

Lehrstuhl für Umformtechnik

Department Product Engineering,

Montanuniversität Leoben



DIPLOMARBEIT

**EINFLUSS DER ZIEHPARAMETER AUF DIE SCHÄDIGUNG
UND DAS FORMÄNDERUNGSVERMÖGEN BEI DER
DRAHTWEITERVERARBEITUNG**

Robert Kaiser

Studienrichtung Montanmaschinenwesen

März 2010

Eidesstattliche Erklärung

Ich erkläre an Eides statt, dass ich diese Arbeit selbstständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen und Hilfsmittel nicht benutzt und mich auch sonst keiner unerlaubten Hilfsmittel bedient habe.

Leoben, 1. März 2010

Robert Kaiser

Danksagung

Ich bedanke mich sehr herzlich bei Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.mont. Bruno Buchmayr, der durch seine spannenden und interessanten Vorlesungen mein Interesse an der Umformtechnik geweckt hat, und ich somit die Freude am Studieren wieder gefunden habe. Für die Betreuung meiner Diplomarbeit möchte ich mich bei Dipl.-Ing. Dr.mont. Thomas Hatzenbichler, der speziell bei simulationstechnischen Fragen immer ein offenes Ohr hatte, und bei Dipl.-Ing. Dr.mont. Otto-Karl Harrer bedanken.

Danke an die Firma Pengg Austria GmbH in Thörl für den Auftrag an den Lehrstuhl für Umformtechnik im Rahmen meiner Diplomarbeit. Vor allem möchte ich mich bei Dipl.-Ing. Johann Pengg, Dipl.-Ing. Johann Eder und Ing. Christian Aschacher für die Durchführung der firmeninternen Versuche und der raschen Beistellung der Versuchsdaten bedanken.

Ebenso möchte ich mich bei allen Mitarbeitern am Lehrstuhl für Umformtechnik für ein sehr freundliches Arbeitsumfeld bedanken. Danke an Wolfgang Sailer, stellvertretend für die Studienkollegen, die mich in den letzten Jahren durch den zweiten und dritten Studienabschnitt begleitet haben.

Ein besonderer Dank gilt meinen Eltern Theresia und Franz, die mich auch in den schwierigen Jahren unterstützten. Danke an meine Geschwister Hannelore und Ulrike sowie an meine Freunde in Leoben.

Kurzfassung

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit dem Schädigungsverhalten von hochgekohnten Stählen beim Drahtziehen und Profildrahtwalzen. Das Hauptziel war die ganzheitliche Betrachtung der Kaltumformprozesse zur Herstellung von Profildrähten mittels eines geeigneten Finite Elemente Modells mit einem implementierten Schädigungsmodell zur Ursachenfindung und -behebung der im Realprozess auftretenden Risse. Für eine systematische und aussagekräftige Analyse des Einflusses der Ziehparameter auf den Ziehprozess wurde mit der statistischen Versuchsplanung die Variation der Parameter geplant und wurden die Ergebnisse aus der Simulation ausgewertet. Der Ziehprozess wurde mit den daraus gewonnen Erkenntnissen bezüglich der Kernschädigung optimiert. Durch die in dieser Arbeit erarbeitete Optimierungsgleichung ist eine Ziehplan- und Ziehsteingeometrieauslegung möglich, die die Kernschädigung im Ziehprozess auf nahezu Null senkt. So ist in der Drahtweiterverarbeitung eine größere Formänderung möglich und komplexere Profilquerschnitte sind realisierbar.

Abstract

The present work deals with the damage behaviour of high-carbon steels during wire drawing and profile wire rolling. The main task was the integrated investigation of the cold forming processes used for profil wire production with a finite element model containing an implemented damage model in order to determine the reason of cracks occurring in the real process. Furthermore, the model was used to find possibilities to reduce damage in the center of the wire and consequently to prevent crack initiation. For a systematic and meaningful analysis of the influence of drawing parameters on the drawing process, the variation of the parameters has been planned and the results of the simulation have been evaluated by the statistical design of experiments. The drawing process has been optimized with respect to the core damage. Using the optimization equations, developed in this work, an optimized drawing plan and an optimized drawing die geometry was proposed to reduce the core damage in the drawing process to almost zero. So a higher plastic deformation can be realized in the wire processing. This makes it possible to produce more complex cross sections.

Inhaltsverzeichnis

Eidesstattliche Erklärung	I
Danksagung	II
Kurzfassung	III
Abstract	IV
Inhaltsverzeichnis	V
Abkürzungsverzeichnis	VIII
1 Einleitung	1
2 Prozesskette zur Profildrahtherstellung	2
2.1 Warmwalzen von Drähten	3
2.2 Gleitziehen	6
2.2.1 Ziehwerkzeug und Schmierung	6
2.2.2 Umformarbeit und Umformkräfte	7
2.2.3 Ziehplanberechnung	9
2.2.4 Ziehmaschinen	10
2.3 Walzziehen	11
3 Werkstoffverhalten in der Kaltmassivumformung	13
3.1 Fließ- und Fließortkurve	13
3.2 Isotropes Verfestigen	18
3.3 Kinematisches Verfestigen	19
3.4 Grenzen der Umformung	22
3.4.1 Formänderungsvermögen	22
3.4.2 Schädigungsansätze	23
3.4.3 Grenzformänderung	25
3.4.4 Ziehfehler	25

