2 [19].



Abb. 7: a) Entwicklung der Ringgeometrie in Abhängigkeit von der Reibung zwischen Stauchbahn und Probe und b) Kalibrierungskurven nach Male und Cockcroft zur Bestimmung der Reibungszahl µ nach [19]

Male und DePierre [14] entwickelten in der Folge eine Methode zur Bestimmung einer veränderbaren Reibung mittels des Ringstauchversuchs. DePierre und Gurney wiesen zudem nach, dass neben der Reibung ebenso die Fließspannung mittels eines mathematischen Modells berechnet werden kann [20]. Eine derartige Fließkurvenaufnahme ist mit einem deutlich höheren Mess- und Auswertungsaufwand verbunden, da neben der Höhe und der Kraft zusätzlich der innere Durchmesser kontinuierlich zu ermitteln ist.

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	j



Tan et al. [21] untersuchten die Veränderung des Innendurchmessers der Ringprobe in Abhängigkeit der Flächenpressung. Hierzu wurden die drei in Abb. 8 a gezeigten Probengeometrien definiert. Zudem wurden eine geglühte und eine gehärtete Aluminiumprobe gestaucht. Es konnte dadurch nachgewiesen werden, dass die Werkstoffverfestigung infolge der höheren Flächenpressung einen signifikanten Einfluss auf die Ausbildung des Innendurchmessers nimmt. Sofuoglu und Rasty [19] erweiterten die Untersuchungen von Tan und Martin, indem er den Einfluss der Dehnrate auf die Ausbildung des Innendurchmessers untersuchten. Sie wiesen nach, dass die Kalibrierungskurven nur bedingt zur Bestimmung der Reibungszahl herangezogen werden können.



Abb. 8: Probengeometrie nach [21]: a) konkave Mantelfläche für niedrige Flächenpressung; b) parallele Mantelfläche für mittlere Flächenpressung; c) konvexe Mantelfläche für hohe Flächenpressung

Christiansen et al. beschreiben in der Arbeit [22] die Beobachtung, dass die Flächenpressung auf der Außenseite der Stirnfläche deutlich erhöht ist. Sie begründen dies mit einem Durchstoßen der Schmierstoffschicht durch die scharfe Kante der Stauchprobe. In dieser Arbeit wird zudem eine Methode zur Bestimmung der Reibung beschrieben, die auf der Außenseite der Stirnfläche das Reibfaktormodell und mittig in der Stauchprobe das Coulomb'sche Reibungsmodell berücksichtigt.

Extrapolationsansatz für die Reibungskompensation

Der Extrapolationsansatz für die Reibungskompensation nach Sachs [14] stellt einen mathematischen Ansatz dar, um eine reibungsfreie Fließkurve zu berechnen. Sachs verfolgt hierbei den Ansatz nach Siebel gemäß Gleichung 9. Dieser besagt, dass mit $h_0/d_0 \rightarrow \infty$ der reibungsbedingte Fehler gegen 0 geht. Für den Extrapolationsansatz müssen somit im Zylinderstauchversuch mehrere Fließkurven mithilfe von Proben mit unterschiedlichen Schlankheitsgraden aufgenommen werden. Anhand der Abweichung zwischen den ermittelten Fließkurven kann ein spezifischer Schlankheitsgrad extrapoliert werden. Im Extrapolationsansatz treten jedoch ebenfalls Abweichungen infolge der mehrachsigen Spannungsverteilung in der Stauchprobe auf. Der Fehler kann durch eine wirksame Schmierung zwischen Probe und Stauchbahn reduziert werden.

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



Stauchen mit Haftreibung

Dieser Ansatz beschreibt eine Methode, in der die auftretende Reibungsarbeit zwischen Probe und Stauchbahn unterdrückt wird. Dies wird erreicht, indem auf den Stauchbahnen konzentrische Riefen eingebracht und ein Stauchvorgang ohne Schmierstoff durchgeführt wird [14]. Ein Vergleich zwischen den Kraft-Weg-Verläufen von Stauchversuchen, die mit Schmierung bzw. mit Haftreibung aufgenommen wurden, ist in Abb. 9 dargestellt. Darin ist zu sehen, dass die Kraftverläufe bei niedrigen Umformgraden (bis ca. 0,8) einen ähnlichen Verlauf zeigen. Osakada et al. erklären diesen Effekt durch das Ausbleiben der Reibarbeit. Sie beschreiben zudem, dass die Stauchprobe durch die reibungsbedingte Aufwölbung in den Randbereichen und der somit überlagerten Zugspannungen in Umfangsrichtung entfestigt wird [23].





Schey at al. berichten in [24], dass mit dieser Methode bis zu einem Umformgrad von $\varphi = 0,9$ genauere Ergebnisse erzielt werden können als mittels eines herkömmlichen Stauchversuches. Anschließend wächst der Fehler jedoch sehr schnell an. Dennoch stellt diese Methode eine Verbesserung zum herkömmlichen Zylinderstauchversuch dar. Zur Fließkurvenaufnahme bei höheren Umformgraden ist diese Methode jedoch nicht geeignet.

Diskontinuierlicher Stauchversuch

Eine diskontinuierliche Durchführung des Zylinderstauchversuches ermöglicht, dass der Schmierfilm in regelmäßigen Abständen erneuert werden kann. Somit kann ein Einfluss der Oberflächenvergrößerung auf die Schmierwirkung zwischen Probe und Stauchbahn deutlich verkleinert werden. Des Weiteren ermöglicht eine Unterbrechung des Stauchvorgangs, dass die initial zylindrische Probe durch eine spanende Bearbeitung wieder auf den ursprünglichen Schlankheitsgrad verjüngt werden kann. Somit kann die vorverfestigte Probe in einer zweiten Stufe erneut mit den initialen Geometrie- und Reibungsverhältnissen gestaucht werden [14].

Die grundlegenden Vorteile dieser Methode ergeben sich aus einer bedeutend geringeren Stauchkraft und somit einem geringeren Fehler durch die Maschinen- und Werkzeugdehnung sowie einer Abgabe der Umformwärme. Als Nachteile sind hingegen der vergleichsweise sehr aufwändige Prozess zur Fließkurvenaufnahme und die Fehleranfälligkeit durch eine unsichere Nullpunktbestimmung in den jeweils folgenden Stufen zu nennen [14].

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



Rastegaev-Versuch

Der Zylinderstauchversuch nach Rastegaev [11] erlaubt es, die Aufwölbung der Mantelfläche nahezu vollständig zu vermeiden. Dies wird durch einen umlaufenden Wulst am Rand der Stirnseite der Probe ermöglicht, der den Schmierstoff auch unter Druckbelastung hält. Dadurch wird die Reibung zwischen Probe und Stauchbahn wesentlich reduziert. Abb. 10 zeigt eine beispielhafte Probengeometrie für den Rastegaev-Versuch.



Abb. 10: Beispielhafte Probengeometrie für den Rastegaev-Versuch [25]

Beim Stauchen von Rastegaev-Proben wird eine zylindrische Gestalt der Probengeometrie beobachtet [25]. Wiegelts und Herbertz [26] konnten die homogene Umformung durch einen parallelen Verlauf der Seigerungslinien an aufgesägten Stauchproben bestätigen.

In mehreren Arbeiten wurde der Einfluss der Wulstgeometrie der Probe auf die homogene Umformung untersucht. Pöhlandt [25] und Krokha [27] geben hierzu an, dass für Stahlwerkstoffe ein Verhältnis von t_0 zu u_0 (Abb. 10) einen Wert von 0,4 angestrebt werden sollte. Sie begründen dies mit der Beziehung, die sich aus Gleichung 10 ergibt. Darüber hinaus empfiehlt Krokha [27] für Kupfer und Kupferlegierungen ein Verhältnis t_0/u_0 von 0,6.

$$\frac{t_0}{t_0} > \mu$$
 Gleichung 10

Der Schlankheitsgrad (h_0/d_0) von Rastegaev-Proben soll nach Pöhlandt [11] einen Wert von 1 annehmen. Somit weisen die Stauchproben nach Rastegaev einen geringeren Schlankheitsgrad auf als herkömmliche Stauchproben ($h_0/d_0 = 2/3$).

Oberländer untersuchte in seiner Arbeit [10], bis zu welchem Umformgrad Fließkurven mit dem Rastegaev-Versuch zuverlässig bestimmt werden können. Er gibt hierbei einen Umformgrad von $\varphi = 1,4$ an.

Stauchen von nichtzylindrischen Proben

Nichtzylindrische Stauchproben zeigen in der Regel eine sogenannte Sanduhrengeometrie. Dies bedeutet, dass die Stauchproben an den Stirnseiten einen großen und in der Mittelebene einen verringerten Durchmesser aufweisen. Diese geometrische Eigenschaft der Probe führt zu einer Reduzierung des Reibungseinflusses auf die geometrische Formgebung und den axialen Kraftbedarf. Pöhlandt [11] beschreibt jedoch, dass bei der Versuchsauswertung derartiger

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



Stauchprobengeometrien Schwierigkeiten infolge eines mehrachsigen Spannungszustands auftreten. Daher ist eine rein experimentelle Fließkurvenaufnahme mit einer derartigen Probengeometrie fragwürdig.

Raedt [28] führte Stauchversuche mit Schulter- und Kragenproben durch. Er verwendete diese modifizierten Probengeometrien, um seine zuvor aufgenommene Fließkurve invers auf der Basis von FEM-Simulationen anzupassen und zu verifizieren. Durch den Einsatz einer FEM-Software wurde die Auswertung des dreidimensionalen Spannungszustandes ermöglicht. Die experimentell und numerisch berechneten Stauchproben sind in Abb. 11 abgebildet. In den numerisch generierten Geometrien ist zu erkennen, dass die verwendeten Probengeometrien bei höheren Umformgraden ebenfalls zu einer Faltenbildung tendieren.



Abb. 11: a) Experimentell und simulativ gestauchte Schulterprobe; b) experimentell und simulativ gestauchte Kragenprobe aus 16MnCr5, GKZ [28]

3.2.3 Torsionsversuch

Beim Torsionsversuch wird die Fließkurve anhand der ausgebildeten Schubspannung berechnet. Der Versuch ermöglicht sowohl eine reibungsfreie Umformung als auch eine vergleichsweise große Formänderung. Mit diesen Eigenschaften werden im Torsionsversuch die Vorteile aus Zug- und Stauchversuch kombiniert. Als Nachteil ergeben sich jedoch hohe Anforderungen an die Versuchsdurchführung infolge der zugrundeliegenden Theorie der Torsion. Die grundlegenden Voraussetzungen dieser Theorie ergeben sich aus der Ebenheit des betrachteten Querschnitts, einer konstanten Probenlänge und der Aufrechterhaltung der Isotropie[29]. Einen weiteren Nachteil stellt die über den Radius der Probe linear veränderliche Umformgeschwindigkeit dar. Diesem Nachteil wird durch hohle Probengeometrien begegnet. Hierbei wird die Umformgeschwindigkeit als konstant angenommen [30].

Die Auswertung des Torsionsversuches erfolgt, indem die Schubspannung zunächst als Funktion der Schiebung α (Gleichung 11) betrachtet wird. Hierzu wird herkömmlicherweise die Außenfaser der Probe betrachtet [11].

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



$$\gamma_r(\alpha) = \frac{r * \alpha}{l_0}$$
 Gleichung 11

Im weiteren Vorgehen kann die Schubspannung mit Hilfe der gemessenen Drehmoment-Drehwinkel-Kurve berechnet werden. Für volle Torsionsproben gilt dabei folgender Zusammenhang:

$$\tau (\gamma_r, \gamma_r) = \frac{3M(r, \gamma_r, \dot{\gamma}_r)}{2\pi r^3} \left(1 + \frac{1}{3M} \left(\gamma_r \frac{\theta M}{\theta \gamma_r} + \dot{\gamma}_r \frac{\theta M}{\theta \dot{\gamma}_r} \right) \right)$$
Gleichung 12

Eine Erfassung der Fließspannung allein auf der Basis von der äußersten Faser erscheint physikalisch wenig sinnvoll, da an der Probenoberfläche die Werkstoffeigenschaften am ehesten verfälscht dargestellt werden. Ursächlich hierbei sind Oberflächendefekte aufgrund der spanenden Bearbeitung, Aufhärtung durch eventuelle Umformvorgange, Oxidation und die Ausbildung von Mikrorissen. Daher wurde von Pöhlandt und Tekkaya [31] ein Lösungsweg entwickelt, der die Betrachtung einer innenliegenden Faser berücksichtigt.

Ein weiteres Problem der Fließkurvenberechnung erscheint durch die Wahl eines geeigneten Fließkriteriums. In Wissenschaft und Praxis werden meist die Fließkriterien nach von Mises oder nach Tresca verwendet. Beide betrachten den Vergleichsumformgrad proportional zur Schiebung und die Fließspannung proportional zur Schubspannung [11]. Die Fließkriterien lassen sich dabei durch folgende Zusammenhänge beschreiben:

$$k_f = \beta * \tau$$
 Gleichung 13

$$\varphi_{v} = \frac{\gamma}{\beta}; \ \dot{\varphi}_{v} = \frac{\dot{\gamma}}{\beta}$$
 Gleichung 14

$$\beta = \begin{cases} \sqrt{3} & f \ddot{u}r \ von \ Mises \\ 2 & f \ddot{u}r \ Tresca \end{cases}$$
 Gleichung 15

Durch den Unterschied der in Gleichung 15 dargestellten Fließkriterien ist die absolute Höhe der berechneten Fließspannung mit einer vergleichsweise sehr großen Unsicherheit verbunden. Der relative Verlauf der Fließkurve wird jedoch mit einer hohen Genauigkeit wiedergegeben. Reicht der relative Verlauf der Fließkurve für die geplante Anwendung nicht aus, sollte ergänzend zum Torsionsversuch ein Zug- bzw. Stauchversuch unternommen werden.

3.3 Fließkurvenmodellierung

In den bisher beschriebenen Verfahren wurde die Fließspannung auf der Basis von aufgezeichneten Prozessgrößen an verschiedenen Umformgraden berechnet. Auf der Basis von diesen Stützstellen kann die Fließkurve linear oder logarithmisch interpoliert werden. Die Fließspannung kann daher nur bis zu einem verfahrensspezifischen Umformgrad angegeben werden. Um die Fließspannung ebenfalls bei höheren Umformgraden abschätzen zu können, wurden verschiedene mathematische Modelle entwickelt. Diese können grundsätzlich in empirisch begründete und physikalische Modelle unterteilt werden.

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



3.3.1 Empirische Modelle

Empirische Modelle liefern eine Beschreibung der Fließkurve auf der Basis von mechanischen Eigenschaften eines Werkstoffs. Hierzu werden diese als eine Funktion der einflussnehmenden Größen dargestellt. Die einzelnen mathematischen Koeffizienten dieser Funktionen sind werkstoffspezifische Konstanten und werden durch Messdaten aus experimentellen Versuchen ermittelt. Da physikalische Einflüsse auf die mechanischen Eigenschaften in empirischen Modellen nicht berücksichtigt werden, sind die ermittelten Koeffizienten nur unter den gegebenen Randbedingungen (Umformgeschwindigkeit und Werkstücktemperatur) des experimentellen Versuchs gültig. Eine Extrapolation über die experimentell ermittelte Fließkurve hinaus ist nur bedingt möglich. Hier müssen einflussnehmende, physikalische Effekte, wie die Wärmeentwicklung im Werkstück, berücksichtigt werden [32].

Im Folgenden werden die heute üblicherweise Funktionen zur Fließkurvenmodellierung vorgestellt:

Fließkurvenmodell nach Hollomon

Das Fließkurvenmodell nach Hollomon (Gleichung 16) beschreibt die Fließkurve auf der Basis eines einfachen Potenzansatzes. Somit erscheint die Fließkurve in doppeltlogarithmischer Darstellung als eine Gerade. Die Gleichung eignet sich zur Berechnung der Fließkurven von niedrig- und unlegierten Stählen sowie Aluminium bis zu einem Umformgrad von $\varphi = 1$ [1]. Jedoch wird die Fließspannung bei sehr kleinen Umformgraden ($\varphi < 0,1$) nicht exakt wiedergegeben [30].

$$k_f = C * \varphi^n$$
 Gleichung 16

Panknin und Shawki [33] beschrieben zudem ein modifiziertes Hollomon-Modell. Mit diesem Modell (Gleichung 17) können ebenfalls Fließkurvenverläufe von austenitischen Stählen, Kupfer und Kupferlegierungen relativ genau abgebildet werden.

$$k_f = C * \varepsilon^n$$
 Gleichung 17

Fließkurvenmodell nach Ludwik

Die Ludwik-Gleichung (Gleichung 18) ist eine Erweiterung des Modells nach Hollomon. Die Ludwik-Gleichung unterscheidet sich von der Hollomon-Gleichung, indem der Verfestigungsanteil separat ausgewiesen wird. Dadurch können mit der Ludwik-Gleichung zusätzlich Fließspannungen bei kleinen Umformgraden berechnet werden. Zur Anwendung dieser Gleichung muss jedoch der Koeffizient C, der den Beginn der plastischen Umformung beschreibt, bereits vorab bekannt sein [30].

$$k_f = C + B * \varphi^n$$
 Gleichung 18

Untersuchungen von Hensel und Spittel zeigen, dass beide Ansätze für hochlegierte Stähle annähernd gleiche Ergebnisse liefern. Des Weiteren beschreiben sie, dass dies ebenso für Nicht-Eisen-Metalle gilt [30].

Fließkurvenmodell nach Swift

Swift versuchte ebenfalls mit seinem Modell (Gleichung 19) die Fließspannung bei geringen Umformgraden korrekt abzubilden. Entgegen der Ludwik-Gleichung beabsichtigte Swift die

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



23

vollständige Fließkurve mit einer Potenzfunktion darzustellen. Die Gleichung konnte sich nicht durchsetzen, da die Koeffizienten *A*,*B*,*C* vergleichsweise schwierig zu bestimmen sind [30].

$$k_f = A(B + \varphi)^C$$
 Gleichung 19

Fließkurvenmodell nach Voce

Voce verfolgte den Ansatz, die Werkstoffverfestigung als Funktion der Formänderung darzustellen (Gleichung 20). Hierzu nahm er an, dass sich ein Werkstoff nicht beliebig, sondern gegen einen Grenzwert – gegen die Sättigungsspannung – verfestigt [32].

$$k_f = A - (A - B)e^{-\frac{\varphi}{C}}$$
 Gleichung 20

3.3.2 Semi-empirische Modelle

Semi-empirische Modelle basieren sowohl auf physikalischen Beobachtungen als auch der Auswertung von empirisch ermittelten Messdaten. In der Regel wird dabei eine empirisch ermittelte Fließkurve durch mathematische Modifikationen auf der Basis von physikalischen Beobachtungen erweitert. Die physikalischen Effekte können dabei bspw. durch eine höhere Umformtemperatur bzw. eine höhere Dehnrate auftreten. Im Folgenden werden zwei bekannte semi-empirischen Modelle vorgestellt:

Fließkurvenmodell nach Johnson-Cook

Das Modell von Johnson und Cook beschreibt eine Erweiterung des empirischen Modells nach Ludwik. Sie erweiterten den dehnungsabhängigen Term nach Ludwik um je einen dehnratenund temperaturabhängigen Term (Gleichung 21 bis Gleichung 23). Eine Besonderheit des Johnson-Cook-Modells besteht darin, dass die Dehnung, die Dehnrate und die Temperatur unabhängig voneinander betrachtet werden können [34], [35].

$$\sigma_{pl}(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = (A + B\varepsilon^{n}) * (1 + Cln(\dot{\varepsilon}^{*})) * (1 - E(T^{*})^{m})$$
Gleichung 21
$$\dot{\varepsilon}^{*} = \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{0}}$$
Gleichung 22

$$T^* = \frac{(T - T_0)}{(T_m - T_0)}$$
 Gleichung

Anwendung findet das Johnson-Cook-Modell überwiegend bei sehr hohen Temperaturen und hohen Dehnraten. Daher wird das Johnson-Cook-Modell in der Regel für Zerspanungssimulationen herangezogen.

Fließkurvenmodell nach Hensel-Spittel

Hensel und Spittel betrachteten in ihrer Arbeit [30] den Modellierungsansatz nach Hajduk. In diesem Ansatz wird die Entfestigung des Werkstoffs mit steigender Temperatur anhand einer Exponentialfunktion und die Verfestigung des Werkstoffs mit steigender Formänderung und mit steigender Umformgeschwindigkeit mit einer Potenzfunktion beschrieben. Dieser Zusammenhang wird in Gleichung 24 mathematisch dargestellt.