4	Grundlagen der statistischen Versuchsplanung	27
5	Prozessanalyse	31
5.1	Ziehplan und Stichplan	31
5.2	Problembetrachtung	33
6	Prozessmodell	35
6.1	Modellaufbau	35
6.1.1	Fließkurve C75	35
6.1.2	Modellgeometrie und Randbedingungen	36
6.1.3	Implementierung des Schädigungsmodells in Abaqus	40
6.1.4	Kinematisches Verfestigungsmodell in Abaqus	41
6.2	Schädigungsursache	43
7	Ziehplanberechnung nach Literatur	47
7.1	Computerunterstützte Ziehplanberechnung	47
7.2	Simulationsergebnisse	49
8	Schädigungsoptimierter Ziehwinkel	52
8.1	Optimierungsstrategie	53
8.1.1	Versuchsplanung	53
8.1.2	Modellierung eines Ziehschrittes	55
8.1.3	Ergebnisse und Auswertung	57
8.1.4	Interpretation	61
8.2	Validierung des schädigungsoptimierten Ziehwinkels mit FEM	63
9	Betrachtung Walzen	67
9.1	Walzen – Walzziehen	67
9.2	Weiterwalzen in und gegen Zugrichtung	68
10	Experimentelle Validierung	69
10.1	Versuchsdurchführung	69
10.2	Simulation der Versuche	70
10.3	Ergebnisse	72

11 Diskussion	74
12 Zusammenfassung	78
Abbildungsverzeichnis	80
Tabellenverzeichnis	82
Literaturverzeichnis	83

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Erläuterung
FEM	Finite Elemente Methode
GmbH	Gesellschaft mit beschränkter Haftung
DIN	Deutsches Institut für Normung
CK67	unlegierter Kohlenstoffstahl mit $\sim 0,67\%$ Kohlenstoff
C75	unlegierter Kohlenstoffstahl mit $\sim 0,75\%$ Kohlenstoff
C80	unlegierter Kohlenstoffstahl mit $\sim 0,80\%$ Kohlenstoff
Bs.	„Backstress“
.odb	Ausgabedateiendung von Abaqus
[mm]	Millimeter
[N]	Newton
[MPa]	Megapascal
[GPa]	Gigapascal
[K]	Kelvin
[°C]	Grad Celsius
[°]	Grad
$T_{\text{Rekristall}}$	Rekristallisationstemperatur
T_{Schmelz}	Schmelztemperatur
2α	Ziehholöffnungswinkel
α	Ziehwinkel
$\hat{\alpha}$	Ziehwinkel im Bogenmaß
α_{opt}	optimaler Ziehwinkel
$\alpha_{\text{opt,L}}$	optimaler Ziehwinkel nach Literatur
$\alpha_{\text{opt,K}}$	auf Kernschädigung optimierter Ziehwinkel
$\alpha_{\text{opt,R}}$	auf Randschädigung optimierter Ziehwinkel
d_0	Ausgangsdurchmesser
d_1	Enddurchmesser
l_{zyl}	zylindrische Führungslänge
h	Höhe
b	Breite

Abkürzung	Erläuterung
A_0	Ausgangsquerschnitt
A_1	Endquerschnitt
V	Volumen der Umformzone
f	Porenvolumen
μ	Reibzahl, Reibwert
W	Arbeit
W_{ges}	gesamte Umformarbeit
W_{id}	ideelle Umformarbeit
W_{R}	Reibarbeit
W_{Sch}	Schiebarbeit
F	Kraft
F_z	Ziehkraft
$F_z \text{ ges}$	Umformkraft
$F_z \text{ ges, zul}$	zulässige Ziehkraft
F_{id}	ideelle Umformkraft
F_{R}	Reibkraft
F_{Sch}	Schiebungskraft
σ	Spannung
σ_{z1}	Ziehspannung
k_f	Fließspannung
k_{fm}	mittlere Fließspannung
k_{fA}	Anfangsfließspannung
R_p	Streckgrenze
$R_{p0,2}$	Streckgrenze bei 0, 2% Dehnung
R_m	Zugfestigkeit
$\sigma_{\text{V,T}}$	Vergleichsspannung nach Tresca
$\sigma_{\text{V,M}}$	Vergleichsspannung nach von Mises
σ_m	Mittelspannung
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Hauptnormalspannungen
σ_{ij}	Spannungstensor
$\sigma_{ij}^{(\text{kin})}$	kinematische Rückspannung („Backstress“)

Abkürzung	Erläuterung
ϵ	Dehnung
φ	Umformgrad
φ_{ges}	Gesamtumformgrad
$\varphi_{\text{V,T}}$	Vergleichsumformgrad nach Tresca
$\varphi_{\text{V,M}}$	Vergleichsumformgrad nach von Mises
$\varphi_1, \sigma_2, \sigma_3$	Hauptumformgrade
$\varphi_{ij}^{(\text{pl})}$	plastischer Dehnungszustand
φ_{B}	Bruchumformgrad, Formänderungsvermögen
φ_{G}	Grenzformänderung
a	Anstrengungsgrad
n	Verfestigungsexponent
B	Verfestigung bei $\varphi = 1,00$
E	Elastizitätsmodul
ν	Querkontraktionszahl
D	Schädigung, Schädigungswert
D_{krit}	kritische Schädigung, kritischer Schädigungswert
D_{K}	Kernschädigung
D_{R}	Randschädigung
v	Geschwindigkeit
$\dot{\varphi}$	Umformgeschwindigkeit
k	Faktoranzahl
m	Anzahl der Faktorstufenkombinationen
p	Anzahl der Zuordnungen
N_{Ges}	Anzahl der Versuchspunkte
N_{W}	Würfelpunktversuche
N_{St}	Sternpunktversuche
N_0	Zentralpunktversuch
λ	Sternpunktabstand (in der Literatur mit α bezeichnet)
x_i, x_j	Faktoren
y	Ergebnis
b_i, b_j, b_{ij}	Koeffizienten der Regression
\hat{y}	Regression des Ergebnisses

Abkürzung	Erläuterung
C	Kohlenstoff
Si	Silizium
Mn	Mangan
P	Phosphor
S	Schwefel
Cr	Chrom
Al	Aluminium
X, Y, Z	Raumrichtungen im kartesischen Koordinatensystem
R, T, Z	Raumrichtungen im zylindrischen Koordinatensystem
U3	Verschiebung in Z-Richtung
UR1	Verdrehung um die X-Achse
UR2	Verdrehung um die Y-Achse
RP	Referenzpunkt
UARM	„User-Variable“
PEEQ	Vergleichsumformgrad
PRESSURE	negative Mittelspannung
MISES	Mises-Vergleichsspannung
<i>C3D8</i>	dreidimensionales Kontinuumselement mit acht Knoten
<i>CAX4</i>	axialsymmetrisches Kontinuumselement mit vier Knoten

1 Einleitung

Die ständig steigenden Ansprüche an die Bauteile bezüglich Steifigkeit, Festigkeit sowie Dauerfestigkeit, besonders im Automobilbau, verlangen eine laufende Neu- und Weiterentwicklung der Werkstoffe. Um diese Materialien optimal einsetzen zu können, werden die Teile immer komplexer gestaltet.

Der Einsatz von hochfesten Stählen und eine sehr aufwändige Formgebung bringt die Notwendigkeit zur Verbesserung der bereits bestehenden Herstellverfahren und die Entwicklung neuartiger Fertigungsprozesse mit sich. Dabei kommt die numerische Berechnung mittels Finite Elemente Methode, kurz FEM, immer häufiger zur Anwendung. Durch die FEM - Simulation ist es möglich, die Fertigungsprozesse zum besseren Verständnis nachzustellen und anschaulich darzustellen. Weiters können die Wirkungen bestimmter Einflussbeziehungsweise Herstellparameter durch deren Variation schnell und kostengünstig ermittelt werden.

In der Umformtechnik wird heute die Simulation zur Prozessdarstellung und -optimierung immer mehr genutzt. Es reicht jedoch meist nicht aus, nur einzelne Umformschritte oder -prozesse zu simulieren, da die vorhergehende Formgebung auf die weitere Umformung einen sehr großen Einfluss hat. Der Übergang zur Betrachtung der kompletten Prozesskette ist in diesen Fällen zielführend und notwendig.

Diese Arbeit beschäftigt sich mit der Problematik der Rissentstehung bei der Herstellung von hochfesten profilierten Federdrähten der Firma Pengg Austria GmbH in Thörl. Der Umformprozess gliedert sich im Wesentlichen in das Drahtziehen und das anschließende Profilwalzen. In der Produktion treten dabei aufgrund der geringen Umformbarkeit hochfester Stähle Risse während des Walzens auf. Würde in diesem Fall nur der Walzprozess analysiert, könnte eine mögliche Vorschädigung durch den Ziehprozess nicht berücksichtigt und die Ursache der Risse nicht richtig zugeordnet werden.

Die Darstellung der kompletten Prozesskette mittels FEM - Simulation und integrierter Schädigungsberechnung soll daher den Umformprozess mit dem größten Schädigungsanteil zeigen. Dieser Prozess wird in weiterer Folge durch die gezielte Variation der Herstellparameter optimiert.

2 Prozesskette zur Profildrahtherstellung

Umformen ist eines der sechs nach DIN 8580 unterteilten Fertigungsverfahren und wird wie folgt definiert: *Umformen ist Fertigen durch bildsames Ändern der Form eines festen Körpers. Masse und Zusammenhalt werden dabei beibehalten* [1]. Weiters werden die Umformverfahren nach DIN 8582, wie in Abbildung 2.1 gezeigt, nach dem herrschenden Spannungszustand gegliedert.

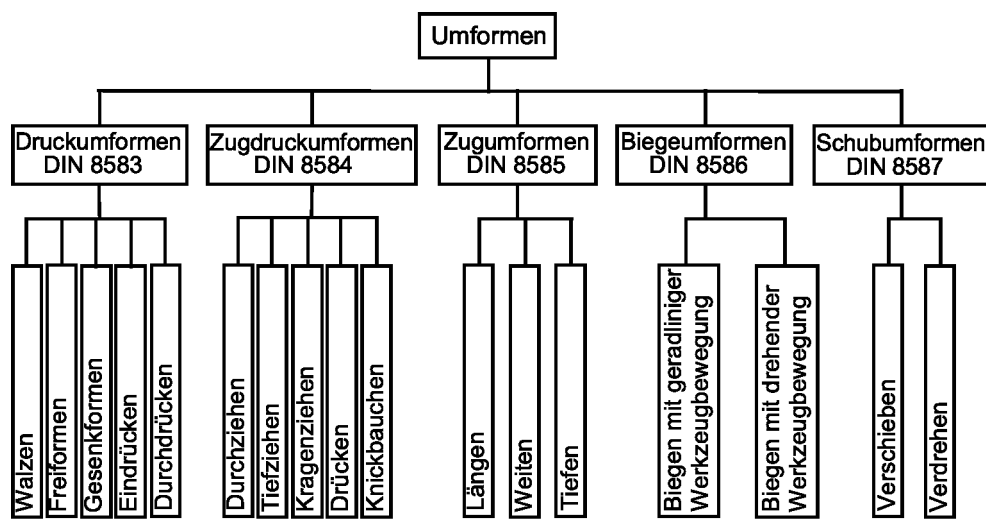


Abbildung 2.1: Gliederung der Umformverfahren nach DIN 8582 [1].