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



$$k_{fm} = k_{fm0} A_1 e^{-m_1 \vartheta} A_2 \varphi^{m_2} A_3 \dot{\varphi}^{m_3}$$
 Gleichung 24

Hensel und Spittel wiesen in ihrer Arbeit nach, dass sich dieser Ansatz für die Berechnung der mittleren Umformfestigkeit sehr gut eignet. Sie beschreiben, dass dem Ansatz nach Hajduk "qualitativ richtige Gesetzmäßigkeiten über den Einfluss der Temperatur im Einphasengebiet, der Formänderung und der Umformgeschwindigkeit auf die Umformfestigkeit" zugrunde liegen [30]. Auf der Basis des beschriebenen Ansatzes definierten Hensel und Spittel eine mathematische Vorgehensweise zur Berechnung der Fließspannung. Dabei sind die Werkstoffkonstanten A₁, A₂, A₃, m₁, m₂ und m₃ für jeden Werkstoff anhand empirischer Daten zu ermitteln. Sie weisen in ihrer Arbeit darauf hin, dass die dynamische Rekristallisation und thermodynamische Faktoren in ihrem Ansatz nicht berücksichtigt werden, da hierbei komplexere Zusammenhänge zu Grunde liegen [30].

Eine Erweiterung des Hensel-Spittel-Modells bildet der Freiberger Ansatz [36] (siehe Gleichung 25). Hier wurden weitere Werkstoffkonstanten definiert, um eine höhere Genauigkeit der Fließspannung bei hohen Umformgraden, Dehnraten und Temperaturen zu erhalten.

$$k_{f} = A e^{m_{1}T} \varphi^{m_{2}} \dot{\varphi}^{m_{3}} e^{\frac{m_{4}}{\varphi}} (1+\varphi)^{m_{5}T} e^{m_{7}\varphi} \dot{\varphi}^{Tm_{8}} T^{m_{9}}$$
Gleichung 25

3.3.3 Physikalische Modelle

Die physikalischen Fließkurvenmodelle basieren in der Regel auf einer kinetischen Grundgleichung in Kombination mit einer bzw. mehrerer Strukturevolutionsgleichungen. Eine kinetische Gleichung zur Berechnung der Fließkurve zeigt bei fixierter Struktur folgende Form:

$$\sigma = \sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T, S)$$
Gleichung 26

Die Gleichung zeigt eine Abhängigkeit der Fließspannung von der Dehnung, der Dehnrate (bzw. Umformgeschwindigkeit), der Umformtemperatur und einer Strukturvariablen. Eine fixierte Struktur bedeutet dabei, dass der aktuelle Zustand der Mikrostruktur des Werkstoffs durch eine Variable in Abhängigkeit von der Dehnung, der Dehnrate und der Umformtemperatur beschrieben wird. Dabei ist es unerheblich, wie dieser Zustand entstanden ist bzw. sich fortan weiterentwickelt. Um die Entwicklung der Mikrostruktur und somit die korrekte Fließkurve zu jedem beliebigen Zustand berechnen zu können, ist die Beschreibung einer Strukturevolutionsgleichung notwendig. Je nach Modellansatz kann die Strukturevolutionsgleichung wiederum in Abhängigkeit von der Dehnung, der Dehnrate und der Temperatur aufgestellt werden. Als Beispiele für physikalische Modelle können das Modell nach Stüwe, das Verbundmodell von Mughrabi, das Ein-Parameter-Modell von Kocks, das Modell von Prinz und Argon, das Modell von Argon und Haasen und das Modell von Estrin genannt werden [32]. Die physikalischen Modelle werden in dieser Studie nicht weiter betrachtet, da diese in der Kaltumformung in der Regel keine Anwendung finden.

3.4 Korrekturen der Fließkurve

Zur Kompensation von physikalischen Einflüssen auf die Fließkurve, wie Reibung oder Umformtemperatur, erfolgt in der Regel eine Korrektur der aufgenommenen Fließkurven. Hierbei

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



können sowohl analytische Modelle als auch inverse Methoden auf der Basis von FEM-Simulation herangezogen werden. Die analytische Korrektur erfolgt dabei direkt auf der ideal berechneten Fließkurve. Dies bedeutet, dass die ideal berechnete Fließkurve mit einem analytisch ermittelten Korrekturfaktor angepasst wird. Dieses Vorgehen ermöglicht in der Regel eine einfache und schnelle Korrektur der Fließkurve, führt jedoch im Vergleich zur inversen Korrektur häufig zu größeren Ungenauigkeiten im Fließkurvenverlauf.

Die inverse Korrektur der Fließkurve erfolgt auf der Basis von FEM-Simulationen. Dabei werden mehrere aufeinanderfolgende Simulationen durchgeführt, in denen die Stützpunkte der ideal berechneten Fließkurve bzw. die Variablen des jeweiligen Fließkurvenmodells (DoE-Variablen) innerhalb eines vorgegebenen Bereichs variiert werden. Die Korrektur der Fließkurve erfolgt dabei in der Regel durch die Vorgabe des experimentell aufgezeichneten Kraft-Weg-Verlaufs als Zielfunktion. Die Auswertung der inversen Fließkurvenkorrektur erfolgt durch die Berechnung der Abweichung zwischen der vorgegebenen Zielfunktion und den jeweils numerisch berechneten Daten. Um den dafür erforderlichen Simulationsaufwand zu reduzieren, können die Bereiche der DoE-Variablen durch einen Optimierungsalgorithmus gezielt verringert werden, ohne die Genauigkeit der Rechnung zu verschlechtern.

3.4.1 Analytische Korrektur der Reibung

Zur analytischen Kompensation der Reibung wird in der Regel eine der folgenden Gleichungen angewendet [37].

$$\sigma_{compensate} = \sigma_{ideal} * \left(1 + \frac{m * D_{ideal}}{3 * \sqrt{3} * h}\right)$$
Gleichung 27
$$\sigma_{compensate} = \sigma_{ideal} \frac{C^2}{2(e^C - C - 1)}$$
Gleichung 28
$$C = \frac{m * D_{ideal}}{h}$$
Gleichung 29

Beide vorgestellten Gleichungen wurden auf der Basis des Reibfaktormodells entwickelt. D_{ideal} entspricht dabei jeweils dem idealen Durchmesser der gestauchten Probe bei der betrachteten Probenhöhe h. Sofern der auftretende Reibfaktor m nicht bekannt ist, kann dieser anhand folgender Gleichungen über den Ausbauchungsfaktor b näherungsweise bestimmt werden:

$$m_{ideal} = 3\sqrt{3} \left(\frac{b * \frac{D_{ideal}}{h}}{24 - 4b} \right)$$
Gleichung 30
$$b = 4 \frac{D_{max} - D_{min}}{h_0 - h} \frac{h}{D_{ideal}}$$
Gleichung 31

Zur einfacheren Durchführung der Reibungskompensation wird in beiden vorgestellten Methoden ein über die gesamte Reibungsfläche konstanter Reibfaktor angenommen. Eine derart konstante Reibung wird in realen Experimenten jedoch nicht erreicht. Zudem wird bei beiden

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



Ansätzen nicht berücksichtigt, dass Teile der initialen Mantelfläche des Probenzylinders infolge des Stauchvorgangs partiell in den Bereich der Stirnfläche eingezogen werden. Die Reibungskompensation ist daher nur als näherungsweise Kompensation zu sehen.

3.4.2 Analytische Korrektur der Temperatur

Für die Kompensation der Temperatur muss zunächst die tatsächliche Temperatur in der Probe ermittelt werden. Bei niedrigen Umformgeschwindigkeiten kann dies mittels Thermoelemente erfolgen. Bei Stauchversuchen, die bei einer höheren Umformgeschwindigkeit durchgeführt werden, führt die Trägheit der Thermoelemente zu abweichenden Temperaturen. In diesem Fall müssen sowohl die Erwärmungs- als auch Abkühlungseffekte analytisch betrachtet werden.

Um die Erwärmung der Stauchprobe zu berechnen, wird ein adiabatischer Zustand in der Probe angenommen. Dies bedeutet, dass die thermische Wärmeübertragung durch Strahlung, Leitung und Konvektion vernachlässigt wird und lediglich eine Temperaturerhöhung infolge der umgewandelten Umformenergie resultiert. Hierzu stellte Spittel [38] Gleichung 32 auf:

Darin ist ΔT_+ die adiabatische Temperaturänderung, ρ die Materialdichte, C_p die spezifische Wärmekapazität und α der Energieumwandlungsfaktor. Während die Materialdichte und spezifische Wärmekapazität Materialkonstanten sind, kann für den Energieumwandlungsfaktor ein Wert von 0,95 angenommen werden [39].

Zur Berechnung der Probenabkühlung wird die thermische Wärmeübertragung betrachtet. Nach Zhao [40] ist dabei lediglich die Wärmeleitung von Bedeutung, da diese den dominantesten Mechanismus darstellt. Hierzu schlugen Sample und Field [41] Gleichung 33 vor:

$$\Delta T_{-} = \frac{2\alpha}{\rho C_{p}h} * (T_{t-1} - T_{Die}) * \Delta t \qquad \qquad \text{Gleichung 33}$$

Darin sind ΔT - die Temperaturabnahme durch Wärmeleitung, α - der Wärmeleitungskoeffizient, T_{t-1} - die Probentemperatur aus dem letzten Intervall und T_{Die} - die Werkzeugtemperatur. Für die weitere Berechnung der Probentemperatur müssen beide Temperaturänderungen ΔT_{+} und ΔT_{-} mit der Ausgangstemperatur addiert werden.

Da sich die präsentierte Methode der Temperaturberechnung lediglich für reibungsfreie Systeme bzw. Systeme mit sehr geringer Reibung eignet, schlug Zhao [42] zusätzlich Gleichung 34 zur Berechnung der Temperatur vor:

$$\Delta T = \frac{h\sigma_a}{h_T} \left(\alpha \dot{\varepsilon} + \frac{mv_a}{h} \right) \left(1 - e^{\frac{h_T t}{C_p \rho h}} \right)$$
Gleichung 34

Dabei sind σ_a - die durchschnittlich berechnete Spannung, h_T - der Wärmeübergangskoeffizient zwischen Probe und Werkzeug und t - die Zeit.

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



Die Korrektur der berechneten Fließspannung kann anschließend durch die Definition von Variablen eines temperaturabhängigen Fließkurvenmodells erfolgen. Nachteilig ist dabei die Ungenauigkeit der Fließkurve, die sich bei höheren Umformgraden infolge fehlender Messwerte ergibt. Zhao schlug daher vor, die berechnete Fließspannung, wie in Abb. 12 zu sehen, über die Temperatur abzuleiten. Hierzu müssen mehrere Versuche bei unterschiedlicher Umformtemperatur herangezogen und bei identischen Umformgraden und Umformgeschwindigkeiten ausgewertet werden.



Abb. 12: Ansatz zur Korrektur von Fließspannungsabweichungen infolge der Wärmeentwicklung in der Probe [42]

Kopp [39] schlug auf der Basis von Zhaos Methode vor, eine lineare Interpolation zwischen einzelnen Stützstellen vorzunehmen. Die Temperaturkompensation erfolgt dabei anhand der zwei Stützstellen, die der erforderlichen Temperatur am nächsten liegen.

3.4.3 Inverse Fließkurvenkorrektur

Entgegen des Vorgehens der Korrektur der vorgestellten analytischen Methoden wird bei der inversen Fließkurvenkorrektur versucht, auf der Basis von numerischer FEM-Berechnung eine höhere Genauigkeit der Fließkurve zu erreichen. Methoden bzw. Probleme in der FEM-Berechnung können in direkte und inverse Methoden unterschieden werden. Ein direktes Problem liegt vor, wenn anhand gegebener Eingangsparameter (z.B. Fließkurve, Reibung, Geometrie usw.) eine Zielgröße (z.B. Kraft-Weg-Verlauf) zu berechnen ist. Dem entgegen beschreibt ein inverses Problem ein Vorgehen, wobei die optimalen Eingangsparameter anhand einer gegebene Zielgröße zu berechnen sind. Eine derartige inverse Methode sieht vor, dass mehrere Iterationsschleifen mit unterschiedlichen Eingangswerten unternommen werden. Die Identifikation geeigneter Eingangsparameter erfolgt anhand der Abweichung zwischen der berechneten und der gegebenen Zielgröße [43]. Es erfolgen so viele Iterationsschleifen, bis eine geforderte Genauigkeit erreicht wird. Um eine höhere Effizienz bei der Ermittlung der optimalen Eingangsparameter zu erhalten, können zusätzlich Optimierungsalgorithmen, wie beispielsweise Partikelschwarmoptimierung, Hill-Climber oder Latin-Hyper-Cube eingesetzt werden.

Chenot et al. [44] stellten bereits 1996 eine Methode vor, die eine inverse Bestimmung der Fließkurve ermöglicht. In der präsentierten Methode wurden die Variablen von insgesamt 3 unterschiedlichen Fließkurvenmodellen auf der Basis eines Torsionsversuchs invers berechnet. Die betrachteten Modelle wiesen dabei bis zu 6 Variablen auf. Ein Vergleich zwischen



einer analytisch ermittelten und den invers bestimmten Fließkurven zeigte, dass die Abweichung zwischen dem experimentell aufgezeichneten und den numerisch berechneten Drehmomentverläufen stellenweise halbiert werden konnte.

Szeliga et al. [45] betrachteten erstmals eine inverse Methode zur gleichzeitigen Bestimmung von Fließkurve und Reibungsmodell. Dabei wurden Zylinder- und Ringstauchversuche durchgeführt und hinsichtlich ihrer Eignung zur Reibungsbestimmung bewertet.

Xinbo et. al. [46] entwickelten eine Methode des zur Kompensation von reibungsbedingten Abweichungen der experimentell ermittelten Fließkurve mit einer Korrekturfunktion. Die Korrekturfunktion wird dabei mit sämtlichen Stützstellen der Fließkurve multipliziert, um die reibungskompensierte Fließkurve zu ermitteln. In den anschließenden FEM-Simulationen werden somit lediglich die Variablen der Korrekturfunktion optimiert, um die Abweichung zwischen dem experimentellen und dem numerischen Kraft-Weg-Verlauf zu minimieren. Eine Potenzfunktion zweiten Grades als Korrekturfunktion zeigte die besten Ergebnisse.

Altan et al. beschrieben 2003 in [43] eine inverse Methode, die eine simultane Bestimmung der Fließkurve und des Reibfaktors anhand eines Ringstauchversuchs ermöglicht. Nach der Methode werden zunächst mittels FEM-Simulationen die beiden Variablen der Hollomon-Gleichung für einen initial bestimmten Reibfaktor anhand des experimentellen Kraft-Weg-Verlaufs bestimmt. Anschließend wird der numerische Verlauf des Innendurchmessers in Abhängigkeit des Weges mit experimentell erzeugten Zustellmustern in Relation gesetzt. Sofern die gewünschte Genauigkeit nicht erreicht wurde, wird in der nachfolgenden Iterationsschleife der Reibfaktor angepasst und die Berechnung erneut durchgeführt. Die Verifizierung der invers ermittelten Fließkurve wird anhand Rastegaev-Versuche durchgeführt. Dabei wurde für die Variable C eine Abweichung von 3,3 % und für die Verfestigungskomponente n eine Abweichung von 9,5 % ermittelt.

Kamaya et al. stellten 2011 in [47] eine semiempirische inverse Methode vor, um die Fließkurve aus einem Zugversuch bestimmen zu können. Dabei wird der Bereich der Einschnürung optisch aufgezeichnet und numerisch nachgebildet. Aufgrund des mehrachsigen Spannungszustands weichen die experimentellen und numerisch ermittelten Kraft-Weg-Verläufe voneinander ab. Die Abweichung jeder Stützstelle wird sukzessive und individuell berechnet, um so eine korrigierte Fließkurve zu erhalten. In ihrer Arbeit präsentieren Kamaya et al. derartig erzeugte Fließkurven bis zu einem Umformgrad von 0,8.

Vuppala et al. präsentierten 2020 in [48] die Methodik FepiM (Flow curve determination through Explicit Piecewise Inverse Modelling). Dabei werden die jeweiligen Stützstellen der isothermen Fließkurve ähnlich dem Ansatz von Kamaya et al. sukzessive berechnet. Anders als Kamaya et al. betrachteten Vuppala et al. die Möglichkeit einer sukzessiven invers berechneten Fließkurven auf der Basis von Zylinderstauchversuchen. Zur Kompensation der Reibung wurde dabei eine konstante Reibungszahl von $\mu = 0,2$ angenommen. Die Genauigkeit der mit dieser Vorgehensweise ermittelten Fließkurve wurde von den Autoren mit 0,8 % angegeben.

Shatla et al. stellten 2001 in [49] die Software Oxcut vor, die zur Berechnung von Kräften und Temperaturen in spanbildenden Prozessen eingesetzt werden kann. Dabei wurden numerische Prozessgrößen anhand der Theorie nach Oxley berechnet, welche sämtliche mechanische Zusammenhänge bei der Spanbildung analytisch beschreibt. In dieser Arbeit wurde versucht, mit Hilfe der entwickelten Software die Variablen des Johnson-Cook-Modells invers zu bestimmen. Hierzu wurden die folgenden experimentell Prozessgrößen ermitteltet: die Schneidkraft, die Vorschubkraft, die Temperatur und die Spangeometrie. Derart ermittelte

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



Fließkurven zeigten geringe Abweichungen in Relation zu konventionell aufgezeichneten Fließkurven.

Denkena et al. [50] und Bäker [51], [52] entwickelten ebenfalls inverse Methoden zur Bestimmung der Johnson-Cook-Variablen anhand eines spanbildenden Prozesses. Der Fokus dieser Untersuchungen lag auf einer deutlichen Reduzierung der hierzu notwendigen Iterationsschleifen. In [50] wurde dies über ein zweistufiges Vorgehen erreicht, bei dem zunächst anhand einfacher realer Prozessdaten über ein Skript mit Optimierungsalgorithmus das grundlegende Materialmodelle ermittelt wird. Anschließend wurde dieses invers ermittelte Modell mittels eines Skriptes, das wiederum Oxleys Berechnungstheorie betrachtet, weiter konkretisiert. In [51] und [52] ist eine inverse Methode beschrieben, mit der eine Optimierung der Johnson-Cook-Variablen auf der Basis von physikalischem Wissen erfolgt. Mithilfe eines Optimierungsalgorithmus werden die Variablen gezielt anhand charakteristischer Merkmale in den eingehenden Prozessgrößen optimiert. Sowohl [50] als auch [51] und [52] geben an, eine deutliche Reduzierung der notwendigen Iterationsschleifen zu erreichen. Einflüsse durch die Reibung auf die Fließkurve werden in beiden Methoden nicht berücksichtigt.

Der präsentierte Stand der Forschung zu inversen Methoden zur Bestimmung von Fließkurven von Stählen zeigen, dass weiterhin Forschungsbedarf besteht, um die Genauigkeit der Fließkurven, insbesondere bei hohen Umformgraden, zu erhöhen. Hinsichtlich der bisher durchgeführten Arbeiten zur inversen Fließkurvenbestimmung ist zu bemerken, dass ein Großteil der Autoren bestehende und neue Methoden auf Basis von empirischen Fließkurvenmodellen betrachteten. In jenen Arbeiten, in denen eine tabellarische Form der Fließkurve vorausgesetzt wird, erfolgt die Berechnung der einzelnen Stützstellen der isothermen Fließkurve sukzessive. Des Weiteren ist auffällig, dass in den meisten Arbeiten ein konstanter teilweise gegebener Reibfaktor bzw. Reibungszahl betrachtet wurde. Bei einer derartigen Annahme werden die Reibungseinflüsse stellenweise über- bzw. unterschätzt.

Aus den obigen Ausführungen können für diese Studie somit folgende Untersuchungsziele abgeleitet werden:

- Entwicklung einer inversen Methode zur parallelen Bestimmung der werkstoffspezifischen Fließkurve und der auftretenden Reibung,
- Inverse Fließkurve in tabellarischer Form bestimmen, um Ungenauigkeiten der Fließkurve speziell bei höheren Umformgraden zu vermeiden und
- Reibung sollte spezifisch in Abhängigkeit von äußeren Einflüssen (Flächenpressung, Temperatur, Geschwindigkeit) bestimmt werden können.