Nach der Einsatztemperatur im Umformprozess wird zwischen *Warm-* und *Kaltumformprozessen* unterschieden. Von *Halbwarmumformung* spricht man bei einer vorherigen Erwärmung bis maximal zur Rekristallisationstemperatur [2]. Dabei kann die Rekristallisationstemperatur abhängig von der Schmelztemperatur mit der Faustformel

$$T_{\text{Rekristall}} [\text{K}] \cong 0,4 \cdot T_{\text{Schmelz}} [\text{K}]$$

abgeschätzt werden [3].

Ebenso erfolgt eine Unterteilung in *Massiv-* und *Blechumformung* aufgrund des eingesetzten Halbzeuges, wobei in der Blechumformung die Dicke des Bleches annähernd konstant bleibt [1]. Die in weiterer Folge beschriebenen und für die Drahtherstellung relevanten Umformverfahren werden zur Massivumformung gezählt.

2.1 Warmwalzen von Drähten

Das Profillängswalzen beziehungsweise *Kaliberwalzen* hat neben dem Walzen auf der Flachbahn eine große wirtschaftliche und technische Bedeutung. Unter dem Begriff Kaliberwalzen wird das Druckumformen durch Walzen mit konzentrisch eingedrehten Konturen, wie in Abbildung 2.2 dargestellt, verstanden [4].

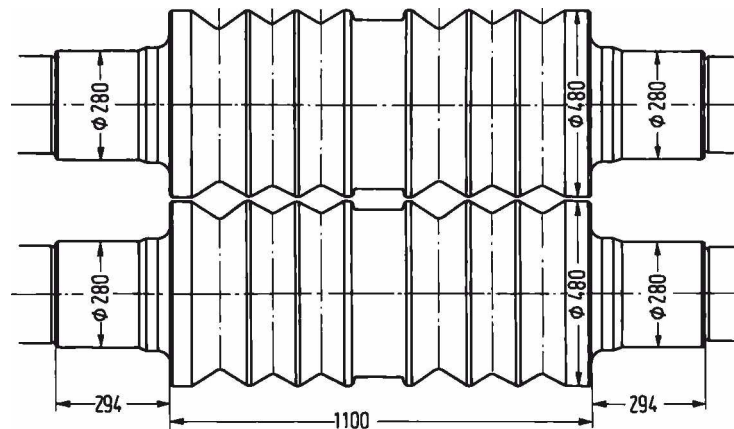


Abbildung 2.2: Kaliberwalzenpaar mit konzentrisch eingedrehten Rillen: Die Rillen sind als Rauten- und Kastenkaliber eingeschnitten [4].

Die dem Walzprozeß vorausgehende Festlegung der Umformstufen, ausgehend vom Rohblock bis zum Endprodukt, wird als Kalibrieren bezeichnet [4]. Die Kalibrierungen werden in drei Gruppen unterteilt [5]:

Reguläre Kalibrierungen sind gekennzeichnet durch eine gleichmäßige Höhenabnahme über die Profilbreite.

Einfache irreguläre Kalibrierungen weisen eine ungleichmäßige Höhenänderung jedoch eine oder mehrere Symmetrieebenen auf.

Komplizierte irreguläre Kalibrierungen haben keine oder nur eine Symmetrieebene und die Höhenänderung ist extrem ungleichförmig.

Draht wird im Allgemeinen auf kontinuierlichen Drahtstraßen warmgewalzt. Zum Kalibrieren von Drähten – einfach irreguläres Kalibrieren – werden die in Abbildung 2.3 dargestellten Kaliberformen wahlweise zu Kaliberreihen kombiniert.

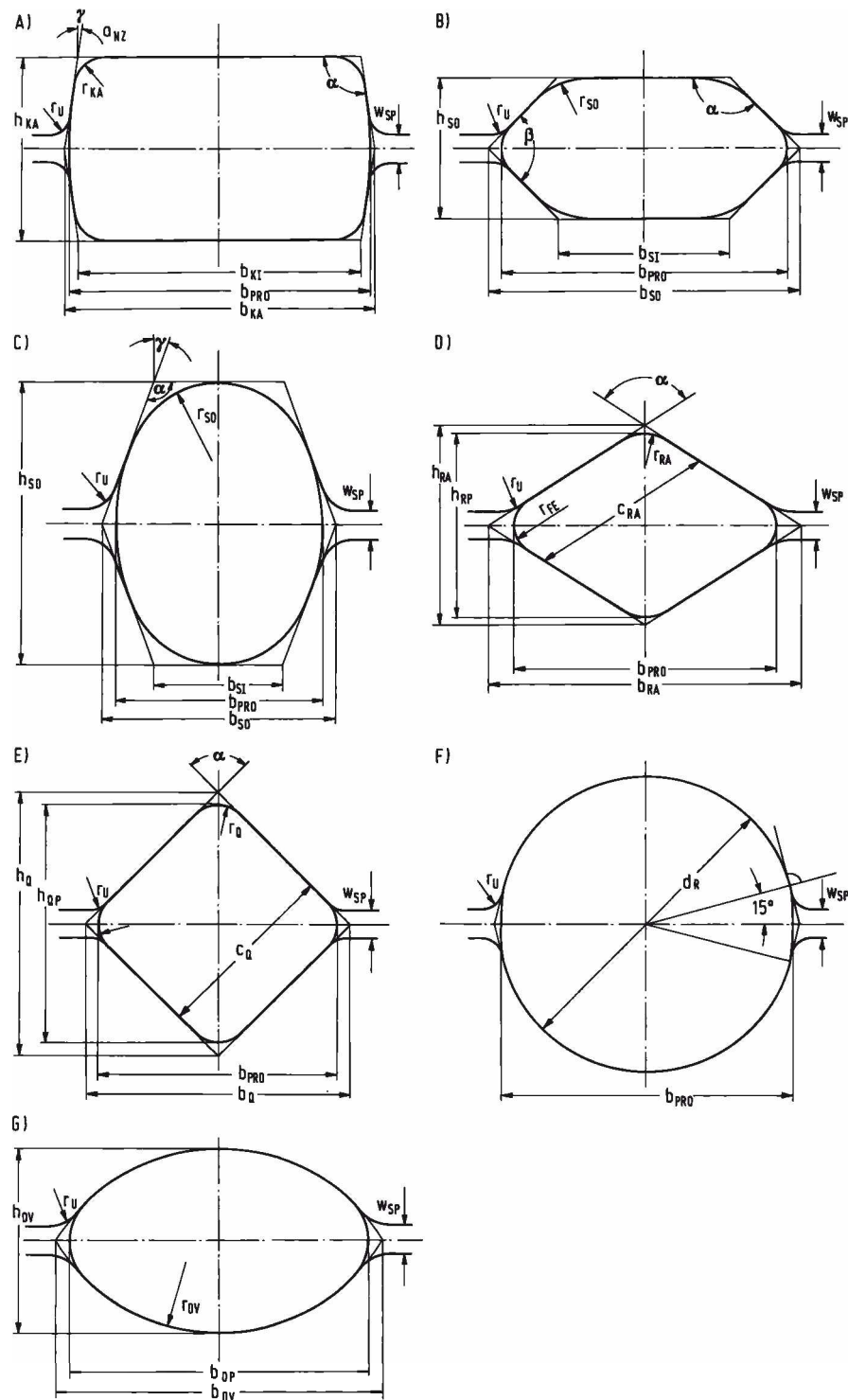


Abbildung 2.3: Kaliberformen zum Walzen von Stabstahl und Draht: Die Formen werden als A) Kastenkaliber, B) Schwedenovalkaliber, C) Stauovalkaliber, D) Rautenkaliber, E) Quadratkaliber, F) Rundkaliber und G) Kreisbogenovalkaliber bezeichnet [4].

In modernen Kontistraßen sind einzelne Walzgerüste in Blöcke mit Gruppenantrieb zusammengefasst und in Horizontal-Vertikal-Anordnung ausgeführt. Durch den Einsatz dieser Drahtwalzblöcke wird eine sehr hohe Endwalzgeschwindigkeit ermöglicht [6].

Eine weitere Möglichkeit der Drahtkalibrierung stellt der Dreiwalzen-Kocks-Block dar. Abbildung 2.4 zeigt schematisch die Sechskant-Sechskant Kalibrierung und die jeweilige Anstichlage [5].

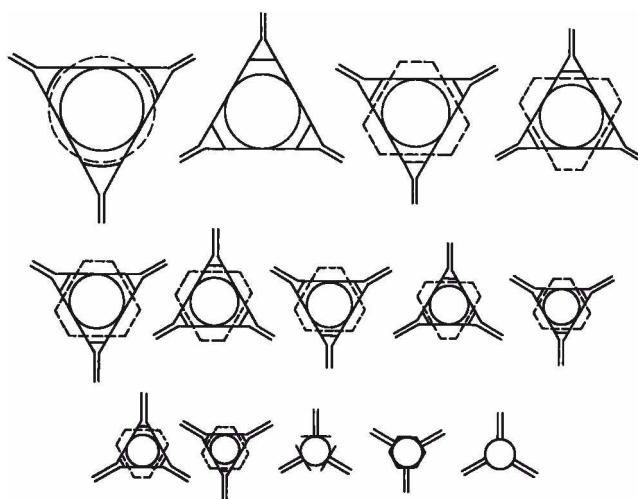


Abbildung 2.4: Kalibrierung eines Dreiwalzen-Kocks-Blocks: Die Kalibrierung Sechskant-Sechskant durch drei Walzen ist schematisch dargestellt. Die strichlierte Kontur zeigt die Anstichlage [4].

Zur Auslegung der Kaliberreihen wurden empirisch-statistische Modelle entwickelt [4].

Die Berechnung der Walzkräfte und der dazu notwendigen Parameter wie Querschnittsfläche, gedrückte Fläche und Umformwiderstand soll hier nicht näher ausgeführt werden, es sei dazu auf die Literatur verwiesen [5-7]

Der Walzdraht mit den Durchmessern von 5 bis 10 mm kann nach einer Wärmebehandlung wie dem Patentieren einem weiteren Umformprozess zugeführt werden [6]. Der Drahtziehprozess als Kaltumformprozess verbessert die Werkstoffeigenschaften durch die Kaltverfestigung.

Das Drahtziehen ist ein Durchziehverfahren und gehört zur Gruppe der Zug-Druck-Umformverfahren. Dabei gilt als Merkmal das Hindurchziehen von Rohteilen durch eine sich in Ziehrichtung verengende, formgebende Einrichtung. Es wird zwischen *Gleitziehen* und *Walzziehen* unterschieden [8].