4 Numerische Voruntersuchungen

Im Rahmen der numerischen Voruntersuchungen zu dieser Studie wurden wichtige Prozessgrößen eines Zylinderstauchversuchs ausgewertet und mit vergleichbaren Versuchen in Relation gesetzt. Das Ziel dieser numerischen Untersuchungen bildete der Aufbau eines allgemeinen Prozessverständnisses hinsichtlich des Einflusses einzelner Prozessparameter auf den Kraft-Weg-Verlauf, den Umformgrad, die Temperatur und die Ausformung der gestauchten Probe. Zudem dienen diese Untersuchungen der Identifikationen geeigneter Prozessparameter und Probengeometrien für die simultane Ermittlung der Fließkurve und der druckabhängigen Reibung auf der Basis von numerischen Optimierungsstudien in DEFORM. Als Grundlage werden daher im folgenden Kapitel zunächst die im Preprocessing angebotenen Modellparametrisierungen sowie die Randbedingungen von Optimierungsstudien aufgezeigt.

4.1 Aufbau Optimierungsstudie in DEFORM

Optimierungsstudien beschreiben ein indirektes FEM-Problem und dienen der Identifikation von idealen Eingangsparametern, um vorgegebene Zielwerte bzw. Zielfunktionen mit einer möglichst geringen Abweichung abzubilden. Die FEM-Software DEFORM bietet hierfür ein integriertes Optimierungsmodul. Im Folgenden wird der Aufbau und die Definitionsmöglichkeiten mit Hilfe des vereinfachten Blockschaubilds in Abb. 13 für die inverse Fließkurvenermittlung vorgestellt.



Abb. 13: Vereinfachtes Blockschaubild zur Abfolge einer Optimierungsstudie in der FEM-Software DEFORM

Die Basis einer Optimierungsstudie bildet eine initiale Simulation. Darin werden alle festen (d.h. in der Optimierungsstudie unveränderlichen) Simulationsparameter festgelegt. Anschließend können im darauf aufbauenden Modul "Optimierungsstudie" die sogenannten DoE-Variablen definiert werden. Hierzu muss für jede Variable ein oberer und ein unterer Grenzwert eingegeben werden. Innerhalb dieses Bereichs soll im Rahmen der Optimierungsstudie der "optimale" Betrag der Variablen zur möglichst exakten Abbildung der Zielwerte ermittelt werden. In Bezug auf die vorgesehene Optimierungsaufgabe müssen bezüglich der Fließkurve

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



und der druckabhängigen Reibung mehrere DoE-Variablen definiert werden. Dabei ist zu berücksichtigen, dass die jeweiligen Stützstellen gemäß den Beispielen in Abb. 14 lediglich in y-Richtung freigegeben werden können (d.h. für die Fließkurve: Umformgrad ist fixiert, entsprechende Fließspannung ist variabel innerhalb der Grenzwerte). Weiterhin können die Stützstellen entweder gekoppelt in einer gemeinsamen DoE-Variablen (Abb. 14a) oder individuell als einzelne unabhängige DoE-Variable (Abb. 14b) definiert werden.

Durch eine Kopplung der Stützstellen können diese nur gemeinsam um den relativen Betrag innerhalb der definierten Grenzwerte eingestellt werden. Diese Option ist hilfreich, um die Anzahl der notwendigen Simulationen deutlich zu reduzieren und Effekte wie beispielsweise ein sogenanntes "Overfitting" zu vermeiden. Eine zusätzliche Abhängigkeit zwischen den individuell definierten DoE-Variablen wie beispielsweise "Punkt A muss immer größer als Punkt B sein" ist nicht möglich.



Abb. 14: Variation der Fließkurve: a) Stützstellen der Fließkurve als gemeinsame DoE-Variable definiert; b) Stützstellen als individuelle DoE-Variablen definiert

Weiterhin müssen die Zielwerte der Optimierungsstudie festgelegt werden. Hierbei bietet DE-FORM die Möglichkeit, mehrere Zielwerte bzw. Zielfunktionen zu definieren. Somit kann im Beispiel der angedachten Optimierungsstudie sowohl ein Kraft-Weg-Verlauf als auch ein geometrisches Merkmal (z.B. Durchmesser in Symmetrieebene) vorgegeben werden. Hierbei besteht jedoch die Einschränkung, dass das geometrische Merkmal im Vergleich zum Kraft-Weg-Verlauf nicht als Funktion in Abhängigkeit vom Weg oder von der Zeit etc. definiert werden kann. Es wird dabei lediglich der Betrag nach dem letzten Simulationsschritt betrachtet. Sofern mehrere Zielwerte in einer Optimierungsstudie betrachtet werden, sollten diese zueinander skaliert bzw. gewichtet werden.

Optional besteht die Möglichkeit, mehrere Prozesse (z.B. Zylinderstauchversuch und Ringstauchversuch) simultan in der Optimierungsstudie zu betrachten. Hierfür werden sogenannte "Case-Variablen" festgelegt. Diese können ähnlich wie die DoE-Variablen auf nahezu alle Simulationsparameter angewendet werden, um die betrachteten Prozesse mit allen notwendigen Randbedingungen (z.B. Geometrie) zu definieren. Hierbei besteht jedoch seitens DE-FORM aufgrund der notwendigen Vergleichbarkeit der Prozesse die Einschränkung, dass lediglich ein Zielwert (i.d.R. Kraft-Weg-Verlauf) vorgegeben werden kann. Eine gemeinsame Betrachtung mehrerer Prozesse mit einem geometrischen Zielwert ist somit nicht möglich.

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



Zuletzt müssen Abbruchkriterien für die Optimierungsstudie definiert werden. Im beispielhaften Ablauf in Abb. 13 bildet die maximal zulässige Abweichung s das Abbruchkriterium. Zusätzlich oder alternativ kann eine maximale Simulationsanzahl vorgegeben werden, falls die gewünschte Abweichung zu den Zielwerten nicht erreicht wird oder Optimierungszyklen nicht konvergieren.

Der Ablauf innerhalb der Optimierungsstudie sieht vor, dass die DoE-Variablen einen zufälligen Betrag innerhalb der vorgegebenen Grenzwerte zugewiesen bekommen. Anschließend wird auf der Basis von den zufällig definierten DoE-Variablen eine initiale Simulation berechnet. Die berechneten Prozessgrößen (im Beispiel der Fließkurve Kraft-Weg-Verlauf und Probendurchmesser in der Symmetrieebene) werden mit den vorgegebenen Zielwerten in Relation gesetzt und eine Abweichung berechnet. Dieser Vorgang wird solange wiederholt, bis die gewünschte Genauigkeit der betrachteten Prozessgrößen erreicht wird. Optional besteht hierbei die Möglichkeit, statistische Hilfsmittel, wie beispielsweise einen Latin-Hyper-Cube, zu verwenden, um initial den vollständigen Wertebereich zu scannen.

4.2 Aufbau eines Simulationsmodells für das Zylinderstauchen

Für die Durchführung der oben erwähnten Optimierungsstudie wurde das in Abb. 15 dargestellte Simulationsmodell entwickelt. Aufgrund der Rotationssymmetrie in einer zweidimensionalen Umgebung aufgebaut. Zudem wurde eine Plansymmetrie bezüglich der äquatorialen ebene der Stauchprobe berücksichtigt, sodass nur ein Viertel des Stauchprobenquerschnitts berechnet und nur eine Stauchbahn berücksichtigt wurden. Die Stauchprobe wurde mit ca. 1.000 Elementen vernetzt. Zur Beschreibung des Materialverhaltens wurden die Fließkurven der Stahlsorte C15E2C (Abb. 16) verwendet, die am Institut für Umformtechnik im Vorfeld der Studie aufgenommen wurden. Im Simulationsmodell wurde die initiale Probentemperatur auf 20 °C festgelegt. Die Stauchbahn wurde als starrer Körper mit einer initialen Temperatur von ebenfalls 20 °C definiert. Das vorgegebene Geschwindigkeitsprofil der Werkzeugbewegung entspricht einer linear abfallenden Geschwindigkeit, die eine Umformgeschwindigkeit von $\dot{\phi} = 0,1$ 1/s beschreibt. Die Kontaktbedingungen zwischen den beiden Simulationskörpern wurden mit einem Reibfaktor von m = 0,1 und einem Wärmeübergangskoeffizienten von 5 (N/s)/(mm/K) vorgegeben. Eine vollständige Übersicht zu allen Simulationsparametern und Einstellungen des Preprocessings sind Tab. 2 zu entnehmen.



Abb. 15: Simulationsmodell vor und nach dem Prozess





Abb. 16: Fließkurven einer am IFU charakterisierten Charge des Werkstoffes C15E2C

1. Stauchprobe	
1.1 Werkstoffgesetz	Plastisch, isotrope Verfestigung
1.2 initiale Temperatur	20 °C
1.3 Elementanzahl	1.000
1.4 Remesh-Kriterium	Max. 100 Berechnungsschritte
1.5 Material	C15 (DEFORM-Datenbank)
2. Stauchbahn	
2.1 Werkstoffgesetz	Starr (keine Vernetzung)
2.2 initiale Temperatur	20 °C
2.3 Bewegung	$\dot{\varphi} = 0,1 \ 1/s$
3. Kontaktbedingungen	
3.1 Reibfaktor	m = 0,1
3.2 Wärmeübergangskoeffizient	5 N/s/mm/°C
4. Allgemeine Simulationseinstellungen	
4.1 Solver	Spooles
4.2 Iterationsmethode	Newton-Raphson
4.3 Schrittinkrement	0,02 mm/Schritt
4.4 Abbruchkriterium	Verschiebung Hauptwerkzeug um 5 mm

Tab. 2: Übersicht der verwendeten Simulationsparameter in DEFORM 12.1

4.3 Simulation des Zylinderstauchversuchs

4.3.1 Einfluss der Umformgeschwindigkeit auf den Stauchvorgang

Um den Einfluss der Umformgeschwindigkeit auf den Kraft-Weg-Verlauf und die Temperaturentwicklung zu charakterisieren, wurde die Simulation des Stauchvorgangs mit den Umformgeschwindigkeiten $\dot{\phi} = 0,1$ und 1,0 1/s durchgeführt. Eine Auswertung bei weiteren Um-

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



formgeschwindigkeiten erschien hierbei nicht sinnvoll, da die fehlenden Fließkurven von DE-FORM auf der Basis von vorhandenen Daten extrapoliert werden. Die berechneten Kraft-Weg-Verläufe sind in Abb. 17a dargestellt. Dabei ist zu sehen, dass die beiden Kurven exponentiell verlaufen. Der Vergleich der berechneten Kraft-Weg-Verläufe zeigt, dass bei einer höheren Umformgeschwindigkeit zunächst eine geringfügig höhere Kraft berechnet wurde. Zudem ist zu erkennen, dass beide Kraftkurven im Bereich der Werkzeugzustellung von ca. 3 mm bis ca. 6 mm nahezu parallel verlaufen. Im weiteren Verlauf zeigt die Kraftkurve der niedrigeren Umformgeschwindigkeit höhere Kraftwerte. Die steil ansteigende Kraft bei geringer Umformgeschwindigkeit ist dabei mit der Wärmeentwicklung während des Stauchversuchs zu begründen. Hierzu wurde in Abb. 17b exemplarisch der letzte Simulationsschritt hinsichtlich der Temperatur dargestellt. Die durchschnittliche Temperatur liegt bei der höheren Umformgeschwindigkeit um ca. 70 °C erhöht, da die Wärme nicht so schnell durch die Masse der Stauchbahn abgeleitet werden kann. Mit einhergehender Erwärmung erfährt der Probenwerkstoff eine Entfestigung, die wiederum zu einem geringeren Kraftbedarf führt.



Abb. 17: a) Kraft-Weg-Verläufe und b) Temperaturverteilungen bei $\dot{\phi} = 0,1$ 1/s und $\dot{\phi} = 1,0$ 1/s; SR = strain rate

Zur Betrachtung der zeitlichen Entwicklung der Probentemperatur wurden vier exemplarische Punkte auf der Mantelfläche des Zylinders definiert. In Abb. 18 ist zu erkennen, dass die Temperatur in Abhängigkeit von der Umformgeschwindigkeit unterschiedlich verläuft. Bei einer Umformgeschwindigkeit von 1,0 1/s ist ein nahezu konstant steigender Verlauf zu erkennen. Lediglich im hinteren Bereich flacht die Kurve etwas ab. Dem entgegen zeigt die Temperaturkurve bei einer Umformgeschwindigkeit von 0,1 1/s eine reduzierte Steigung bis ca. 70 °C und sinkt im weiteren Verlauf wieder ab. Ein derartiger Temperaturverlauf kann mit der quadratischen Zunahme der Kontaktfläche zwischen Stauchprobe und der Stauchbahn erklärt werden. Zudem reduziert sich die tatsächliche Werkzeuggeschwindigkeit kontinuierlich. Somit wird mehr Wärme an die Umgebung und die Stauchbahn abgegeben. Anhand der dargestellten Zusammenhänge ergibt sich für die inverse Fließkurvenaufnahme, dass zunächst Versuche mit einer Umformgeschwindigkeit von 0,1 1/s betrachtet werden sollten, da hierbei geringere thermische Einflüsse und eine konstantere Probentemperatur zu erwarten sind.

Sekretariat: Tel.: Fax:

0711 / 685-83840 0711 / 685-83839 Homepage: www.ifu.uni-stuttgart.de







4.3.2 Einfluss der Reibung auf den Stauchvorgang

Um den Einfluss der Reibung auf den Kraft-Weg-Verlauf, die Temperaturentwicklung und die Probengeometrie untersuchen zu können, wurde die in Kapitel 4.2 beschriebene Simulation mit Reibfaktoren im Bereich von 0 bis zu 0,5 (Schrittweite von 0,1) durchgeführt. Den berechneten Kraft-Weg-Verläufen (Abb. 19a) ist zu entnehmen, dass diese bis zu einer Stauchbahnzustellung von ca. 9 mm einen nahezu identischen Betrag zeigen, bevor mit weiterer Zustellung eine exponentiell wachsende Abweichung zu erkennen ist. Bei detaillierter Betrachtung des vorderen Bereichs der Kurven ist zu erkennen, dass ein höherer Reibfaktor zunächst zu geringfügig höheren Kräften führt. Nach einer Stempelzustellung von ca. 5 mm ist jedoch ein gegensätzliches Verhalten mit geringeren Kräften zu erkennen. Ein vergleichbares Verhalten bezüglich der Haftreibung kann in Abb. 9 beobachtet werden. Entgegen der These von Osakada [23], welche die temporär geringeren Kräfte bei Haftreibung mit einer Entfestigung der äußeren Fasern infolge der tangentialen Zugspannungen begründet, kann die Werkstoffentfestigung in diesem Fall auf die Probentemperatur zurückgeführt werden. In Abb. 20a ist zu erkennen, dass sich mit steigendem Reibfaktor ab einer Stauchbahnzustellung von 5 mm ein kontinuierlich zunehmendes Offset zwischen den einzelnen Temperaturkurven ergibt. Die kontinuierlich anwachsende Abweichung zwischen den Temperaturkurven führt gemäß der Fließkurven in Abb. 16 zu einer Entfestigung des Werkstoffs. Zudem ist in Abb. 20b zu erkennen, dass sich die Temperatur in der Probe sehr gleichmäßig entwickelt. Die Auswirkungen der Reibung auf den Fließwiderstand zeigt Abb. 19b. Im Bereich zwischen $\varphi = 0.4$ und $\dot{\varphi} = 0.9$ ist ein geringfügig niedrigerer Fließwiderstand zu erkennen. Bei höheren Umformgraden weichen die Kurwen des Fließwiderstandes stärker voneinander ab (Abb. 19b).





Abb. 19: a) Numerisch berechnete Kraft-Weg-Verläufe in Abhängigkeit vom Reibfaktor und b) Fließwiderstand in Abhängigkeit vom Reibfaktor auf der Basis von den Kraft-Weg-Verläufen



Abb. 20: a) Temperaturentwicklung in Punkt P1 und b) Temperaturverteilungen bei m = 0 und 0,5 in Abhängigkeit vom Reibfaktor

Wie in Kapitel 3.2.2 beschrieben, führt die Reibung zwischen Stauchbahn und Probe u.a. zu einem Aufwölben der Mantelfläche. Je größer der Reibfaktor desto größer ist die Aufwölbung der Mantelfläche. Im Vergleich der berechneten Aufwölbungen in Abhängigkeit vom Reibfaktor (Abb. 21a) mit der realen ist zu erkennen, dass bei höheren Reibfaktoren (0,3 bis 0,5) nahezu kein Unterschied zu erkennen ist. Die erfassten Werte an den Punkten P1 und P2 (Abb. 21) zeigen, dass ab einem Reibfaktor von 0,3 lediglich geringe Zunahmen der Durchmesserdifferenzen (ca. 0,15mm je Reibfaktordifferenz von 0,1) resultieren. Die analytische Bestimmung des Reibfaktors gemäß Gleichung 30 und Gleichung 31 zeigt zudem, dass die Reibfaktoren mit dieser Vorgehensweise nur bedingt genau bestimmt werden können. Die geringste Abweichung zwischen einem analytisch bestimmten und einem numerisch definierten Reibfaktor beträgt 19% (m = 0,1). Bei allen weiteren betrachteten Reibfaktoren liegt eine bedeutend größere

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



Abweichung vor. Weiterhin nimmt der Reibfaktor einen spürbaren Einfluss auf die reale Verteilung des Umformgrads im Probenvolumen. In Abb. 22 ist zu erkennen, dass sich bei einem reibungsfreien Stauchversuch eine nahezu homogene Verteilung des Umformgrades einstellt. Im Vergleich dazu wird in einer reibungsbehafteten Simulation eine deutlich abweichende Verteilung des Umformgrades berechnet. Bei einem Reibfaktor von 0,5 liegt im Zentrum der gestauchten Geometrie ein Maximum von ca. $\varphi = 1,8$ vor. Ebenfalls wird im äußeren Bereich und im Bereich der initialen Stirnflächen ein deutlich geringerer Umformgrad festgestellt. Dabei ist zu beachten, dass der durchschnittliche Umformgrad dennoch in etwa denselben Betrag zeigt wie die reibungsfrei simulierte Probe. Daher können im Kraft-Weg-Verlauf über weite Bereiche nur geringe Unterschiede festgestellt werden.



Abb. 21: a) Aufwölbung der Mantelfläche in Abhängigkeit vom Reibfaktor; b) analytisch berechneter Reibfaktor (Gleichung 30 und Gleichung 31)



Abb. 22: Numerisch berechnete Verteilung des Umformgrades in Abhängigkeit vom Reibfaktor

Aus dieser Betrachtung geht hervor, dass die analytisch berechnete Reibungskompensation nur als näherungsweise Korrektur betrachtet werden kann. Weiterhin ist zu beachten, dass in experimentellen Stauchversuchen neben systematischen auch zufällige Reibungseffekte auftreten. Die daraus resultierenden prozessspezifischen Schwankungen entlang des Umfangs der Mantelfläche können zu weiteren Ungenauigkeiten in der Reibungskompensation führen. Für die inverse Bestimmung der Reibung sollte daher ein Stauchversuch gewählt werden, mit dem ein größerer Bereich der Reibung robust abgebildet werden kann.

4.4 Untersuchungen zu speziellen Proben- und Stauchbahngeometrien

Aus den Erkenntnissen des Kapitels 4.3.2 geht hervor, dass eine höhere Reibungssensitivität der Probengeometrie zu einer vorteilhaften Ausgangslage führt. Weiterhin geht hervor, dass die Reibung über weite Bereiche des Kraft-Weg-Verlaufs einen untergeordneten Einfluss nimmt. Diese Erkenntnisse bestätigen die Empfehlung von Pietrzyk et al. [45], dass bei simultaner inverser Bestimmung von Fließkurve und Reibung die letztgenannte durch ein reibungssensitives Geometriemerkmal ermittelt werden sollte. Im Rahmen dieser Studie wurde den-

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	


noch die Möglichkeit geprüft, die Fließkurve gemeinsam mit der Reibung durch unterschiedliche Umformprozesse (Case-Variablen) und somit lediglich über die jeweiligen Kraft-Weg-Verläufe zu ermitteln. Für die Untersuchung wurden die in Abb. 23 gezeigten Probengeometrien verwendet.