2.2 Gleitziehen

Gleitziehen ist das Durchziehen von Voll- und Hohlkörpern durch ein feststehendes, düsenförmiges Werkzeug [8]. Das Ziehwerkzeug ist meist in sich geschlossen und wird als Ziehstein, Zieheisen oder Ziehring bezeichnet. Der Werkzeuginnenraum heißt Ziehhol [9].

2.2.1 Ziehwerkzeug und Schmierung

Der aus Hartmetall oder Diamant gefertigte Ziehring wird von einer Ziehringfassung umschlossen. Die Fassung gewährleistet durch eine standardisierte Geometrie einen schnellen Werkzeugwechsel und durch Vorspannen des Ziehsteins die Aufnahme der entstehenden Zugspannungen. In Abbildung 2.5 ist ein Ziehring mit Fassung und Ziehgut skizziert [9].

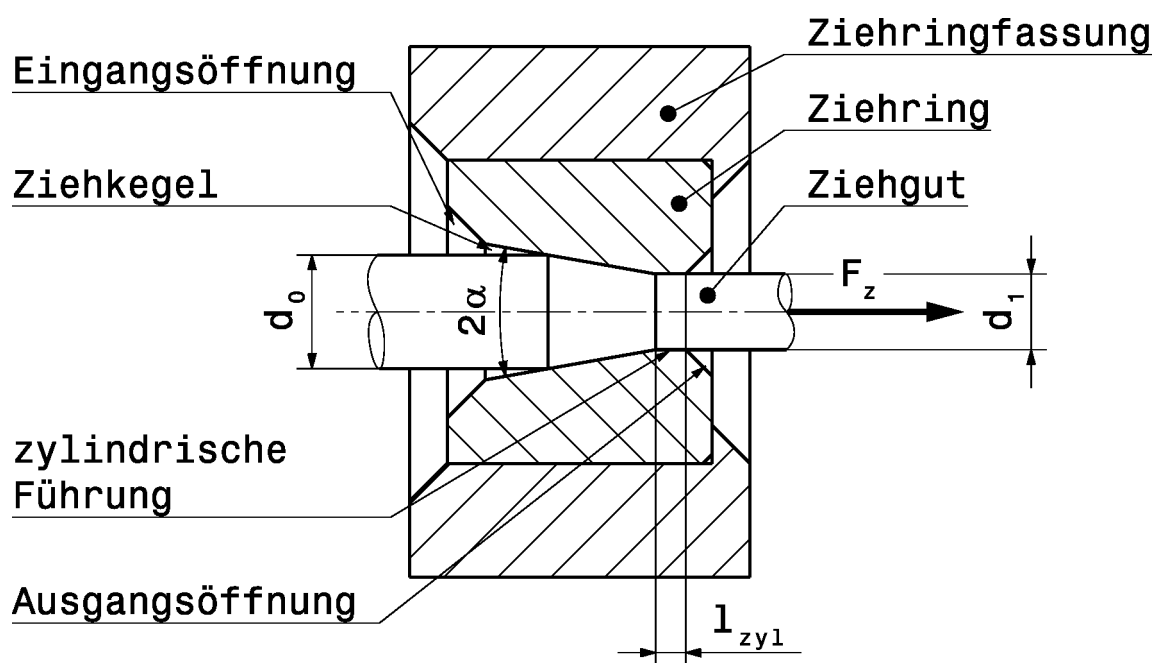


Abbildung 2.5: Ziehring mit Fassung und Ziehholgeometrie: Der Ziehring mit den Bereichen Eingangsöffnung, Ziehkegel, zylindrische Führung und Ausgangsöffnung ist von der Ziehringfassung umgeben. Der Ziehkegel und die zylindrische Führung stellen das Ziehhol mit dem Ziehholöffnungswinkel 2α und der zylindrischen Führungslänge l_{zyl} dar. Der Draht als Ziehgut hat den Ausgangsdurchmesser d_0 und den Enddurchmesser d_1 und wird mit der Ziehkraft F_z durchgezogen.

Der Ziehring besteht aus den Komponenten Eingangsöffnung, Ziehkegel, zylindrische Führung und Ausgangsöffnung. Der Ziehkegel und die Führung haben die formgebende Funktion. Sie werden zusammen als Ziehhol mit dem Ziehholöffnungswinkel 2α und

der zylindrischen Führungslänge l_{zyl} bezeichnet. Der einfache Winkel wird Ziehwinkel α genannt. Der Draht hat den Ausgangsdurchmesser d_0 und den Enddurchmesser d_1 [9].

Die Führung wirkt der Auffederung des Ziehguts umso stärker entgegen, je länger diese ist. Es ergibt sich jedoch eine höhere Ziehkraft F_z aufgrund der zusätzlichen Reibung. Die Führungslänge l_{zyl} sollte zwischen $0,1 \cdot d_1$ für weichere und $0,4 \cdot d_1$ für festere Werkstoffe liegen [9].

Die Länge des Ziehkegels sollte um die Hälfte der eigentlichen Umformzone länger sein, damit eine optimale und kontinuierliche Schmierung erfolgt. Bezüglich der Schmierung wird zwischen drei Typen unterschieden [9]:

Trockenzug – Vor dem Ziehstein wird über einen Ziehkasten ein trockener Schmierstoff zugeführt, meist Trockenziehseifen wie Calcium- oder Natriumstearate.

Schmierzug – Die fettartigen, pastösen Substanzen oder dickflüssige Öle und Emulsionen werden ebenso über einen Ziehkasten zugeführt.

Nasszug – Durch Tauchen, Sprühen oder Fluten werden flüssige Schmierstoffe als Ziehöl wie Mineralöle mit Additiven aufgetragen, wobei auch eine kühlende Wirkung eintritt.

Die Reibung beim Trockenzug kann mit einem Reibwert μ von 0,03 bis 0,08 [6] beziehungsweise von 0,05 für hohe Umformung [10] beschrieben werden.

Der Auslegung des Zieh winkels können die in den folgenden Abschnitten beschriebenen Berechnungen zugrunde gelegt werden.

2.2.2 Umformarbeit und Umformkräfte

Die Umformkräfte werden ausgehend von der elementaren Plastizitätstheorie über die Umformarbeit berechnet. Die gesamte erforderliche Umformarbeit W_{ges} setzt sich nach der Betrachtung nach Siebel aus der Arbeit für die ideale homogene Umformung W_{id} , der Arbeit für die Überwindung der Reibung W_{R} und jener zur Überwindung der Schiebungsverluste zum Umlenken der Werkstofffasern beim Ein- und Austritt W_{Sch} zusammen. Da in der Regel bei den Durchziehverfahren keine Biegeverluste auftreten, kann die gesamte Umformarbeit wie folgt angeschrieben werden [9, 11]:

$$W_{\text{ges}} = W_{\text{id}} + W_{\text{R}} + W_{\text{Sch}}. \quad (2.1)$$

Die Umformkraft $F_{z\text{ ges}}$ bezogen auf den Endquerschnitt A_1 kann aus der Beziehung

$$\frac{W}{V} = \frac{F}{A_1} \quad (2.2)$$

zwischen der Arbeit und dem Volumen der Umformzone V ermittelt werden:

$$F_{z\text{ ges}} = F_{\text{id}} + F_{\text{R}} + F_{\text{Sch}}. \quad (2.3)$$

Mit der mittleren Fließspannung

$$k_{\text{fm}} = \frac{1}{\varphi} \int_0^{\varphi} k_{\text{f}} d\varphi. \quad (2.4)$$

und dem Hauptumformgrad mit dem Ausgangs- und Endquerschnitt A_0 und A_1

$$\varphi = \ln \frac{A_0}{A_1} \quad (2.5)$$

wird die ideelle Umformkraft

$$F_{\text{id}} = A_1 k_{\text{fm}} \varphi \quad (2.6)$$

berechnet.

Die Reibkraft wird bei kleinem Öffnungswinkel 2α , wie es beim Drahtzug gegeben ist, durch die Vereinfachung $\sin 2\alpha \approx 2\hat{\alpha} - \hat{\alpha}$ im Bogenmaß – berechnet mit

$$F_{\text{R}} = A_1 k_{\text{fm}} \varphi \frac{\mu}{\hat{\alpha}}. \quad (2.7)$$

Die Schiebungskraft ist

$$F_{\text{Sch}} = \frac{2}{3} A_1 k_{\text{fm}} \hat{\alpha}. \quad (2.8)$$

Die gesamte Ziehkraft folgt durch Zusammenfassen der Einzelkräfte zu

$$F_{z\text{ ges}} = A_1 k_{\text{fm}} \left[\left(1 + \frac{\mu}{\hat{\alpha}} \right) \varphi + \frac{2}{3} \hat{\alpha} \right]. \quad (2.9)$$

Die Zugspannung σ_{z1} in Zugrichtung im Endquerschnitt A_1 ergibt sich mit

$$\sigma_{z1} = \frac{F_{z\text{ ges}}}{A_1} = k_{\text{fm}} \left[\left(1 + \frac{\mu}{\hat{\alpha}} \right) \varphi + \frac{2}{3} \hat{\alpha} \right]. \quad (2.10)$$

Die Ziehkraft und -spannung werden zur Auslegung des Ziehplans und der Ziehsteingeometrie herangezogen.

2.2.3 Ziehplanberechnung

Beim Gleitziehen gilt als wichtigste Bedingung, dass die Ziehspannung σ_{z1} kleiner als die Fließspannung k_{fl} des Ziehgutes nach der Umformung ist. Es wird dazu eine Bedingung mit einem Anstrengungsgrad a formuliert [9]:

$$a = \frac{\sigma_{z1}}{k_{fl}} < 1. \quad (2.11)$$

Der Anstrengungsgrad wird in der Praxis deutlich unter eins gewählt, um eine hohe Betriebsicherheit zu garantieren. Dadurch können Unregelmäßigkeiten im Ziehgut, der Ziehkraft, durch die Maschine und in der Reibung aufgefangen werden [9]. Für die Auslegung sollte $a \leq 0,8$ beziehungsweise für Feindrähte mit Durchmesser kleiner 1 mm sogar $a \leq 0,5$ gewählt werden [6].

Ein größtmöglicher Umformgrad φ kann durch die Optimierung des Zieh winkels α erzielt werden. Abbildung 2.6 zeigt die Umformkraft in Abhängigkeit vom Zieh winkel α für einen gegebenen Umformgrad φ und Reibwert μ . Dabei tritt bei optimalem Zieh winkel α_{opt} ein Ziehkraftminimum auf.