Abb. 23: In den numerischen Voruntersuchungen betrachtete Probengeometrien

4.4.1 Zylindrische Probengeometrie

Wie Abb. 24 a zu entnehmen ist, wurden in den numerischen Voruntersuchungen Kräfte beim Stauchen von 3 Zylindergeometrien mit unterschiedlichen Schlankheitsgraden (1, 1,67 und 2) ermittelt. Dabei wurde der Reibfaktor m mit den Werten von 0,1 und 0,5 eingestellt, um den jeweiligen Einfluss der Reibung aufzuzeigen. Aus den berechneten Kraftverläufen (ist zu entnehmen, dass mit steigendem Schlankheitsgrad ein geringerer Einfluss der Reibung auf die Kraft verzeichnet werden kann. Es ist auffällig, dass bei einem Schlankheitsgrad von 2 (L = 18 mm) und einem Reibfaktor von 0,5 über relativ große Stauchwege eine niedrigere Kraft berechnet wurde als bei einem Reibfaktor von m = 0,1. Dies kann wiederum auf die Temperaturentwicklung zurückgeführt werden. Weiterhin ist den Kraftverläufen zu entnehmen, dass der exponentielle Kraftanstieg infolge der Reibung bei einem hohen Schlankheitsgrad deutlich später auftritt. Hinsichtlich des berechneten Fließwiderstands (Abb. 24 b) ist zu erkennen, dass bei einem Schlankheitsgrad der Probe von 1,67 (L = 15 mm) bereits eine hohe Übereinstimmung der Kurven resultiert. Somit folgt aus dieser Betrachtung, dass für eine simultane Bestimmung von Reibungsfunktion und Fließkurve ein möglichst kleiner Schlankheitsgrad verwendet werden sollte. Jedoch kann den Kraft-Weg-Verläufen entnommen werden, dass diese bereits zu einem frühen Prozessstadium einen stark ansteigenden Verlauf zeigen und somit unter Berücksichtigung des maximalen Kraftvermögens der Prüfmaschine für spätere experimentelle Untersuchungen von 200 kN keine hohen Umformgrade erreicht werden können. Mit

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



dem betrachteten Werkstoff ist demnach ein maximaler Umformgrad von ca. 1,2 möglich, bevor die maximale Kraft erreicht wird (Abb. 24 a). Je höher der Schlankheitsgrad, desto höhere Umformgrade können innerhalb des vorhandenen Kraftvermögens abgebildet werden, da der reibungsbedingte Kraftanstieg reduziert wird. Hinsichtlich der geometrischen Formausbildung in Abhängigkeit der Reibung ist in Abb. 25 zu erkennen, dass mit zunehmender Reibung ein stärkeres Aufwölben der Mantelfläche stattfindet. Unter Berücksichtigung von Schwankungen der Rundheit der gestauchten Proben im realen Versuch und der tatsächlich messbaren Differenz eignet sich die Aufwölbung nur bedingt für die angestrebte Reibungsermittlung.



Abb. 24: a) Kraft-Weg-Verläufe und b) Fließwiderstand in Abhängigkeit vom Schlankheitsgrad und Reibfaktor



Abb. 25: Umformgrad in Abhängigkeit vom Schlankheitsgrad und Reibfaktor

Aus der Betrachtung unterschiedlicher Schlankheitsgrade geht hervor, dass entweder ein hoher Umformgrad (hoher Schlankheitsgrad) oder eine hohe Reibungssensitivität im Kraftverlauf (kleiner Schlankheitsgrad) zu erkennen ist. Somit eignen sich die unterschiedlichen Schlankheitsgrade nicht für eine Optimierungsstudie mit Case-Variablen (Kapitel 4.1), da hierbei nur

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



Kraft-Weg-Verläufe als Zielwert vorgegeben werden können. Der Reibfaktor und die Fließkurve könnten somit bei hohen Umformgraden nicht eindeutig bestimmt werden. Eine Optimierungsstudie mit nur einem Umformprozess und mehreren Zielgrößen wäre denkbar, jedoch ist die tatsächliche Aufwölbung der Mantelfläche aufgrund von Prozessschwankungen nur schwer messbar. Um eine robuste Optimierungsstudie aufbauen zu können, sollte eine Geometrie mit einer höheren Reibungssensitivität verwendet werden.

4.4.2 Ringförmige Probengeometrie

Die Untersuchung der ringförmigen Probengeometrie gemäß Abb. 23b zeigte, dass die gestauchte Geometrie, wie in Kapitel 3.2.2 beschrieben, eine sehr hohe Sensitivität hinsichtlich der auftretenden Reibung zeigt. Jedoch können bei ringförmigen Proben hohen Umformgrade nur bedingt erreicht werden, da mit zunehmender Stauchung eine Faltenbildung am inneren Durchmesser resultiert (Abb. 26). Eine derartige Faltenbildung kann im Experiment nur schwer nachgebildet werden, da sich die Falte nicht homogen über den gesamten Umfang konzentrisch ausbildet. Somit resultieren im Experiment voraussichtlich erhebliche Abweichungen hinsichtlich der Probenrundheit, die wiederum Einfluss auf die Reibungsermittlung nehmen. Weiterhin sind bei ringförmigen Proben aufgrund der größeren Querschnittsfläche deutlich höhere Kräfte nötig, um die geforderten Umformgrade zu erzielen. Da die Fließkurve in dieser Studie primär für höhere Umformgrade bestimmt werden sollte, die sich mit einem Ringstauchversuch nicht realisieren lassen, wurde die ringförmige Probengeometrie nicht weiter berücksichtigt.





4.4.3 Kegelige Proben- und Stauchbahngeometrie

Die kegelige Probengeometrie wurde in Anlehnung an den Kegelstauchversuch nach Siebel und Pomp (Kapitel 3.2.2) konzipiert. Wie in Abb. 23c dargestellt, wurden dabei Kegelwinkel von 3°, 6° und 12° betrachtet. Der Probendurchmesser betrug jeweils 9 mm und die maximale Länge der Probe 15 mm. Somit war eine Vergleichbarkeit zum Zylinderstauchversuch gewährleistet.

Die berechneten Kraft-Weg-Verläufe (Abb. 27a) zeigen, dass die Reibung einen geringen Einfluss auf die notwendige Umformkraft nimmt. Die Differenz der maximalen Kraft zwischen minimaler (reibungsfrei) und maximaler Reibung (m = 0,5) beträgt bei einem Kegelwinkel von 6° ca. 14 kN. Dies entspricht einer Differenz von ca. 13 %. Aus Abb. 27b geht hervor, dass mit steigendem Kegelwinkel eine höhere Differenz der maximalen Kraftbedarfe resultiert. Somit liegt die Differenz bei einem Kegelwinkel von 12° bereits bei 20 kN. Da die benötigte Umformkraft mit steigendem Kegelwinkel abnimmt, entspricht dies einer Zunahme von ca. 21 %.

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	





Abb. 27: a) Kraft-Weg-Verläufe bei einem Kegelwinkel von 6°in Abhängigkeit vom Reibfaktor; b) Kraft-Weg-Verläufe in Abhängigkeit vom Kegelwinkel

Die in Abb. 28 dargestellten Geometrien zeigen, dass der Radius in der Probenmitte bei allen Kegelwinkeln eine hohe Sensitivität hinsichtlich der Reibung aufweist. Dabei ist festzuhalten, dass eine reibungsfreie Kontaktbedingung zwischen Probe und Werkzeug bei allen untersuchten Kegelwinkeln zu einer konkaven Ausbildung der Mantelfläche führt. Die maximal betrachtete Reibung (m = 0,5) hingegen verursacht bei den betrachteten Varianten eine konvexe Aufwölbung der Mantelfläche. Hinsichtlich des Kegelwinkels ist zu erkennen, dass bei einem Kegelwinkel von 12° die konkave Mantelfläche stärker ausgebildet wird. Daraus folgt unter anderem, dass der Übergang von konkaver zu konvexer Mantelfläche bei einem höheren Reibfaktor stattfindet. Weiterhin konnte bei einem Kegelwinkel von 12° zwischen minimaler und maximaler Reibung eine Differenz des Probendurchmessers von 1,26 mm ermittelt werden. Somit liegt im Vergleich zum Zylinderstauchversuch eine ca. 2,5-fache Differenz des Probendurchmessers zwischen minimaler und maximaler Reibung vor.

Hinsichtlich des Umformgrades ist in Abb. 28 zu erkennen, dass dieser bei zylindrischen Mantelflächen der gepressten Probe sehr homogen vorliegt. Bei konkaven bzw. konvexen Mantelflächen ist wiederum eine große Inhomogenität des Umformgrades zu erkennen. Aus weiteren Simulationen ging hervor, dass die Inhomogenität des Umformgrades bei weiterer Zustellung der Stauchbahn exponentiell zunimmt.

IFU





Bezüglich der Flächenpressung an den mit den Stauchbahnen kontaktierenden Probenflächen konnte bei einer kegeligen Stauchbahn ein abnehmender Trend festgestellt werden. Dabei gilt, je größer der Kegelwinkel, desto geringer die Flächenpressung. Dieser Zusammenhang ergibt sich aufgrund der Umformkraft, die mit zunehmenden Kegelwinkel ebenfalls einen abfallenden Trend zeigt.

Anhand der numerischen Untersuchungen zu kegeligen Stauchbahnen bzw. Kegelstauchversuch geht hervor, dass sowohl hohe Umformgrade als auch eine hohe Sensitivität der Probengeometrie gegenüber der Reibung beobachtet werden konnte. Vor allem bei einem Kegelwinkel von 12° konnten große Unterschiede des Probendurchmessers zwischen niedriger und hoher Reibung ermittelt werden. Daraus folgt, dass diese Versuchsanordnung für eine simultane inverse Bestimmung von Fließkurve und Reibung geeignet ist. Da eine Reduzierung der Flächenpressung erkannt wurde, könnte sich dieser Versuch in Kombination mit weiteren Prozessen ebenfalls für eine Optimierungsstudie eignen, um das Reibungsmodell in Abhängigkeit der Flächenpressung parametrisieren zu können.

4.4.4 Konkave Proben- und Stauchbahngeometrie

Durch eine konkave Probengeometrie (Abb. 23d) kann eine höhere Flächenpressung zwischen Probe und Stauchbahn erzielt werden. Daher könnte eine derartige Geometrie in einer Optimierungsstudie gemeinsam mit einem Kegelstauchversuch ein exakteres Reibungsmodell abbilden. Abb. 29 zeigt im Vergleich zum Zylinderstauchversuch stark erhöhte Maximalkräfte. Bei einem Kegelwinkel von 6° wurde bei der reibungsfreien Simulation bereits eine Maximalkraft von ca. 190 kN berechnet. Für die Simulation mit einem Reibfaktor von 0,5 übersteigt die Umformkraft den Wert von 200 kN deutlich. Da die Kraft in Abhängigkeit des Wegs einen exponentiellen Verlauf zeigt, können diese Versuche nur mit einer reduzierten Zustellung der Stauchbahnen erfolgen. Dadurch wird der Umformgrad deutlich herabgesetzt.

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	





Abb. 29: Kraft-Weg-Verläufe beim Stauchen mit konkaven Stauchbahnen

Hinsichtlich der inversen Bestimmung der Reibungsfunktion konnten an der Geometrie der gestauchten Probe keine markanten Merkmale identifiziert werden. Durch die Wirkung der Reibung auf der konkaven Stauchbahn, die diesen Effekt weiter verstärkt, resultierten bereits bei reibungsfreien Simulationen deutliche Aufwölbungen der Mantelfläche. Hinsichtlich einer Reibungsermittlung auf der Basis des Kraft-Weg-Verlaufs ist anzumerken, dass hierbei erst gegen Versuchsende markante Abweichungen erkennbar wurden. Da der Versuch jedoch aufgrund der maximal möglichen Prüfkraft voraussichtlich deutlich eingeschränkt ist, erscheint eine robuste Bestimmung der Reibung mit dieser Versuchsanordnung nicht möglich.

4.4.5 Taillierte Probengeometrie

Die taillierte Probengeometrie gemäß Abb. 23 e wurde betrachtet, da sich eine solche Versuchsanordnung nach dem Stand der Technik prinzipiell für eine inverse Fließkurvenbestimmung eignet. Dies ist darauf zurückzuführen, dass im Kraft-Weg-Verlauf durch ausbleibende Reibungseffekte keinerlei Mehrdeutigkeit zu erwarten ist. Die inverse Fließkurvenbestimmung mittels taillierter Proben bietet die Möglichkeit, mehrachsige Spannungszustände korrekt in die Fließkurvenbestimmung einfließen zu lassen. Somit sind mit derartigen Probengeometrien deutlich höhere Umformgrade möglich.

Die Simulationen zeigten, dass taillierten Proben bereits nach geringen Umformungen zur Bildung von Falten neigen. Um diesen Effekt zu unterbinden und zu durchdringen, wurden verschiedene Taillenformen betrachtet. Jedoch wurde bei jeder Variante bereits nach geringen Formänderungen Falten festgestellt. Da eine Faltenbildung die Bewertung der experimentell gestauchten Proben immens erschwert, wurden diese Probengeometrien im weiteren Vorgehen nicht weiter berücksichtigt.

4.4.6 Konvexe Probengeometrien

Die konvexe Probengeometrie (Abb. 23 f) wurde untersucht, um auch höhere Flächenpressungen zu erreichen. Die höhere Flächenpressung sollte dabei durch den größeren Durchmesser in der Probenmitte in Kombination mit der bremsenden Wirkung der Reibung erzielt werden. Um eine Umformung auch im Bereich der Probenmitte zu erzielen, wird aufgrund des

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



größeren Durchmessers eine höhere Axialkraft benötigt. Die rückhaltenden Effekte der Reibung werden dabei genutzt, um eine Stauchung dieses Bereichs zu verzögern.

Die Simulationen zeigten, dass sich die Mantelflächen der schlanken Probenbereiche nahezu sofort an die Stauchbahn anlegen. Eine Relativbewegung der initialen Probenstirnflächen zu Stauchbahnoberfläche wird durch die konvexe Gestalt der Mantelfläche reduziert bis unterbunden. Die rückhaltende Wirkung der Reibung zeigte nahezu keinen Einfluss auf die Flächenpressungen. Einzig zu Prozessbeginn treten kurzzeitig erhöhte Flächenpressungen zwischen Probe und Stauchbahn auf. Diese werden jedoch mit zunehmender Anlage der Probenmantelfläche an die Stauchbahn nahezu vollständig abgebaut. Somit wurde die initiale Intention der Erzielung einer höheren Flächenpressung mit dieser Probengeometrie nicht erfüllt. Daher werden diese Geometrien im weiteren Vorgehen ebenfalls nicht weiter betrachtet.



5 Methodenbeschreibung – Optimierungsstudie

Zur Ermittlung einer zielführenden Methode wurden mehrere Optimierungsstudien mit unterschiedlichen Umformprozessen, Zielfunktionen und Wertefestlegungen betrachtet. Im Folgenden wird lediglich die zielführendste und robusteste Optimierungsstudie näher erläutert. Eine Übersicht zu den darüber hinaus untersuchten Varianten inklusive der aufgetretenen Probleme wird in Kapitel 5.5 behandelt.

5.1 Aufbau der Optimierungsstudie

Die Optimierungsstudie wurde auf der Basis eines Stauchversuchs mit kegelförmiger Stauchbahn aufgebaut. Anhand der Erkenntnisse aus Kapitel 4.4.3 wurde ein Kegelwinkel von 12° gewählt, da sich die Reibung bei dieser Stauchbahngeometrie über weite Bereiche anhand der gestauchten Probengeometrie bestimmen lässt. Somit erfolgte eine Optimierungsstudie mit sogenannten "State"- bzw. Zustandsvariablen.

5.1.1 Einstellungen der initialen Simulation für eine Optimierung

Die initiale Simulation der Optimierungsstudie erfolgte anhand der Einstellungen, die bereits in Kapitel 4.2 beschrieben wurden. Änderungen zu dieser Simulationsbeschreibung ergaben sich dabei lediglich bzgl. der Proben- und Stauchbahngeometrie, der Fließkurve und der Kontaktbedingungen (Reibung).

Die Probe wurde mit einem Durchmesser von 9 mm und einer maximalen Länge von 15 mm ausgeführt und zeigte stirnseitig eine negative Abbildung der kegeligen Stauchbahn. Die Kegelspitze wies einen Radius von 0,75 mm auf. Der Abstand der Kegelspitzen zueinander betrug somit in etwa 13,1 mm. Das Simulationsmodell wurde für die FEM-Berechnung mit einer Elementanzahl von ca. 1.000 Elementen homogen vernetzt. Da die Simulation aufgrund der Achsen- und Rotationssymmetrie für einen Viertelschnitt ausgelegt wurde, konnten sowohl die Elemente auf der Symmetrieebene in y-Richtung als auch jene auf der Rotationsachse in x-Richtung fixiert werden. Aufgrund der niedrigen Stauchbahngeschwindigkeit wurden zudem die Werte von Dehnratendurchschnitt und Dehnratenlimit je um den Faktor 100 reduziert. Diese Parameter wurden voreingestellt, um bei 3D-Simulationen höhere kürzere Berechnungszeiten auf Kosten der Genauigkeit zu erreichen. Das Werkstoffmodell wurde als ideal plastisch angenommen.

Die Stauchbahnen wurden als ideal starre Körper ausgebildet, die Geometrie der Stauchbahn stellte einen Kegel mit einem Kegelwinkel von 12° dar. Die Kegelspitze wurde mit einem Radius von 1 mm vorgegeben, um einen flächigen Kontakt mit der Stauchprobe bereits zu Stauchbeginn zu realisieren. Die Stauchbahngeschwindigkeit wurde gemäß einer Umformgeschwindigkeit von 0,1 1/s definiert.

Die Definition der Fließkurve und der Reibungsfunktion werden in nachfolgenden Kapiteln dargestellt, da diese im Zuge der Optimierungsstudie als DoE-Variablen definiert wurden.



5.1.2 Definition der DoE-Variablen

5.1.2.1 Die Fließkurve als DoE-Variable

Die verwendete Beschreibung der Fließkurve stellt in dieser Studie eine Kombination aus einer Modellierung nach Ludwik und einer frei definierbaren tabellarischen Stützstelle dar. Dabei werden die Fließspannungen bis zu einem Umformgrad von 0,7 durch die Fließkurvenmodellierung nach Ludwik beschrieben. Sowohl die Angaben in der Literatur [30] als auch die numerischen Voruntersuchungen zeigten, dass die Reibung bis zu einem Umformgrad von ca. 0,7 einen vernachlässigbaren Einfluss auf den Verlauf der Fließkurve ausübt (Abb. 19). Dieser Abschnitt der Fließkurve kann wahlweise durch konventionelle Zylinderstauchversuche als auch anhand einer zusätzlichen Optimierungsstudie (Fließkurvenmodellierung nach Ludwik) ermittelt werden. Bei letzterem wird ein isothermer Versuchsablauf vorausgesetzt.

Für höhere Umformgrade sollte die Fließkurve durch einen einzelnen Stützpunkt bei einem Umformgrad von 1,5 beschrieben werden. Dies ermöglicht, die aufgrund der Fließkurvenmodellierung bei höheren Umformgraden entstehenden Abweichungen zu kompensieren. In Abb. 30 ist eine derartige Fließkurvendefinition am Beispiel des Werkstoffs C15E2C (Abb. 16) für eine Umformgeschwindigkeit von 0,1 1/s und die Raumtemperatur dargestellt.



Abb. 30: Definition der Fließkurven für die Optimierungsstudie

Im Zuge der Optimierungsstudie wird die Fließkurve mit insgesamt 2 DoE-Variablen beschrieben. Der Freiheitsgrad der ersten DoE-Variablen beschreibt eine vertikale, parallele Verschiebung aller Stützpunkte des nach Ludwik definierten Abschnitts der Fließkurve. Der hierbei definierte Bereich zwischen den Grenzwerten umfasst eine Spanne von insgesamt 90 N/mm², wobei 2/3 dieses Bereichs unterhalb der konventionell ermittelten Ludwik-Kurve liegen. Die zweite DoE-Variable wird mit dem Stützpunkt bei einem Umformgrad von 1,5 beschrieben. Der Bereich zwischen den Grenzwerten umfasst eine Spanne von insgesamt 150 N/mm², wobei wiederum 2/3 unterhalb der konventionellen Fließkurve liegen.

Eine Erhöhung der DoE-Variablenanzahl auf 3 oder 4 ist nicht zielführend, wie die Untersuchungen zeigten. Eine solch frei definierbare Beschreibung der Fließkurve führt im Rahmen der Optimierungsstudie aufgrund der Mehrdeutigkeit in Kombination mit der Reibung zu keiner eindeutigen Lösung des inversen Problems. Sofern Bedingungen, wie beispielsweise "y1 kleiner y2" im Programmcode hinterlegt werden, kann die Anzahl der DoE-Variablen erweitert

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



werden. Hierbei gilt zu beachten, dass eine Erhöhung der DoE-Variablenanzahl zu einem exponentiell steigenden Simulationsumfang und somit größerem Zeitaufwand führt.

5.1.2.2 Die Reibung als DoE-Variable

Der Aufgabenstellung der Studie gab vor, dass simultan zur Fließkurve auch eine druckabhängige Reibungsfunktion bestimmt werden sollte. Der Arbeit [1] ist zu entnehmen, dass die Reibung in Abhängigkeit von der Flächenpressung zu Prozessbeginn, das heißt bei niedrigen Flächenpressungen, ansteigend und bei hohen Flächenpressungen konstant verläuft (Vergleich Coulomb'sche Reibung und Reibfaktorgesetzt). Da diese beiden Bereiche fließend ineinander übergehen und die Position des Übergangs in Abhängigkeit von der Flächenpressung werkstoff- und oberflächenspezifisch ist, wurde entschieden, die Reibungsfunktion über 3 Stützstellen zu definieren. Die erste Stützstelle beschreibt dabei den Reibfaktor bei einer Flächenpressung von 0 N/mm². Diese Stützstelle besitzt stets den Wert 0. Weiterhin wurden im Beispiel des Werkstoffes C15E2C Stützstellen bei 500 N/mm² und bei 1.000 N/mm² vorgesehen. Die Stützstelle bei 500 N/mm² entsprach dabei in etwa dem Betrag der Streckgrenze des betrachteten Werkstoffs, während die Stützstelle bei 1.000 N/mm² diesen Wert verdoppelte. Die Simulationen aus den Voruntersuchungen zeigten, dass weite Bereiche der Simulation bei Flächenpressungen innerhalb dieser Werte stattfinden. Somit wurde die Reibungsfunktion ebenfalls mit zwei DoE-Variablen beschrieben. Eine höhere Anzahl an DoE-Variablen führt, wie bereits bei der DoE-Variable Fließkurve, zu mehrdeutigen Lösungen und somit zu verfälschten Ergebnissen.

Die Grenzbereiche wurden dabei anhand der gestauchten Probengeometrie vorgegeben. Konkav ausgebildete Mantelflächen beschrieben einen Reibfaktor von unter 0,25, während konvexe Mantelflächen einem Reibfaktor oberhalb von 0,2 entsprachen.

5.1.3 Einstellungen der Optimierungsstudie

Neben den DoE-Variablen mussten die allgemeinen Randbedingungen der Optimierungsstudie, wie beispielsweise die Zielgrößen, definiert werden. Für den hier betrachteten Anwendungsfall wurden die optionalen Funktionen der sogenannten Zustandsvariablen ("State-Variable") und des Variablenverlaufs ("Summary Plot") aktiviert. Durch diese Funktionen konnten mehrere Zielgrößen (eine Zielfunktion und mehrere Zielwerte) definiert werden. Dabei wurde die Zielfunktion (Kraft-Weg-Verlauf) mit Hilfe des Variablenverlaufs und die Zielwerte mit den Zustandsvariablen definiert. Um mit den Zustandsvariablen den Probendurchmesser beschreiben zu können, wurde zudem eine Messfunktion in DEFORM Funktion verwendet. Im Anschluss an diese Einstellungen erfolgte die Eingabe der jeweiligen Zielgrößen. Für die Entwicklung der inversen Vorgehensweise wurden Zielgrößen aus virtuellen Experimenten verwendet. Dies bedeutet, dass die Zielgrößen (Kraft-Weg-Verlauf und Probenradius in Abb. 31) mit Hilfe einer numerischen Simulation generiert wurden. Somit waren die gesuchte Fließkurve und die gesuchte Reibung bereits vor der Durchführung der Optimierungsstudie bekannt (Abb. 32).





Abb. 31: Zielgrößen aus dem virtuellen Experiment für die Optimierungsstudie: a) Kraft-Weg-Verlauf; b) Probenradius



Abb. 32: Fließkurve und Reibungsfunktion des virtuellen Experiments

Weiterhin bietet DEFORM die Möglichkeit, statistische Methoden, wie beispielsweise Latin Hypercube, in der Optimierungsstudie für die Parametersuche in Lösungsräumen anzuwenden. Mit dieser Methode wird zu Beginn der Optimierungsstudie der vollständige Wertebereich der DoE-Variablen statistisch bewertet. Somit steigt die Wahrscheinlichkeit, ein globales Optimum zu finden, deutlich an. Ein einstufiger Latin Hypercube Datenraum ("Level 1") mit dem Faktor 20 ("Multipler") und einer Bereichseinschränkung ("Scope Reducer") von 5 % zeigten die höchste Robustheit in Relation zum Zeitaufwand. Weiterhin konnte eine Skalierung des Kraft-Weg-Verlaufs um den Faktor 10 als zielführend ermittelt werden.

5.2 Inverse Bestimmung der Fließkurve

In diesem Kapitel werden Optimierungsstudien betrachtet, die lediglich die Korrektur der Fließkurve betrachten. Dazu wurde der Kraft-Weg-Verlauf als Zielwert der Optimierungsstudie angegeben, wobei die Reibungsfunktion identisch mit der Reibung aus dem virtuellen Experiment vorausgesetzt wird. Eine Ausnahme bildet die Optimierungsstudie auf Basis der Ludwik-Funktion: hierbei wurde ein konstanter Reibfaktor von m = 0,1 angenommen. Da lediglich der Fließkurvenbereich bis einschließlich ϕ = 0,7 bestimmt wurde, wurde der genaue Betrag der Reibung vernachlässigt.

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



Wie in Kapitel 5.1.2.1 beschrieben ist, erfolgte die Ermittlung der Fließkurve anhand einer zweistufigen Methode. Dabei wurde in einem ersten Schritt der vordere Bereich der Fließkurve in Abhängigkeit von der Ludwik-Modellierung charakterisiert. Dies kann wahlweise durch einen herkömmlichen Zylinderstauchversuch oder mithilfe einer Optimierungsstudie erfolgen. Im Folgenden wird die Bestimmung des nach Ludwik approximierten Teils der Fließkurve anhand einer Optimierungsstudie erklärt. Hierzu erfolgte die Fließkurvendefinition in der initialen Simulation lediglich anhand der Variablen "A", "B" und "n" (Gleichung 17). Die Variablen wurden dabei zunächst beliebig innerhalb der folgenden Grenzwerte definiert: A: 200 bis 700, B: 200 bis 700 und n: 0,02 bis 0,5. Die angegebenen Grenzwerte beschrieben ebenfalls die Grenzwerte der DoE-Variablen in der Optimierungsstudie.

In den Untersuchungen wurden 2 unterschiedliche Optimierungsstudien betrachtet: Optimierungsstudie mit 3 DoE-Variablen: A. B und n sowie Optimierungsstudie mit 2 DoE-Variablen: B und n. Das Ergebnis der durchgeführten Optimierungsstudie (Abb. 33) zeigt, dass lediglich bei der Optimierungsstudie mit 3 DoE-Variablen eine ausreichend hohe Übereinstimmung im betreffenden Bereich erzielt werden konnte. Oberhalb dieses Bereichs ist eine kontinuierlich steigende Abweichung zu erkennen. Die Optimierungsstudie mit 2 DoE-Variablen zeigt hingegen eine vergleichsweise große Abweichung von bis zu 40 N/mm² zur Zielkurve.



	Α	В	n
Ludwik_ABn	410	340	0,46
Ludwik_Bn	445	225	0,5

Zielkurve – – – Ludwik_ABn – · – Ludwik_Bn

Abb. 33: Invers bestimmte Fließkurven nach Ludwik auf der Basis von Zielgrößen aus einem virtuellen Experiment

Im darauffolgenden Schritt wurde die ermittelte Fließkurve gemäß Abb. 30 um eine freidefinierbare Stützstelle bei einem Umformgrad von $\varphi = 1,5$ ergänzt. Die Definition der DoE-Variablen erfolgte dabei gemäß der Beschreibung in Kapitel 5.1.2.1. Folglich ergaben sich für die Fließkurve 2 DoE-Variablen: eine DoE-Variable, um den Ludwik-betreffenden Bereich der Fließkurve vertikal zu verschieben und eine DoE Variable, um die Stützstelle bei $\varphi = 1.5$ unabhängig vom vorderen Bereich der Fließkurve einzustellen.

In Abb. 34 ist die invers berechnete Fließkurve dargestellt. Es ist zu erkennen, dass der vordere, der die Ludwik-Funktion betreffende Abschnitt (wie in Schritt 1) nahezu identische Werte annimmt. An der Stützstelle φ = 1,5 weicht die Kurve "Ludwik ABn" noch um 9% von der Zielkurve ab. Im zweiten Schritt konnte die Abweichung auf 3,4% reduziert werden.

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	





Abb. 34: Invers bestimmte Fließkurve gemäß der entwickelten Methode ohne Berücksichtigung der Reibungsfunktion

5.3 Inverse Bestimmung der druckabhängigen Reibung

In diesem Kapitel werden jene Ergebnisse aus den Optimierungsstudien vorgestellt, die zu einer Bestimmung der Reibungsfunktion geführt haben. Da die Reibung mit mehreren Stützstellen modelliert wird und dadurch keine eindeutige Lösung berechnet werden kann, wurden sowohl der Kraft-Weg-Verlauf als auch der aktuelle Probenradius als Zielgröße definiert. Zusätzlich zur in Kapitel 5.1.2.2 beschriebenen Reibungsfunktion wurden ein konstanter Reibfaktor und ein in Abhängigkeit von der Flächenpressung linear ansteigender Reibfaktor untersucht.

Die berechneten Reibungsfunktionen bzw. Reibfaktoren sind in Abb. 35 dargestellt. Dabei ist zu erkennen, dass die Stützstelle bei einer Flächenpressung von 500 N/mm² eine sehr hohe Übereinstimmung mit der Zielkurve zeigt. Bei der Stützstelle von 1.000 N/mm² hingegen ist für das berechnete Optimum eine Abweichung von ca. 10% zur Zielkurve zu erkennen. Die Betrachtung der konstanten Reibung führt zur Erkenntnis, dass diese im Bereich von 500 N/mm² ebenfalls eine hohe Übereinstimmung mit der Zielkurve zeigt. Im Bereich von 1.000 N/mm² weicht das berechnete Optimum bereits um ca. 20% von der Zielkurve ab. Ein vergleichbarer Zusammenhang ist auch bei der linear ansteigenden Reibung zu erkennen. Hierbei berechnet sich bei einer Flächenpressung von 1.000 N/mm² eine Abweichung von sogar ca. 50%. Aus den Ergebnissen der Optimierungsstudien geht hervor, dass eine Reibungsfunktion mit zwei variablen Stützstellen führt wiederum infolge der Mehrdeutigkeit der Ergebnisse zu einem sogenannten Overfitting der Reibungsfunktion.

Weiterhin wurden Untersuchungen zur Klärung der Frage angestellt, wie sich eine Stützstelle bei 1.500 N/mm² anstelle von 1.000 N/mm² auswirkt. Dabei konnte erkannt werden, dass die Abweichung bei 1.500 N/mm² sehr deutlich zunimmt. Daraus geht hervor, dass die hohen Flächenpressungen ab 1.000 N/mm keinen signifikanten Einfluss auf die Geometrie und den Kraft-Weg-Verlauf zeigen.





Abb. 35: Invers bestimmte Reibung in Abhängigkeit von der Flächenpressung gemäß der entwickelten Methode ohne Berücksichtigung der Fließkurve

5.4 Inverse Bestimmung von Fließkurve und druckabhängiger Reibung

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der Optimierungsstudie beleuchtet, die simultan sowohl die Fließkurve als auch die Reibungsfunktion betrachtete. Hierzu wurden als Zielgrößen der Kraft-Weg-Verlauf <u>und gleichzeitig</u> der gestauchte Probenradius herangezogen. Die Definition der Fließkurve erfolgte gemäß Abb. 30. Zusätzlich zur in Kapitel 5.1.2.2 beschriebenen Reibungsfunktion wurden ein konstanter Reibfaktor und ein in Abhängigkeit von der Flächenpressung linear ansteigender Reibfaktor untersucht.

Die invers ermittelten Fließkurven in Abb. 36 zeigen, dass die Fließkurven sowohl im vorderen Bereich bis einschließlich $\varphi = 0.7$ als auch bei einem Umformgrad von $\varphi = 1.5$ eine höhere Übereinstimmung aufweisen als die nach der Ludwik-Funktion bestimmten Fließkurven. Die Abweichung bei einem Umformgrad von $\varphi = 1,5$ konnte bei gleichzeitiger Bestimmung der Reibung anhand von zwei DoE-Variablen von ca. 9% auf ca. 2% reduziert werden. Die Fließkurve, die simultan zum konstanten Reibfaktor ermittelt wurde, zeigt wiederum eine höhere Abweichung von ca. 4,6%. Die Fließspannung wird bei einem Umformgrad von $\varphi = 1,5$ überschätzt, da der Reibfaktor bei den hohen Flächenpressungen zu Prozessende unterschätzt wird. Ein gegensätzlicher Zusammenhang zeigt sich bei einem linear ansteigendem Reibfaktor in Abhängigkeit von der Flächenpressung. Diese Fließkurve zeigt im betrachteten Bereich der Umformgrade die geringere Werte als die anderen inversen Fließkurven. Die Abweichung zur Zielkurve beträgt dabei ca. den Wert einer Unterschätzung der Fließspannung bei $\varphi = 1,5$. Die Abweichung von der Zielkurve beträgt dabei ca. 1,3%. Da der Reibfaktor mit zunehmender Flächenpressung stetig ansteigt, wird die Reibung zu Prozessende überschätzt, was wiederum durch eine niedere Fließspannung kompensiert wird. Daher besteht die Gefahr einer deutlichen Unterschätzung der Fließkurve. Die im Beispiel verwendete Kurve zeigt einen nur moderaten Anstieg, weshalb hier bei linear ansteigender Reibung die geringste Abweichung erreicht werden konnte. Im vorderen Bereich der Fließkurve bis einschließlich $\varphi = 0.7$ zeigen alle 3 Kurven eine sehr hohe Übereinstimmung mit der Zielkurve.





Abb. 36: Invers bestimmte Fließkurven gemäß der entwickelten Methode mit simultaner Bestimmung der Reibung

Die Betrachtung der invers ermittelten Reibungsmodelle zeigt, dass alle 3 Modelle bei einer Flächenpressung von ca. 500 N/mm² eine sehr hohe Übereinstimmung mit der Zielkurve zeigen. Dies kann mithilfe der Fließkurve begründet werden, da die Fließspannung über weite Bereiche des Umformgrades näher an 500 N/mm² als an 1.000 N/mm² liegt. Die Flächenpressung im Experiment liegt aufgrund der Reibungseigenschaften vor allem gegen Prozessende mit exponentiell steigendem Reibungseinfluss etwas über der idealen einachsigen Spannung. Bei Betrachtung des zweiten Stützpunktes bei einer Flächenpressung von 1.000 N/mm² ist bei allen Reibungsmodellen eine größere Abweichung zu erkennen. Mit Ausnahme des Reibungsmodells mit konstantem Reibfaktor weisen die Reibungsmodelle eine Überhöhung des Reibfaktors auf. Dies ist auf die anfängliche Unterschätzung der Reibung zurückzuführen. Weiterhin geht aus den Simulationsdaten hervor, dass sich die Flächenpressung nach außen kontinuierlich verringert. Somit ist ein deutlich größerer Einfluss der ersten Stützstelle auf den entstehenden Probenradius sehr wahrscheinlich.



Abb. 37: Invers bestimmte Reibung gemäß der entwickelten Methode mit simultaner Bestimmung der Fließkurve

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



Aufgrund der höheren Flexibilität des Reibungsmodells mit 2 DoE-Variablen wird im weiteren Vorgehen primär dieses Modell betrachtet.

5.5 Weitere untersuchte Varianten

Neben den oben beschriebenen Optimierungsstudien wurden zusätzlich weitere mehrstufige (mehrere aufeinanderfolgende) Optimierungsstudien und auch abweichende inverse Methoden zur Reibungsmodellbestimmung untersucht. Aufgrund der geringen Übereinstimmung der berechneten Optima zu den Zielwerten und dem vergleichsweise sehr hohen Simulationsaufwand wurden diese Varianten im Folgenden nicht näher erklärt.

5.5.1 Varianten mit Zustandsvariablen

Optimierungsstudien mit Zustandsvariablen ermöglichen die Option der Berücksichtigung von unterschiedlichen oder mehreren Zielgrößen. Dabei besteht jedoch die Bedingung, dass nur ein Prozess betrachtet werden kann. Im Folgenden werden Varianten beschrieben, die ein oder mehrere reibungssensitive Geometriemerkmale aufweisen.

Kegelstauchversuch

Die in Kapitel 5.1 für den Stauchversuch mit kegelförmiger Stauchbahn beschriebene Optimierungsmethode wurde mit mehreren abweichenden Varianten der Fließkurvendefinition untersucht. Dabei wurde die Fließkurve als tabellarische Funktion mit anfangs bis zu 4 DoE-Variablen hinterlegt. Optional wurde die Fließkurve bis zu einem Umformgrad von $\varphi = 0.25$ als gegeben angenommen und lediglich 3 DoE-Variablen ($\varphi = 0.5...1, 0...1, 5$) betrachtet. Es zeigte sich hierbei, dass eine derart hohe Anzahl von unabhängig einstellbaren DoE-Variablen keine eindeutige Lösung des inversen Problems zulässt und somit eine ausreichende Robustheit der Methoden nicht erreicht werden kann. Die auftretenden Fehler hatten teilweise sehr geringe Werte für $\varphi = 0.5$ und $\varphi = 1.5$ und gleichzeitig extrem hohe Werte für $\varphi = 1.0$. Wenn die Fließkurve dabei ohne simultane Bestimmung der Reibung berechnet wurde, konnte trotz mehrerer DoE-Variablen eine sehr hohe Übereinstimmung zum Zielwert ermittelt werden. Als Fazit der geringen Robustheit ergab sich, dass für eine simultane Bestimmung der druckabhängigen Reibung und Fließkurve jeweils maximale 2 DoE-Variablen verwendet werden sollten.

Ringstauchversuch

In dieser Variante wurden Ringgeometrien ermittelt, die zu einem möglichst hohen Umformgrad ohne Faltenbildung am Innen- oder Aussendurchmesser der Probe führten. Dabei zeigte sich, dass im Zuge der Optimierungsstudien <u>Kombinationen der DoE-Variablen</u> von Reibung und Fließkurve möglich waren, die dennoch zu einer Faltenbildung führten. Eine Faltenbildung beeinflusst die Ausbildung der für die Optimierungsstudie erforderlichen geometrischen Merkmale der Probe. Weiterhin zeigte sich, dass sich diese Variante vor allem für die simultane Bestimmung von druckabhängiger Reibung und Fließkurve eignet, wenn die Fließkurve keine hohen Umformgrade abdeckt.

5.5.2 Varianten mit mehreren Prozessen

Mit derartigen Optimierungsstudien können mehrere Prozesse simultan zur Lösung des inversen Problems betrachtet werden. Allerdings besteht dabei die Einschränkung, dass lediglich

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



eine allgemein anwendbare Zielgröße (Kraft-Weg-Verlauf) betrachtet werden kann. Somit besteht bei diesen Varianten die Schwierigkeit, ein druckabhängiges Reibungsmodell zu bestimmen. Im Folgenden werden einige Varianten beschrieben, die mehrere Prozesse simultan betrachteten.

Kegelstauchversuch mit konvexen und konkaven Stauchbahnen

In dieser Variante wurden 2 Prozesse kombiniert, die aufgrund ihrer Stauchbahngeometrie unterschiedlich stark ausgeprägte Flächenpressungen hervorrufen. Die konvexe Stauchbahn führte dabei zu einer geringen Flächenpressung, während die konkave Stauchbahn eine erhöhte Flächenpressung verursachte. Mithilfe dieser Varianten wurde versucht, einen möglichst breiten Bereich der Reibungsfunktion abzudecken. Die Optimierungsstudie zeigte, dass die Kombination dieser Varianten keine Konvergenz dieses inversen Problems zeigte. Es wird vermutet, dass die beiden Prozesse hinsichtlich der Reibung keinerlei relevante Überschneidungen zeigen und somit anhand der Reibung etwaige Abweichungen der Fließkurve kompensiert werden können. <u>Optimierungsstudien ohne simultane Betrachtung der Reibung führten demnach zu einer sehr präzisen Abbildung der Fließkurve mit Abweichungen von < 0,3%.</u>

Zylinderstauchversuch mit unterschiedlichen Schlankheitsgraden

In dieser Analyse wurden unterschiedliche Zylinderstauchversuche gemeinsam betrachtet. In den Voruntersuchungen zur Optimierungsstudie wurde davon ausgegangen, dass die unterschiedlichen Schlankheitsgrade (1, 1,6 und 2) aufgrund der unterschiedlich stark ausgeprägten Aufwölbung der Mantelfläche unterschiedliche Flächenpressungen gegen Prozessende hervorrufen. Es zeigte sich jedoch, dass die Bestimmung der erhöhten Flächenpressungen gegen Prozessende für die Bestimmung des Reibungsmodells nicht ausreichte. Während die Fließkurve vor allem im vorderen Bereich in vielen Fällen eine vertretbare Abweichung zur Zielkurve zeigte, konnte die Reibungsfunktion auf diese Weise nicht bestimmt werden. Die Mehrzahl jener Optimierungsstudien, die lediglich eine Bestimmung der Fließkurve zuverlässig und präzise bestimmt werden konnte.

Kegel-, Zylinder-, Ring- und Zylinderstauchversuch

Im folgenden Untersuchungsabschnitt wurden die genannten vier Prozesse in einer Optimierungsstudie simultan betrachtet, da insgesamt vier DoE-Variablen bestimmt werden sollten. Vor den Untersuchungen wurde davon ausgegangen, dass vier unbekannte Variablen mit vier unterschiedlichen Verläufen bestimmbar wären. Es zeigte sich jedoch, dass die gemeinsam betrachteten Prozesse trotz eines vergleichsweise hohen Simulationsaufwand zu keiner eindeutigen Lösung führten. Wie bereits in den zuvor beschriebenen Varianten konnte bei hohen Umformgraden sowohl die Fließkurve als auch die Reibungsfunktion nicht zuverlässig bestimmt werden. Aufgrund dieser Untersuchungsergebnisse kann davon ausgegangen werden, dass der Einfluss der Reibung auf den Kraft-Weg-Verlauf gering ist. Die Optimierungsstudien ohne simultane Betrachtung der Reibung führten, wie bereits genannt, zu einer recht genauen Beschreibung der Fließkurve.



6 Experimentelle Kegelstauchversuche

6.1 Versuchsbeschreibung

In den folgenden Abschnitten werden die Randbedingungen und die Vorbereitung der Durchführung von Kegelstauchversuchen beschrieben. Das wesentliche Ziel experimentellen Kegelstauchversuche bestand in der Generierung von reale Prozessgrößen für die inverse Fließkurven- und Reibungsermittlung.

6.1.1 Stauchproben

Für die experimentellen Untersuchungen wurden Stauchproben aus C15 und 42CrMo4 angefertigt. Die Probengeometrie entsprach dem Stauchversuch nach Siebel und Pomp (Abb. 6). Dies bedeutet, dass die Proben eine zylindrische Mantelfläche und kegelige Aussparungen an den Stirnflächen aufwiesen. Der Durchmesser wurde aufgrund des begrenzten Kraftvermögens der Prüfmaschine mit 9 mm bestimmt. Gemäß den Erkenntnissen aus Kapitel 4.4.3 wurde ein Kegelwinkel von 12° vorgesehen (Spitzenwinkel von 156°). Die Kegelspitze weist dabei einen Radius von ca. 0,7 mm auf, um einen vollflächigen Kontakt zur Stauchbahn gewährleisten zu können.

Im Zuge der Fertigung von Stauchproben wurden die kegeligen Aussparungen aufgrund des erforderlichen Spitzenradius mit einem speziell angefertigten Bohrer eingearbeitet. Daher konnte die geforderte Oberflächenqualität nicht eingehalten werden. In Abb. 38 ist die Oberfläche einer Kegelstauchprobe abgebildet. Die Oberfläche weist deutliche Unebenheiten auf, die das tribologische Verhalten während des Stauchvorgangs beeinflussen. Eine Untersuchung der Oberfläche mit dem Konfokalmikroskop μ surf ergab, dass die Oberfläche ein S_a von 3,25 µm und ein S_z von 52,3 µm zeigten.



Abb. 38: Stirnfläche einer Kegelstauchprobe: a) makroskopische Aufnahme der Stirnseite, b) mittels des Konfokalmikroskops µsurf aufgezeichnete Oberflächenrauigkeit

6.1.2 Herstellung der Stauchbahnen

Für die experimentellen Untersuchungen wurden kegelige Stauchbahnen aus Hartmetall mit einem Kegelwinkel von 12° angefertigt. Der Spitzenradius sollte dabei > 1 mm betragen, um einen flächigen Kontakt zur Stauchprobe zu gewährleisten. Die Messungen mit einem Schattenlichtprojektor ergab einen Spitzenradius von 1,3 mm und einen Kegelwinkel von 12°3'.

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



Die Stauchbahnen wurden mit der PVC-Beschichtung Variantic® der Fa. Eifeler Voestalpine Vacotec versehen, die sich während konventioneller Zylinderstauchversuche am IFU bewährt hatte.

6.1.3 Prüfmaschine

Die experimentellen Versuche zur Aufzeichnung der erforderlichen Zielgrößen wurden mit dem institutseigenen thermomechanischen Prüfsystem Gleeble 3800C (Abb. 39) durchgeführt. Diese Prüfmaschine eignet sich für die Versuche in besonderem Maße, da die Verifizierung der entwickelten inversen Methode möglichst isotherme Versuche erfordert. Die Erwärmung der Stauchprobe auf eine bestimmte Umformtemperatur erfolgt dabei anhand einer konduktiven Erwärmung sowohl vor als auch während der Versuchsdurchführung. Für die Temperaturführung werden zusätzlich Thermoelemente an der Stauchprobe benötigt, um eine kontinuierliche Temperaturaufzeichnung zu gewährleisten. Eine Probenkühlung während des Stauchvorgangs wird in den experimentellen Versuchen nicht vorgesehen. Weiterhin ermöglicht die Prüfmaschine das Durchfahren eines vorgegebenen Geschwindigkeitsprofils des Stößels. Dies ist notwendig, um eine möglichst konstante Umformgeschwindigkeit zu realisieren. Die Wegmessung erfolgt dabei potentiometrisch zwischen Stößel und Ambos. Somit geht lediglich die elastische Dehnung der Stauchbahnen und die der jeweils dahinterliegenden Druckplatten aus Kupfer und Stahl in das gemessene Wegsignal ein. Das maximale Kraftvermögen der Prüfmaschine wird seitens Hersteller mit 200 kN angegeben.



Abb. 39: a) Thermomechanisches Prüfsystem Gleeble 3800C; b) Versuchsanordnung des Stauchversuchs

6.1.3.1 Kompensation der elastischen Maschinen- und Werkzeugdehnung

Da das aufgezeichnete Wegsignal die elastische Dehnung von Stauchbahn und die der Druckplatten enthält, wurden zunächst Untersuchungen zur Bestimmung der Elastizität der Versuchsanordnung durchgeführt. Hierzu wurden zwei zylindrische Stauchbahnen desselben Werkstoffs (Durchmesser und Höhe identisch) verwendet, die im direkten Kontakt mit einer geschliffenen Hartmetallscheibe mit unterschiedlichen Kräften belastet wurden. Zusätzlich wurde ein diskontinuierlicher Stauchversuch durchgeführt und die gestauchten Proben regelmäßig gemessen. Abb. 40 zeigt die aufbereiteten Messwerte in Abhängigkeit von unterschiedlichen Prüfkräften. Die elastische Dehnung des jeweiligen Prüfkörpers wurde dabei bereits subtrahiert. Es ist zu erkennen, dass beide Verläufe eine nahezu lineare Steigung, bei dem diskontinuierlichen Stauchversuch jedoch einen abweichenden Einfluss der Elastizität zeigten.

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



Diese könnte auf eine kleinere Kontaktfläche und die somit lokal höheren Druckspannungen in den Stauchbahn zurückzuführen sein. Da die Messungen mit der Hartmetallscheibe relativ reproduzierbar wiederholt werden konnten, wird die elastische Dehnung im gemessenen Wegsignal in den folgenden Messungen mit dieser Elastizität kompensiert.





6.1.3.2 Ausrichtung der Stauchbahnen

Aufgrund der kegeligen Geometrie der Stauchbahn mussten diese sehr genau koaxial zueinander ausgerichtet werden. Hierzu wurden sowohl eine Lichtspaltprüfung als auch eine Konuszentrierung über einen geschliffenen Ring eines Kugellagers verwendet (Abb. 41). Mit der Lichtspaltprüfung konnte der Achsenversatz beider Stauchbahnen minimiert werden. Es wird an dieser Stelle angenommen, dass mithilfe der Lichtspaltprüfung eine Koaxialität von bis zu < 0,05 mm erreicht wurde.



Abb. 41: Koaxiale Ausrichtung der kegeligen Stauchbahnen: a) Lichtspaltprüfung mit geschliffener Hartmetallscheibe; b) Zentrierung der Stauchbahnen mittels Kugellager

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



6.1.4 Versuchsparameter

Die Anforderungen an die Versuchsparametern, konnten aus den Voruntersuchungen vollumfänglich abgeleitet werden:

- eine konstante Umformgeschwindigkeit,
- ein möglichst isothermer Zustand innerhalb der Stauchprobe,
- ein möglichst großer Umformgrad und
- eine Umformgeschwindigkeit, die in etwa in einem realen Umformprozess nachgebildet werden kann.

Für die konstante Umformgeschwindigkeit wurde der Betrag von 0,1 1/s ausgewählt. Erfahrungen aus konventionellen Fließkurvenaufnahmen mit der Gleeble 3800C zeigen zudem, dass Versuche bei höheren Temperaturen (≥ 100 °C) eine vergleichsweise genaue isotherme Temperaturführung ermöglichen.

Für die isotherme Versuchsdurchführung war es zunächst notwendig, die Proben auf die erforderliche Ausgangstemperatur zu erwärmen. Vor Versuchsbeginn wurden die Proben mit einer Aufheizrate von 15 °C/s auf die Ausgangstemperatur erwärmt und anschließend 10 s auf dieser Temperatur gehalten, bevor der Stauchvorgang begann. Um eine isotherme Temperaturführung während des Stauchens zu gewährleisten, wurde die Option des simultanen Nachheizens aktiviert. Somit konnten Temperaturverluste infolge von Wärmeleitung kompensiert werden. Für die experimentellen Untersuchungen wurden die Temperaturen 20 °, 100 °, 200 ° und 300 °C vorgesehen. Die Maschineneinstellungen hinsichtlich der Stauchbahnzustellung wurden entsprechend eines Umformgrades von 1,8 vorgegeben.

In der Regel werden bei Stauchversuchen zur Fließkurvenaufnahme möglichst geringe Reibungseinflüsse angestrebt. Diese werden, wie in Kapitel 3.2.2 beschrieben, mit Hilfe von Graphitplättchen erreicht. Die Graphitplättchen werden jedoch mit zunehmender Stauchung durch die hohe Krafteinwirkung in der Probenstirnfläche zerstört. Dadurch entsteht stellenweise ein direkter Kontakt zwischen Stauchprobe und Stauchbahn, der zu unterschiedlichen tribologischen Bedingungen innerhalb der Kontaktfläche führt. Um eine möglichst kontinuierlich gleichbleibende Reibung zwischen Stauchprobe und Stauchbahn sicherzustellen, können schmierstofffreie bzw. allseitig mit Schmierstoff beschichtete Proben eingesetzt werden.

6.2 Ergebnisse der Kegelstauchversuche

Die im Folgenden dargestellten Erkenntnisse wurden im Rahmen der experimentellen Versuche erzielt und für die inverse Fließkurvenaufnahme im Detail analysiert und weiter aufbereitet.

6.2.1 Tribologische Einflüsse auf den Stauchvorgang

Die tribologischen Bedingungen zwischen Stauchprobe und Stauchbahn haben bekanntermaßen einen erheblichen Einfluss auf die Ausbauchung der Probe und damit auch auf den Kraftverlauf. So wurden schmierstofffreie Kegelstauchproben exzentrisch ausgeformt (Abb. 42 a). Als Ursache werden hierbei Schmierstoffrückstände der spanenden Bearbeitung auf den Stirnflächen der Stauchproben sowie Verunreinigungen auf den Stauchbahnen aufgrund vorangegangener Stauchversuche identifiziert. Ein initiales Reinigen bzw. Entfetten von Stauchprobe und Stauchbahnen führte dann doch zu gleichmäßig ausgebildeten Geometrien der gepress-



ten Stauchprobe. Eine initial mit Molykote besprühte Stauchprobe ist während des Stauchvorgangs aus der Versuchsanordnung gerutscht (Abb. 42b). In der Folge wurden die Proben daher zunächst zinkphosphatiert und anschließend gleichmäßig mit MoS₂ beschichtet. Mit dieser Beschichtung konnten die Versuche schließlich in der beabsichtigten Weise durchgeführt werden. Daher wurden in den weiteren Versuchsreihen sowohl schmierstofffreie, entfettete Proben sowie zinkphosphatierte und mit MoS₂ beschichtete Proben eingesetzt.



Abb. 42: Bei Raumtemperatur gestauchte Kegelstauchproben: a) ohne Schmierstoff gestaucht; b) initial ungleichmäßig mit Molykote besprüht und gestaucht

6.2.2 Ergebnisse experimenteller Kegelstauchversuche

In Abb. 43 sind die Stauchproben zu sehen, die trocken ohne Schmierstoff umgeformt wurden. Aufgrund der hohen Reibung, die aus diesen Bedingungen resultiert, wurde die Mantelfläche der gestauchten Probe stark konvex ausbildet. Weiterhin wurden an Proben aus C15 ab einer Temperatur von 200 °C Risse festgestellt. Diese traten erst kurz vor Versuchsende auf und sind auf die Blausprödigkeit des Materials zurückzuführen. Diese Versuche wurden aufgrund der Rissbildung nicht ausgewertet.





Abb. 43: Ohne Schmierstoff gestauchte Kegelstauchproben aus C15 und 42CrMo4

Abb. 45 zeigt jene gestauchten Proben, die vor der Versuchsdurchführung zinkphosphatiert und mit MoS₂ beschichtet wurden. Aufgrund der dadurch stark reduzierten Reibung zwischen Stauchbahnen und Probe bildete sich eine konkave Mantelfläche aus, was zu der Festlegung führte, keine Versuche mit den Proben aus C15 bei Temperaturen über 100 °C durchzuführen.



Abb. 44: Initial mit MoS₂-beschichtete, gestauchte Kegelstauchproben aus C15 und 42CrMo4

Die dehnungskompensierten Kraft-Weg-Verläufe, die im Zuge der Stauchversuche aufgezeichnet wurden, sind in Abb. 45 dargestellt. Im Vergleich zu den numerisch ermittelten Kraft-Weg-Verläufen in Abb. 27 weisen diese keine Auffälligkeiten auf. Gegen Prozessende ist eine

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



exponentiell wachsende Abweichung der Kraft bei entfetteten Proben zu erkennen Unter Berücksichtigung der numerisch berechneten Kraft-Weg-Verläufe in Abb. 27 ließ eine derartige Überhöhung der Kraft annehmen, dass in den schmierstofffreien Versuchen ein durchschnittlicher Reibfaktor von über m = 0,5 vorlag.



Abb. 45: Kraft-Weg-Verläufe aus den Kegelstauchversuchen mit C15 und 42CrMo4 bei unterschiedlichen Temperaturen und Reibungsbedingungen

6.3 Inverse Fließkurvenbestimmung

Die inverse Fließkurvenbestimmung im Rahmen dieser Studie erfolgte schließlich auf der Basis der in Kapitel 5.4 beschriebenen Methode. Dabei wird die Fließkurve simultan zur Reibungsfunktion ermittelt. Wie dargestellt, werden bei dieser Methode sowohl die Fließkurve als auch die Reibungsfunktion mit je 2 DoE-Variablen beschrieben. Die Zielgrößen der jeweiligen Optimierungsstudien sind in Kapitel 6.2.2 genannt. Im Anschluss werden mögliche Fehler bei der inversen Fließkurvenermittlung und deren Auswirkungen auf das Ergebnis diskutiert.

6.3.1 Bestimmung inverser Fließkurven

Die Abb. 46 zeigt die konventionell aufgenommenen Fließkurven im Vergleich zu den invers bestimmten Fließkurven für den Stahl C15. Während die inversen Fließkurven bei Raumtemperatur über den gesamten Verlauf geringere Fließspannungswerte beschreiben, zeigen die Fließkurven bei einer Temperatur von 100 °C zunächst ein nahezu identisches Spannungsniveau im Bereich bis $\varphi = 0.8$ und niedrigere Fließspannungswerte im Bereich zwischen $\varphi = 0.8$ und $\varphi = 1.5$. Die invers bestimmten Fließkurven zeigen dabei ein niedrigeres Spannungsniveau, was mit der Reibung begründet werden kann. Im Vergleich der inversen Fließkurven untereinander zeigen die Fließkurven, die auf der experimentellen Basis mit phosphatierten und MoS2-beschichteten Proben ermittelt wurden, einen leicht höheren Verlauf als die mit Proben ohne jegliche Beschichtung.





Abb. 46: Vergleich experimentell, konventionell (nach Ludwik und Swift) und invers bestimmter Fließkurven für den Werkstoff C15

Die invers und konventionell bestimmten Fließkurven des Stahls 42CrMo4 sind in Abb. 47 dargestellt. Aus diesem Vergleich geht ebenfalls hervor, dass die invers bestimmten Fließkurven ein niedrigeres Spannungsniveau zeigen als die konventionell aufgezeichneten. Eine Ausnahme bildet dabei die invers bestimmte Fließkurve bei einer Temperatur von 200 °C, die auf der Basis von schmierstofffreien Stauchversuchen ermittelt wurde. Diese Fließkurve zeigt einen signifikanten Anstieg der Fließspannung zwischen den Umformgraden von $\varphi = 0.7$ und 1,5. Die Fließspannung von ca. 100 N/mm² bei einem Umformgrad von $\varphi = 1,5$ liegt demnach höher als die der inversen Fließkurve, die auf zinkphosphatierten und mit MoS₂-beschichteten Stauchproben basiert. Als Ursache für diese starke Überhöhung konnten extreme Reibungsbedingungen ermittelt werden, die durch das numerische Reibungsmodell nicht korrekt nachgebildet wurden. Zudem wurden diese extremen Reibungsbedingungen durch einen beobachteten starken Verschleiß der Stauchbahnen bestätigt. Auf der Kontaktfläche der Stauchbahnen in Abb. 48 sind Ausbrüche infolge von Aufschweißungen zu erkennen. Weiterhin ist auffällig, dass die invers bestimmten Fließkurven keine beschränkte Festigkeitszunahme zeigen. Vielmehr wurde bei den Fließkurven bei Raumtemperatur nach dem anfänglich tieferen Spannungsniveau eine stärkere Verfestigung ermittelt. Im Vergleich der inversen Fließkurven untereinander ist zu erkennen, dass die Fließkurven, die auf der Basis von zinkphosphatierten und MoS₂-beschichteten Stauchproben aufgezeichnet wurden, in der Regel wiederum leicht höhere Spannungen zeigen als die Fließkurven, die auf schmierstofffreien Versuchen basieren.





Abb. 47: Vergleich zwischen konventionell (nach Ludwik und Swift), experimentell und invers bestimmten Fließkurven für den Werkstoff 42CrMo4 im Temperaturbereich bis 200 °C



Abb. 48: Verschleißerscheinungen an den Kegelstauchbahnen

Ergänzend zu den gezeigten Ergebnissen wurden Optimierungsstudien für eine konstante Reibung bzw. eine in Abhängigkeit von der Flächenpressung linear steigenden Reibungsfunktion durchgeführt. Hierbei wurde ein direkter Einfluss des Reibungsmodells auf die Fließkurve festgestellt. Bei einer konstanten Reibung wurde der vordere Bereich der Fließkurve bis ca. $\varphi = 1$ unterschätzt, während bei $\varphi = 1,5$ ein zu hoher Betrag der Fließkurve berechnet wurde. Bei einer in Abhängigkeit von der Flächenpressung linear steigenden Reibungsfunktion wurde der vordere Bereich etwas überschätzt und bei $\varphi = 1,5$ eine zu geringe Fließspannung berechnet. Daher wird davon ausgegangen, dass eine über zwei Stützstellen frei definierbare Reibungsfunktion ein genaueres Ergebnis abbildet.

Zusammenfassend lässt sich anhand der Vergleiche sagen, dass die inversen Fließkurven grundsätzlich ein geringeres Spannungsniveau als die konventionellen Fließkurven zeigen. Weiterhin konnte bei den Fließkurven des C15 ein mäßiges Verfestigungsverhalten sehr gut abgebildet werden. Aus den Fließkurven für den Stahlwerkstoff 42CrMo4 geht hervor, dass

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



das numerische Reibungsmodell extreme Reibungsbedingungen nicht nachbilden kann. Somit sind schmierstofffreie Versuche nur bedingt als Datengrundlage für die inverse Bestimmung der Fließkurven geeignet.

6.3.2 Inverse Reibungsfunktionen

Die invers bestimmten Reibungsfunktionen für die Werkstoffe C15 und 42CrMo4, die simultan zu den Fließkurven aus Kapitel 6.3.1 ermittelt wurden, sind in Abb. 49 dargestellt. In beiden abgebildeten Diagrammen ist zu erkennen, dass mit der Datenbasis für schmierstofffreie Stauchversuche eine deutlich höhere Reibung berechnet wurde. Dabei ist zu erkennen, dass jeweils für die Versuche bei Raumtemperatur die niedrigste Reibung berechnet wurde. Bei diesen Reibungsfunktionen wurde für beide Stützstellen Reibfaktoren von ca. 0,4 ermittelt. Mit steigender Temperatur wurden zudem zunehmende Reibfaktoren festgestellt.



Abb. 49: Invers bestimmte Reibungsfunktionen für die Werkstoffe C15 und 42CrMo4

Hinsichtlich der Reibungsfunktionen, die auf der Basis von Stauchversuchen mit zinkphosphatierten und mit MoS₂-beschichteten Proben ermittelt wurden, ist ein deutlich niederes Niveau der Reibfaktoren zu erkennen. Sie liegen bei RT und bei 100 °C im Bereich von ca. 0,1. Eine eindeutige Tendenz des Niveaus in Abhängigkeit von der Temperatur ist dabei lediglich für die Temperatur von 200 °C beim Werkstoff 42CrMo4 zu erkennen. Bei diesem Versuch wurde ein deutlich höheres Niveau der Reibfaktoren ermittelt. Eine offensichtliche Erklärung für die erhöhte Reibung bei beiden betrachteten Varianten konnte anhand der vorhandenen Datenlage nicht abgeleitet werden.

Zusammenfassend lässt sich anhand der gezeigten Reibungsfunktionen sagen, dass das Reibungsniveau mit der angewandten Methode grundsätzlich und auch näherungsweise korrekt bestimmt werden kann. Es wird davon ausgegangen, dass weitere Faktoren, wie beispielsweise lokale Unebenheiten der Stauchprobenstirnflächen bzw. der Verschleiß der Stauchbahnen einen enormen Einfluss auf die Reibungsfunktion nehmen und somit eine exaktere Ermittlung der Reibung nur mit einem komplexeren Reibungsmodell möglich ist. Dennoch wird davon ausgegangen, dass die simultane Ermittlung der Reibungsfunktion anhand zweier DoE-

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	

IFU

Variablen zu einer genaueren Fließkurve führt als die ausschließliche Bestimmung der Fließkurve mit konstanter bzw. linear steigender Reibung.

6.3.3 Einfluss der Maschinensteifigkeit

Aufgrund der Unsicherheiten, die sich infolge der Maschinensteifigkeit ergeben (Kap. 6.1.3.1), wurden zusätzliche Optimierungsrechnungen durchgeführt, um einen derartigen Fehler besser abschätzen zu können. Hierbei wurde sowohl der Einfluss einer Überkompensation um 0,1 mm als auch der Einfluss einer Unterkompensation von 0,1 mm auf die Fließkurve untersucht. Die derart invers bestimmten Fließkurven und Reibungsfunktionen sind in Abb. 50 dargestellt. Aus beiden Diagrammen geht hervor, dass die Kompensation der Maschinen- und Werkzeugdehnung primär das Niveau der Reibungsfunktion beeinflusst. Hierbei wurden Abweichungen zu den ursprünglich invers ermittelten Daten von über 50 % festgestellt. Im Vergleich dazu wurde die Fließkurve von der Maschinensteifigkeit nur gering beeinflusst. Lediglich bei einer Unterkompensation von 0,1 mm wurde eine Abweichungen in der Fließkurve können allerdings mit den ermittelten Reibungswerten begründet werden, die in dieser Optimierungsstudie jeweils bereits den maximalen Wert angenommen haben.



Abb. 50: Invers bestimmte Fließkurven und Reibungsfunktionen für ausgewählte Maschinen- und Werkzeugdehnungen (Dehnung der Prüfmaschine GLEEBLE)

Mit den Erkenntnissen zur Auswirkung der Maschinensteifigkeit können die Schwankungen der invers ermittelten Reibungsfunktionen aus Kapitel 6.3.2 erklärt werden. Wie bereits in Kapitel 6.1.3.1 beschrieben, wurde für alle Versuche eine einheitliche Kompensation der Maschinensteifigkeit vorgenommen. Diese berücksichtigte lediglich einen Zusammenhang zwischen Kraft und elastischer Dehnung der Maschinen- und Werkzeugkomponenten. Eine thermische Dehnung infolge der höheren Probentemperaturen wurde darin nicht berücksichtigt. Dies könnte die höheren Abweichungen bei den Reibungsfunktionen bei 200 °C erklären.

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



6.3.4 Einfluss des Probenradius auf die Reibungsfunktion und Fließkurve

Weiterhin wurde untersucht, in welchem Maß die Fließkurve und die Reibungsfunktion vom Zielwert "Probenradius" beeinflusst werden. Diese Untersuchungen wurden unternommen, da die Versuchsproben über den Umfang Durchmesserschwankungen von bis zu 0,3 mm aufweisen. Der Zielwert für die Optimierungsstudie wurde dabei immer als Mittelwert aus insgesamt 8 Messungen berechnet. In den Untersuchungen wurden Probenradien betrachtet, die 0,02 mm (im Durchmesser 0,04 mm) bzw. 0,1 mm (im Durchmesser 0,2 mm) größer bzw. kleiner als der ursprünglich betrachtete Zielwert vorgegeben waren. Die derart invers bestimmten Fließkurven und Reibungsfunktionen in Abhängigkeit vom Probenradius sind in Abb. 51 dargestellt. Daraus geht hervor, dass wiederum primär die Reibungsfunktion von der Ungenauigkeit des Zielwerts beeinflusst wird. Hierbei resultieren erneut Abweichungen von über 50% zur ursprünglich invers ermittelten Reibungsfunktion. Ebenso wie die Abweichungen infolge der Maschinensteifigkeit können auch die Ungenauigkeiten des Probenradius Einfluss auf die Schwankungen der Reibungsfunktion in Kapitel 6.3.2 nehmen.





Hinsichtlich der Fließkurve sind mit Ausnahme einer Unterschätzung des Probenradius um 0,1 mm nur geringfügige Abweichungen zu erkennen. Es wird daraus gefolgert, dass hierbei eine größere Abweichung der Fließkurve resultiert, da hiermit ein deutlich tieferes Reibungsniveau bestimmt wurde. Somit kann schlussgefolgert werden, dass der Probenradius lediglich bei geringen Reibfaktoren einen Einfluss auf das Niveau der Fließkurve nimmt. Hinsichtlich der Reibungsfunktion sind jedoch sehr große Schwankungen zu erkennen, die eine allgemeine Gültigkeit des invers ermittelten Reibungsfunktionen primär einen positiven Einfluss auf die Genauigkeit der invers bestimmten Fließkurve nehmen, jedoch nicht auf weitere Prozesse übertragen werden können.

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



7 Verifizierung der entwickelten Methode

Zur Verifizierung der entwickelten Methode wurden die invers bestimmten Fließkurven und Reibungsfunktionen zur numerischen Berechnung eines reibungssensitiven Stauchversuchs eingesetzt. Hierzu wurde ein Kegelringstauchversuch mit konkaven Stauchbahnen herangezogen. Die konkaven Stauchbahnen sollten dabei eine erhöhte Flächenpressung hervorrufen, um das Reibungsmodell mittels abweichender Flächenpressung im Versuch zu validieren. Die Versuche wurden erneut mit dem thermomechanischen Prüfsystem Gleeble 3800C durchgeführt.

7.1 Beschreibung Kegelringstauchversuch

7.1.1 Proben für Kegelringstauchversuch

Die Stauchproben zeigen eine ringförmige Geometrie gemäß Abb. 52a. Diese Geometrie wurde auf der Basis von mehreren Simulationsergebnissen bestimmt. Damit wurde ein Außendurchmesser von 16 mm, ein Innendurchmesser von 11 mm und eine Probenhöhe von 6 mm festgelegt. Im Versuch sollte ein möglichst hoher Umformgrad ohne Faltenbildung erreicht und eine axiale Kraft von 200 kN nicht überschritten werden. Weiterhin wurde aufgrund der geometrischen Ausformung der gestauchten Probe ein Winkel der konkaven Stauchbahn von 20° festgelegt. In Abb. 52b sind eine mit niedriger (m = 0) und eine mit hoher (m = 0,5) Reibung gestauchte Proben abgebildet. Es ist zu sehen, dass die Innen- und die Außenoberfläche der Ringproben von der Reibung abhängig sind.



Abb. 52: a) initiale Versuchsanordnung des Kegelringstauchversuchs mit konkaven Stauchbahnen; b) gestauchte Ringproben mit den Reibfaktoren m = 0 bzw. m = 0,5 bei ϕ = 1,2

7.1.2 Auslegung der Stauchbahnen für Kegelringstauchversuch

Die Stauchbahnen für den Ringstauchversuch wiesen eine kreisförmige Vertiefung um 1,5 mm mit einem Durchmesser von 9 mm im mittleren Bereich auf (Abb. 52). Der Übergang zwischen der zentralen Vertiefung und dem Randbereich der Stauchbahn wurde durch eine Schräge von 20° abgebildet. Der Schrägenwinkel von 20° wurde auf der Basis mehrerer Simulationen ermittelt und verursacht eine Erhöhung der Flächenpressung um ca. 30 bis 40 %. Weiterhin verhindert eine Schräge von 20° eine Faltenbildung auf der Innenoberfläche der Ringprobe und erlaubt somit den Einsatz einer höheren Probe. Die Stauchbahnen wurden, wie auch die in Kapitel 6.1.2 beschriebenen kegeligen Stauchbahnen, mit der PVC-Beschichtung *Variantic* der Fa. Eifeler Voestalpine Vacotec versehen, um eine Vergleichbarkeit zu den Kegelstauchversuchen gewährleisten zu können.

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



7.1.3 Versuchsparameter

Die Versuchsparameter für die Verifizierungsversuche entsprachen den in Kap. 6.1.4 für die Kegelstauchversuche genannten. Aufgrund der ringförmigen Geometrie wurden Versuche ohne initiale Erwärmung der Stauchprobe unternommen. Die Stauchversuche wurden mit einer konstanten Stößelgeschwindigkeit von 0,1 mm/s und für eine maximale Zustellung von 2,5 mm durchgeführt.

7.2 Versuchsergebnisse

Die dehnungskompensierten Kraft-Weg-Verläufe der schmierstofffreien Kegelringstauchversuche für C15 und 42CrMo4 sind in Abb. 53a dargestellt. Beide Versuche wurden bei einer maximalen Kraft von ca. 190 kN angehalten und es zeiget sich, dass sich sowohl die Innen-, als auch der Außenoberfläche konvex ausformten. Die konvexe Form der Innenoberfläche ist auf eine hohe Reibung zwischen Stauchprobe und Stauchbahn zurückzuführen. Der Außendurchmesser der Probe aus C15 betrug ca. 18,2 mm, während der Innendurchmesser im Bereich der Symmetrieebene 8,2 mm aufwies bei einem Stauchweg von 2, 35 mm. An der Probe aus dem Werkstoff 42CrMo4 wurde bei einem von 2,05 mm ein Außendurchmesser von 17,7 mm und ein Innendurchmesser von 9,2 mm gemessen. Die kleineren Maße sind auf den geringeren Stauchweg beim 42CrMo4 zurückzuführen. Um eine möglichst hohe Übereinstimmung mit den numerischen Daten gewährleisten zu können, wurde zudem der Temperaturverlauf in der Symmetrieebene mit Thermoelementen aufgezeichnet. Dabei wurde während des Stauchvorgangs eine Temperaturerhöhung um ca. 10 °C festgestellt.





7.3 Numerische Prozessbetrachtung

Die numerische Nachbildung des Stauchvorgangs erfolgte anhand der in Kapitel 4.2 aufgeführten Simulationseinstellungen. Die Geometrien für das Pre-Processing in der Simulation wurden dabei anhand der Fertigungszeichnungen der Stauchbahnen und der Stauchproben definiert. Für die Werkzeuggeschwindigkeit wurden die tatsächlich gemessenen Geschwindigkeitsverläufe der Prüfmaschine übernommen. Für die Fließkurven- und Reibungsdefinition wurden die invers ermittelten Modelle herangezogen. In Abb. 54 sind die invers und experimentell ermittelten Kraft-Weg-Verläufe im Vergleich zueinander dargestellt. Es ist zu sehen, dass der simulierte Kraft-Weg-Verlauf auf einem etwas höheren Niveau als der experimentell

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



ermittelte liegt. Die Abweichung der maximalen numerisch bestimmten Kraft beider Werkstoffe voneinander beträgt für C15 6,8 % und für 42CrMo4 6,3 %. Die Abweichungen der numerisch bestimmten Innen- und Außendurchmesser vom experimentell ermittelten betrugen für den Werkstoff C15 0,1 % bzw. 2 %. Für 42CrMo4 lagen die Abweichungen der numerisch bestimmten Innen- und Außendurchmesser im Bereich des Messfehlers der verwendeten Versuchstechnik.



Abb. 54: Vergleich der numerisch und experimentell ermittelten Kraft-Weg-Verläufe

Anhand der geringen Abweichungen zwischen den experimentell gemessenen und den mit der inversen Datengrundlage berechneten Geometriemerkmale der Stauchproben kann dem Reibungsmodell eine recht hohe Genauigkeit attestiert werden. Vor allem für den Werkstoff 42CrMo4 wurde eine exakte Übereinstimmung zwischen numerischer Simulation und Experiment nachgewiesen. Hinsichtlich der maximalen Kraftwerte wurden jedoch teils deutliche Abweichungen von bis zu 6,8 % ermittelt, da die Kraft bei beiden Werkstoffen überschätzt wurde.



8 Übertragbarkeit auf reale Fertigungsprozesse

8.1 Versuchsbeschreibung

Die invers ermittelten Fließkurven sollten in der Folge für die numerische Simulation repräsentativer Kaltumformversuche verwendet werden. Hierzu wurde exemplarisch ein Bundanstauchversuch betrachtet, der mittels des Stauchplastometers am IFU durchgeführt wurde.

8.1.1 Versuchswerkzeug

Abb. 55a zeigt eine Schnittdarstellung des Versuchswerkzeuges für das Bundanstauchen. Darin sind in Hellgrau die Aktivteile (Matrizen und Stempel) zu sehen. Der Innendurchmesser der Matrizen betrug 20 mm. Die Matrizen wiesen am Übergang zwischen Innenoberfläche und Stauchbahn einen Radius von 1 mm auf. Die Stempel waren derart angeordnet, dass das gestauchte Bauteil 2 Zapfen koaxial mit einer Länge von 10 mm ausbildete. Zur Aufnahme der Umformkraft wurde im unteren Werkzeugteil unterhalb von Stempel und Matrize eine Kraftmessdose vorgesehen. Weiterhin wurde der Stößelweg über ein potentiometrisches Wegmesssystem der Firma Burster aufgezeichnet. Zusätzlich wurden Thermoelemente in der Äquatorialebene der Pressteile angebracht.



Abb. 55: a) Werkzeug für das Bundanstauchen im Schnitt; b) Versuchsanordnung mit Messtechnik im Stauchplastometer des IFU Stuttgart

8.1.2 Versuchsanlage

Die Versuche wurden mit dem Stauchplastometer am IFU durchgeführt (Abb. 55b). Das hydraulisch betriebene Stauchplastometer ermöglicht eine maximale Stößelkraft von 1.000 kN und unterschiedliche Geschwindigkeitsprofile des Stößels. So können neben konstanten Stößelgeschwindigkeiten ebenfalls linear abnehmende Geschwindigkeiten für die Fließkurvenaufnahme mit konstanter Umformgeschwindigkeit ausgeführt werden.

8.1.3 Versuchsparameter

Für die experimentellen Untersuchungen wurden Rohteile aus 42CrMo4 und C15 angefertigt. Der Durchmesser der Rohteile betrug 19,8 mm bei einer Länge von 55 mm. Die Rohteile wurden von der Fa. Zwez Chemie zinkphosphatiert und gleichmäßig mit MoS₂ beschichtet. Somit

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



erhielten die hier verwendeten Rohteile im Vergleich zu den Kegelstauchversuchen (Kapitel 6) eine identische Beschichtung, was vergleichbare tribologischen Bedingungen ermöglichen sollte. Dabei wurden lediglich Pressversuche bei Raumtemperatur, einer konstanten Stößelgeschwindigkeit von 0,1 1/s und einem Stößelweg von 20 mm durchgeführt.

8.2 Versuchsergebnisse

Die experimentell aufgezeichneten Kraft-Weg-Verläufe für den Werkstoff 42CrMo4 sind in Abb. 56 dargestellt. Das Kraftsignal wurde dabei im Matrizenspannring mit und ohne Vorspannung aufgezeichnet. In Abb. 56 ist zu sehen, dass sich die axiale Vorspannung der Matrize während des Umformvorgangs partiell abbaut und somit kein konstanter Offset der Kraft-Weg-Verläufe zueinander vorausgesetzt werden kann. Die elastischen Dehnungen wurden anhand der Gesamtlänge des Bauteils auf der Basis der aufgezeichneten Wege kompensiert. Hierzu wurden die Daten des Stößelweges anhand eines konstanten Faktors derart multipliziert, dass die Längenänderung der Probe und der aufgezeichnete Weg betragsmäßig übereinstimmen. Zudem wurde die tatsächliche Stößelgeschwindigkeit berechnet. Hierbei wurde festgestellt, dass der Stößel über weite Strecken eine konstante Geschwindigkeit von ca. 2 mm/s aufwies. Die vorgegebene Umformgeschwindigkeit von 0,1 1/s konnte somit nicht angehalten werden. Aufgrund der niedrigen Stößelgeschwindigkeit und dem geringen Einfluss der Umformgeschwindigkeit auf die Fließspannung wurde davon ausgegangen, dass durch die abweichende Umformgeschwindigkeit keine signifikanten Abweichungen im Kraft-Weg-Verlauf auftreten. Während der Umformung wurden für Werkstoffe C15 und 42CrMo4 Probentemperaturen von bis zu 125 °C bzw. 155 °C aufgenommen.





8.3 Numerische Prozessbetrachtung mit inverser Fließkurve

Der Vergleich zwischen den numerisch berechneten und den experimentell aufgezeichneten Kraft-Weg-Verläufen in Abb. 57 zeigt für beide Werkstoffe eine recht gute Übereinstimmung. Es ist weiterhin zu erkennen, dass der Kraft-Weg-Verlauf, der anhand der inversen Fließkurve berechnet wurde, ein nur um wenige Prozentpunkte zu niedriges Kraftniveau zeigt.

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	





Abb. 57: Vergleich zwischen numerisch berechneten und experimentell aufgezeichneten Kraft-Weg-Verläufen beim Bundanstauchen von Proben aus 42CrMo4 (a) und C15 (b)

8.4 Bestimmung inverser Fließkurve durch Umformvorgang

Aus den Erkenntnissen der vorangehenden Kapitel kann schlussgefolgert werden, dass die tabellarische Beschreibung der Fließkurve für eine Ermittlung der inversen Fließkurve direkt aus einem Umformvorgang ungeeignet ist. Eine derartige Modellierung der Fließkurve ruft in einer Optimierungsstudie eine Vielzahl von DoE-Variablen hervor, die sich gegenseitig beeinflussen. Weiterhin können Stützpunkte wie beispielsweise ein hoher Umformgrad bei geringer Temperatur aufgrund der technologischen Prozesseigenschaften gar nicht berechnet werden. Aus diesem Grund besteht die Gefahr einer Mehrdeutigkeit, die durch die inverse Methode für eine solche Herangehensweise nicht gelöst werden kann.

Hinsichtlich der simultanen Ermittlung von der Fließkurve und der gleichzeitigen druckabhängigen Reibung ist ebenfalls keine Übertragbarkeit auf Fertigungsprozesse möglich, da industriell gefertigte Pressteile in der Regel kein ausgeprägtes Geometriemerkmal in Abhängigkeit der Reibung aufweisen. Eine robuste Methode zur simultanen Bestimmung der Fließkurve und der druckabhängigen Reibung auf der Basis eines Kraft-Weg-Verlaufs konnte in dieser Studie nicht nachgewiesen werden.

Mithilfe der Johnson-Cook-Funktion (Gleichung 21) zur Fließkurvenmodellierung ohne gleichzeitige Betrachtung der druckabhängigen Reibung konnten inverse Fließkurven ermittelt werden, die eine hohe Übereinstimmung mit den konventionellen Fließkurven zeigten. In den Optimierungsstudien wurden dabei lediglich der dehnungs- und der temperaturabhängige Term der vollständigen Gleichung betrachtet, während der dehnratenabhängige Term vernachlässigt wurde. Weiterhin wurde in den Simulationen ein konstanter Reibfaktor von m = 0,1 angenommen. Abb. 58 zeigt die invers ermittelten Fließkurven nach Johnson-Cook im Vergleich zu den konventionell aufgenommenen Fließkurven (approximiert nach Ludwik) in Abhängigkeit von den in der Optimierungsstudie freigegebenen DoE-Variablen. Den dargestellten Grafiken ist zu entnehmen, dass je mehr DoE-Variablen in der Optimierungsstudie freigegeben werden, desto höher ist die Abweichung zwischen den invers bestimmten und den konventionell auf-

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



genommenen Fließkurven. Die Optimierungsstudien, welche lediglich die Freigabe der temperaturabhängigen Variablen (m und E) berücksichtigen, führen zu einer sehr hohen Übereinstimmung mit den konventionell ermittelten Fließkurven. Dies konnte ebenfalls bei redundanten Optimierungsstudien mit dem Werkstoff C15 nachgewiesen werden. Eine zusätzliche Freigabe der dehnungsabhängigen Variablen führt aufgrund der hohen Anzahl an DoE-Variablen zu keinen robusten Ergebnissen. Während die inversen Fließkurven aus der Optimierungsstudie mit vier DoE-Variablen (A, B, n und m) für den Werkstoff 42CrMo4 noch eine vergleichsweise hohe Übereinstimmung mit den konventionell ermittelten Fließkurven zeigten, führte die redundante Betrachtung des C15 zu keiner zufriedenstellenden Übereinstimmung. Die Variante mit fünf DoE-Variablen zeigte weder für 42CrMo4 noch für C15 eine zufriedenstellende Übereinstimmung zwischen inversen und konventionellen Fließkurven.



Abb. 58: Invers ermittelte Fließkurven nach Johnson-Cook in Abhängigkeit von den in der Optimierungsstudie freigegebenen DoE-Variablen

Anhand dieser Ergebnisse können folgende Erkenntnisse zur inversen Fließkurvenermittlung direkt aus dem Fließpressvorgang abgeleitet werden:

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	


- 1. Eine simultane Bestimmung von Fließkurve und der druckabhängigen Reibung ist aufgrund der fehlenden reibungssensitiven Daten nicht möglich.
- 2. Eine tabellarische Definition der Fließkurve ist nur bei temperaturgeführten, d.h. isothermen Versuchsabläufen sinnvoll, da ansonsten bestimmte Abschnitte der Fließkurve nicht durch experimentell ermittelte Daten bestimmt werden können.
- 3. Eine inverse Bestimmung der Fließkurve nach Johnson-Cook ist grundsätzlich realisierbar, jedoch sollte die Anzahl der DoE-Variablen möglichst gering angesetzt werden.

Aus diesen Erkenntnissen kann die Empfehlung abgeleitet werden, dass für eine robuste inverse Fließkurvenermittlung aus dem Umformprozess der dehnungsabhängige Term des Johnson-Cook-Modells vorab bekannt sein sollte. Mit den experimentellen Versuchsdaten können anschließend die Fließkurven über die temperaturabhängigen Variablen bestimmt werden.



9 Zusammenfassung

Die Studie befasste sich mit der Entwicklung einer inversen Methode zur simultanen Bestimmung der werkstoffspezifischen (tabellarischen) Fließkurve unter Berücksichtigung der druckabhängigen Reibung. Hierzu wurden zu Beginn der Studie numerische Voruntersuchungen durchgeführt, um den Einfluss der Reibung und des Fließkurvenverlaufs auf die Prozessgrößen Kraft, Umformgrad, Temperatur, Spannungsverteilung und geometrische Formausbildung der Stauchprobe zunächst separiert zu klären. Das Ziel dieser Untersuchungen bildeten die Erlangung weiterführender Erkenntnisse zu den Stauchvorgängen von unterschiedlichen Probengeometrien sowie die Identifikation eines geeigneten Prozessablaufes für die simultane, inverse Ermittlung von Modellparametern der Fließkurve und zur Modellierung der Reibung. Im Rahmen dieser Voruntersuchungen konnte festgestellt werden, dass der Kegelstauchversuch eine hohe Sensitivität der geometrischen Probenausformung gegenüber der Reibung zeigt. Es wurde festgestellt, dass ein hoher Reibfaktor in der Simulation Kegelstauchversuchs zu einer konvexen Geometrie der Mantelfläche führt, während ein geringer Reibfaktor eine konkave Mantelfläche der gestauchten Probe verursacht. Weiterhin wurde ermittelt, dass der Übergang von einer konkaven zu einer konvexen Mantelfläche der gestauchten Probe bei einem Kegelwinkel von 12° bei einem Reibfaktor von ca. 0,25 erfolgt.

Im weiteren Verlauf der Studie wurden grundlegende Untersuchungen bezüglich der Optimierungsstudien in DEFORM durchgeführt. Hierbei wurden unterschiedliche Möglichkeiten der inversen Modellierung betrachtet. Der FE-Code DEFORM ermöglicht dem Anwender für diesen Fall die Wahl zwischen zwei unterschiedlichen Optionen: Mehrere Prozesse simultan mit einer einheitlich anwendbaren Zielgröße (z.B. Zylinder- und Kegelstauchversuch mit der Zielgröße Kraft-Weg-Verlauf) oder die numerische Optimierung eines Prozesses, für den mehrere, unterschiedliche Zielgrößen (z.B. Kegelstauchversuch mit den Zielgrößen Kraft-Weg-Verlauf und Durchmesser in Äquatorialebene) vorgegeben werden können. Die primäre Erkenntnis aus diesen Untersuchungen bestand darin, dass sich für die simultane Ermittlung der Fließkurve und der druckabhängigen Reibung zugleich lediglich eine Optimierungsstudie eignet, die zwei unterschiedliche Zielgrößen betrachtet. Dabei sollte beachtet werden, dass eine Zielgröße primär von der Fließkurve (Kraft-Weg-Verlauf) und die zweite Zielgröße primär von der Reibung (geometrisches Merkmal) beeinflusst werden, um mehrdeutige Ergebnisse zu vermeiden. Weiterhin wurde festgestellt, dass mit zunehmender Anzahl an freigegebenen Variablen der Simulationsaufwand deutlich ansteigt und die Ergebnisqualität stark abfällt. Die inverse Methode, die aus diesen Erkenntnissen abgeleitet wurde, basiert auf dem oben beschriebenen Kegelstauchversuch und weist sowohl für die Fließkurve als auch für die druckabhängige Reibungsfunktion jeweils zwei freigegebene Variablen auf.

Im nächsten Schritt der Studie wurden Kegelstauchversuche mit dem thermomechanischen Prüfsystem Gleeble 3800C mit den Stahlwerkstoffen C15 und 42CrMo4 durchgeführt, um reale Prozessgrößen für die inverse Fließkurven- und Reibungsermittlung zu generieren. Mit dieser Versuchsanordnung konnten Fließkurven mit einer hohen Robustheit bestimmt werden. Die dazu invers bestimmten Fließkurven wiesen etwas geringere Fließspannungswerte als die experimentell ermitteltem Fließkurven auf. Weiterhin konnte festgestellt werden, dass mit der inversen Methode vor allem Werkstoffe mit einer frühzeitig abnehmenden Verfestigung gut charakterisiert werden können. Der invers bestimmten Reibungsfunktion kann hingegen lediglich die Tendenz des vorherrschenden Reibfaktorbetrages entnommen werden, da Prozessun-

Institut für Umformtechnik	Sekretariat:		Homepage:
Holzgartenstraße 17	Tel.:	0711 / 685-83840	www.ifu.uni-stuttgart.de
70174 Stuttgart	Fax:	0711 / 685-83839	



sicherheiten wie die Kompensation der Maschinen- und Werkzeugdehnung oder des Probenradius selbst einen relativ großen Einfluss auf die zu bestimmende Reibung haben. In weiteren Optimierungsstudien wurde nachgewiesen, dass bei geringen Änderungen des Probenradius bereits relativ große Abweichungen in den jeweils berechneten Reibungsfunktionen bestimmt wurden.

Um die invers ermittelten Fließkurven der genannten Werkstoffe sowie das Reibungsmodell zu validieren, erfolgten im Rahmen dieser Studie Kegelringstauchversuche mit konkav ausgebildeten Stauchbahnen. In den sich anschließenden numerischen Simulationen wurde nachgewiesen, dass die auf der Basis von der inversen Fließkurve numerisch berechneten Geometriemerkmale und auch der Kraft-Weg-Verlauf eine höhere Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Werten zeigen als unter Anwendung einer konventionell aufgenommenen Fließkurve.

Abschließend wurden weitere experimentelle Versuche mit dem Stauchplastometer des IFU durchgeführt, um eine Übertragbarkeit der Erkenntnisse aus den elementaren Stauchversuchen auf Fließpressverfahren zu prüfen. Hierzu wurde der Prozess des Bundanstauchens betrachtet. Im Vergleich zwischen den experimentell und numerisch ermittelten Kraft-Weg-Verläufen zeigte sich, dass sich eine auf der inversen Fließkurve basierende numerisch berechnete Kraft deutlich kleiner zeigte als eine experimentell ermittelte. Somit wird der tatsächliche Kraftbedarf auf der Seite der numerischen Simulation unterschätzt. Der Kraft-Weg-Verlauf, der auf der Datengrundlage der konventionellen Fließkurve berechneten Wurde, zeigte wiederum eine hohe Übereinstimmung mit den experimentell aufgezeichneten Daten. Erfahrungsgemäß neigen die numerischen Berechnungen in der Regel zu deutlichen Überschätzungen des Kraft-verlaufs. Somit kann dieser Versuch nicht als repräsentativ betrachtet werden.

Unter Berücksichtigung der erzielten Erkenntnisse dieser Studie ist davon auszugehen, dass die inverse Fließkurve an sich in der generellen Anwendung vermutlich eine höhere Genauigkeit als die konventionell aufgenommene Fließkurve zeigt. Diese Erkenntnis wird durch den Einfluss einer präziseren Reibungskompensation begründet und anhand der Erkenntnisse aus den Validierungsversuchen (Kegelringstauchversuch) gestützt. Die Erkenntnisse des Bundanstauchversuchs zeigen, dass sich die Unterschiede zwischen inverser und konventioneller Fließkurve nur einen geringen Einfluss auf den Kraft-Weg-Verlauf nehmen und die prozessbedingten Schwankungen teilweise zu relativ größeren Abweichungen führen. Durch diese geringen Unterschiede ist der hohe Aufwand zur Ermittlung einer inversen Fließkurve wirtschaftlich nicht sinnvoll. Vielmehr konnte in dieser Studie nachgewiesen werden, dass eine konventionell aufgenommene und gewissenhaft temperatur- und reibungskompensierte Fließkurveden besten Kompromiss zwischen Aufwand und erzielbarer Rechengenauigkeit darstellt.

0711 / 685-83840 0711 / 685-83839 Homepage: www.ifu.uni-stuttgart.de



10 Literaturverzeichnis

- [1] K. Lange, G. Schröder and J. Beissner, *Umformtechnik Handbuch für Industrie und Wirtschaft Band 1*, 1st ed., vol. 1, Springer-Verlag, Stuttgart, 1984.
- [2] K. Lange, M. Kammerer, K. Pöhlandt and J. Schöck, Fließpressen -Wirtschaftliche Fertigung metallischer Präzisionswerkstücke, 2008.
- [3] V. Läpple, *Einführung in die Festigkeitslehre*, 3rd ed., Vieweg+Teubner Verlag, Wiesbaden, 2011.
- [4] G. Rowe, *The principles of metalworking*, 2nd ed., Edward Arnold Ltd., London, 1968.
- [5] F. Klocke and W. König, *Fertigungsverfahren 4 Umformen*, 5th ed., Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, 2006.
- [6] G. Spur, H. Hoffmann and R. Neugebauer, *Handbuch der Fertigungstechnik Handbuch Umformen*, Carl Hanser Verlag, München, 2012.
- [7] W. Panknin and W. Möhrlin, *Die Ermittlung der Fließkurven von Schraubenwerkstoffen*, vol. 628, Westdeutscher Verlag, Köln, 1958.
- [8] E. Doege and B.-A. Behrens, *Handbuch Umformtechnik*, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, 2010.
- [9] N.N., "DIN 50125", Berlin, 2016.
- [10] T. F. Oberländer, "Ermittlung der Fließkurven und der Anisotropie-Eigenschaften metallischer Werkstoffe im Rastegaev-Stauchversuch", Dissertation Universität Stuttgart, 1990.
- [11] K. Pöhlandt, "Werkstoffprüfung für die Umformtechnik", in *Werkstoffforschung und Technik*, B. Ilschner, Ed. Springer-Verlag, Berlin, 1986.
- [12] C. Vogl, "Erweiterte Beschreibung des Umformverhaltens von Blechwerkstoffen", Technische Universität München, 2003.
- [13] K. Wellinger, G. Paul and D. Uebing, Werkstoffprüfung der Metalle Beanspruchungen, Prüfeinrichtungen, Prüfverfahren, Werkstoffverhalten und DIN-Normen, Alfred Kröner Verlag Stuttgart, Stuttgart, 1960.
- [14] K. Pöhlandt, *Werkstoffprüfung für die Umformtechnik*, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, 1986.
- [15] N.N., "DIN 50106 Prüfung metallischer Werkstoffe Druckversuch bei Raumtemperatur", Berlin, 2016.
- [16] K. Reicherter, "Untersuchungen über das verhalten zylindrischer Proben im Druckversuch", Dissertation, Technische Hochschule Stuttgart, 1951.
- [17] J. Ruge and H. Wohlfahrt, *Technologie der Werkstoffe*, 9th ed., Springer Fachmedien Wiesbaden, Berlin, 2013.
- [18] V. Mandić and M. Stefanović, "Friction studies utilizing the ring Compression test -Part II", in *8th International Tribology Conference*, 2003, vol. 25, pp. 44–51.



- [19] H. S. Sofuoglu and J. Rasty, "On the measurement of friction coefficient utilizing the ring compression test On the measurement of friction coefficient utilizing the ring compression test", *Tribol. Int.*, vol. 32, no. November, pp. 327–335, 1999.
- [20] V. DePierre and F. Gurney, "Method for Determination of Constant and Varying Friction Factors During Ring Compression Tests", J. Lubr. Technol., vol. 96, no. 3, pp. 482– 487, 1974.
- [21] X. Tan, P. A. F. Martins, N. Bay and W. Zhang, "Friction studies at different normal pressures with alternative ring-compression tests", *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 80–81, no. 1, pp. 292–297, 1998.
- [22] P. Christiansen, P. A. F. Martins and N. Bay, "Friction Compensation in the Upsetting of Cylindrical Test Specimens", *Exp. Mech.*, vol. 56, no. 7, pp. 1271–1279, 2016.
- [23] K. Osakada, T. Kawasaki, K. Mori and N. Taniguchi, "A method of determining flow stress under forming conditions", in *CAnnals of the CIRP 30/1*, 1981, pp. 135–138.
- [24] J. A. Schey, T. R. Venner and S. L. Takomana, "The effect of friction on pressure in upsetting at low diameter-to-height ratios", *J. Mech. Work. Technol.*, vol. 6, no. 1, pp. 23–33, 1982.
- [25] K. Pöhlandt, "Vergleichende Betrachtung der Verfahren zur Prüfung der plastischen Eigenschaften metallischer Werkstoffe", Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Stuttgart, 1984.
- [26] H. Wiegels and R. Herbertz, "Der Zylinderstauchversuch mit großer Reibung zur Bestimmung der Fließspannung (Formänderungsfestigkeit)", *Stahl und Eisen*, 1979, vol. 99, pp. 1380–1390.
- [27] V. A. Krokha, "A method of determining the flow stress in compression to high degress of plastic deformation", *Ind.Lab*, vol. 40, pp. 754–758, 1974.
- [28] J. W. Raedt, "Grundlagen für das schmiermittelreduzierte Tribosystem bei der Kaltumformung des Einsatzstahles 16MnCr5", RWTH Aachen, 2002.
- [29] O. Kienzle, Mechanische Umformtechnik Plastizitätstheorie, Werkstoffmechanik und Fertigung; Ergebnisse eines Forschungsschwerpunktes der Deutschen Forschungsgesellschaft, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, 1968.
- [30] A. Hensel and T. Spittel, *Kraft- und Arbeitsbedarf bildsamer Formgebungsverfahren*, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie Leipzig, Leipzig, 1978.
- [31] K. Pöhlandt and A. E. Tekkaya, "Der Torsionsversuch zur Aufnahme von Fließkurven unter Berücksichtigung des Einflusses der Umformgeschwindigekit", *Metallkunde*, vol. 69, pp. 108–114, 1985.
- [32] B. Mülders, "Modellierung der Verfestigung technischer Aluminiumlegierungen", RWTH Aachen, 2001.
- [33] W. Panknin and G. Shawki, "Zusammenhang zwischen Fließkurven und Werkstoffkennwerten bildsamer metallischer Werkstoffe", *Metallkunde1*, vol. 52, pp. 455–461, 1961.



- [34] D. Memhard, F. Andrieux, D. Z. Sun, M. Feucht, T. Frank and S. Kolling, "Entwicklung und Anwendung von Ersatzmodellen für die Modellierung von Klebverbindungen unter Crashbelastung", Bamberg, 2005.
- [35] T. Emde, "Mechanisches Verhalten metallischer Werkstoffe über weite Bereiche der Dehnung, der Dehnrate und der Temperatur", RWTH Aachen, Aachen, 2009.
- [36] K. Chadha, D. Shahriari and M. Jahazi, "An Approach to Develop Hansel–Spittel Constitutive Equation during Ingot Breakdown Operation of Low Alloy Steels", Front. Mater. Process. Appl. Res. Technol., pp. 239–246, 2018.
- [37] Y. Yoshida and A. Ghiotti, "Process Simulation in Cold Forging: Material Testing and Modelling", *Int. Cold Forg. Gr.*, vol. Doc. No. 2, no. 24, 2014.
- [38] T. Spittel, M. Spittel and J. Suchanek, "Examination of the thermal conditions in the hot torsion test", 1987, Hutnicke L., pp. 544–551.
- [39] R. Kopp *et al.*, "Flow stress measuring by use of cylindrical compression test and special application to metal forming processes", *Steel Res.*, vol. 72, no. 10, pp. 394– 401, 2001.
- [40] D. Zhao, "Temperature correction in compression tests", *J. Mater. Process. Tech.*, vol. 36, no. 4, pp. 467–471, 1993.
- [41] V. Sample and D. Field, "Constant Temperature-Compensated Strain Rate Testing of Aluminum", *J. Test. Eval.*, vol. 22, no. 2, pp. 127–131, 1994.
- [42] D. Zhao, "Testing for deformation modelling, mechanical testing and evaluation", in *ASM Handbook*, 2000, pp. 798–810.
- [43] T. Altan, G. Ngaile and G. Shen, "Cold and Hot Forging Fundamentals and Applications", 2005.
- [44] J. L. Chenot, E. Massoni and L. Fourment, "Inverse problems in finite element simulation of metal forming processes", *Eng. Comput. (Swansea, Wales)*, vol. 13, no. 2–4, pp. 190–225, 1996.
- [45] D. Szeliga, J. Gawad and M. Pietrzyk, "Inverse analysis for identification of rheological and friction models in metal forming", *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.*, vol. 195, no. 48–49, pp. 6778–6798, 2006.
- [46] L. Xinbo, Z. Fubao and Z. Zhiliang, "Determination of metal material flow stress by the method of C-FEM", *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 120, no. 1–3, pp. 144–150, 2002.
- [47] M. Kamaya and M. Kawakubo, "A procedure for determining the true stress-strain curve over a large range of strains using digital image correlation and finite element analysis", *Mech. Mater.*, vol. 43, no. 5, pp. 243–253, 2011.
- [48] A. Vuppala, A. Krämer, A. Braun, J. Lohmar and G. Hirt, "A new inverse explicit flow curve determination method for compression tests", *Procedia Manuf.*, vol. 47, no. 2019, pp. 824–830, 2020.
- [49] M. Shatla, C. Kerk and T. Altan, "Process modeling in machining. Part I: Determination of flow stress data", *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 41, no. 10, pp. 1511–1534, 2001.



- [50] B. Denkena, T. Grove, M. A. Dittrich, D. Niederwestberg and M. Lahres, "Inverse determination of constitutive equations and cutting force modelling for complex tools using oxley's predictive machining theory", *Procedia CIRP*, vol. 31, pp. 405–410, 2015.
- [51] M. Bäker, "A new method to determine material parameters from machining simulations using inverse identification", *Procedia CIRP*, vol. 31, pp. 399–404, 2015.
- [52] M. Bäker and A. Shrot, "Inverse parameter identification with finite element simulations using knowledge-based descriptors", *Comput. Mater. Sci.*, vol. 69, pp. 128–136, 2013.