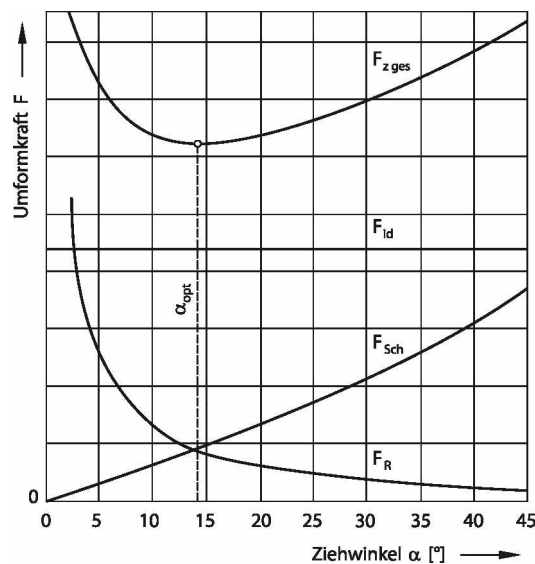


Abbildung 2.6: Umformkraft F in Abhängigkeit vom Zieh winkel α : Die Darstellung der gesamten Ziehkraft $F_{z\,ges}$ bestehend aus der ideellen Umformkraft F_{id} , der Schiebungskraft F_{Sch} und der Reibkraft F_R , zeigt ein Ziehkraftminimum. Der Zieh winkel α , bei dem das Minimum auftritt, wird als optimaler Zieh winkel α_{opt} bezeichnet [8].

Dieser optimale Ziehwinkel $\hat{\alpha}_{\text{opt}}$ kann durch Ableiten der Gleichung 2.9 und Nullsetzen

$$\frac{dF_{z \text{ ges}}}{d\hat{\alpha}} = -\frac{\mu\varphi}{\hat{\alpha}^2} + \frac{2}{3} = 0$$

wie folgt mathematisch beschrieben werden:

$$\hat{\alpha}_{\text{opt}} = \sqrt{\frac{3}{2}\mu\varphi}. \quad (2.12)$$

Der optimale Ziehwinkel $\hat{\alpha}_{\text{opt}}$ ist nur von der Reibzahl μ und dem Umformgrad φ abhängig [9].

Entsprechend der Berechnungen wird der Draht meist auf Mehrfachziehmaschinen mit den jeweiligen Ziehsteingeometrien gezogen.

2.2.4 Ziehmaschinen

Große Querschnittsverminderungen können auf Mehrfachziehmaschinen im Gegensatz zu Einfachziehmaschinen rationeller und wirtschaftlicher realisiert werden, da das Umsetzen des Drahtbundes entfällt und daher der Platzbedarf geringer ist. Der Draht wird beim Mehrfachzugprinzip direkt von der Ziehscheibe oder -trommel zur nächsten Ziehdüse geführt. Die Umfangsgeschwindigkeiten der Ziehscheiben müssen entsprechend der durch die Drahtquerschnittsreduktion hervorgerufenen Drahtverlängerung ansteigen. Zur Umsetzung dieser Forderung gibt es drei Lösungen und Maschinentypen [9]:

- Genaue Regelung der Ziehscheiben oder -trommeln und folglich der Drahtgeschwindigkeit – Geradeausziehmaschinen mit Tänzerrolle oder mit geneigten Achsen.
- Speicherung einer genügend großen Drahtmenge auf der Trommel – Überkopf- und Doppelscheibenziehmaschinen.
- Arbeiten mit Schlupf durch das Gleiten des Drahtes auf der Ziehscheibe – Tandem- und Konenziehmaschinen.

Aufgrund des Verschleißes kann beim Trockenzug nicht mit schlupfbehafteten Maschinen gearbeitet werden [9].

Die Erzeugung von Profildrähten gewinnt immer mehr an Bedeutung. Dem Gleitziehen sind jedoch bei komplexeren Profilen Grenzen gesetzt. Daher wird immer häufiger auf das Walzziehen übergegangen.

2.3 Walzziehen

Das Durchziehen eines Werkstücks durch eine Öffnung, gebildet durch zwei oder mehrere Walzen, ist Walzziehen. Die Ziehkraft ist auf Grund des großteiligen Wegfalls der Reibkraft geringer als beim Gleitziehen [11].

Grundsätzlich kann zwischen zwei Bauformen bezüglich der Walzenanordnung unterschieden werden. In der Abbildung 2.7 sind die beiden Bauformen schematisch dargestellt.

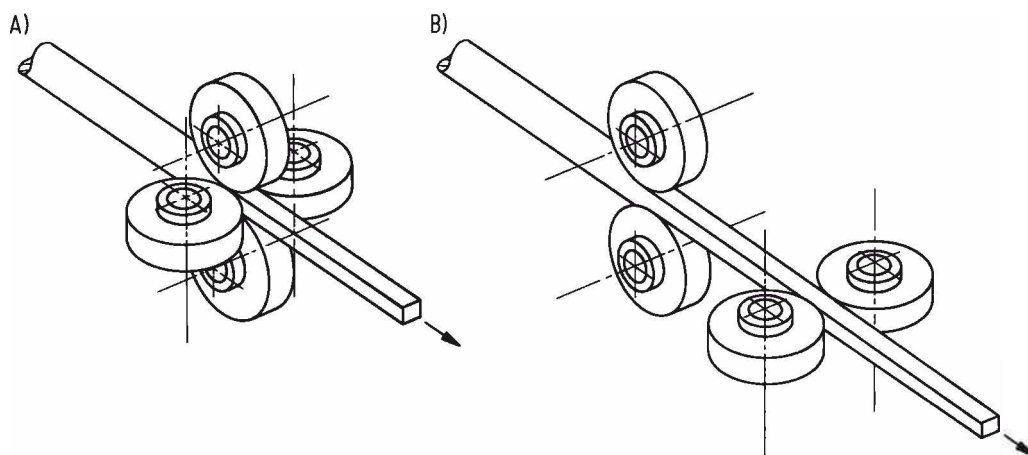


Abbildung 2.7: Walzenanordnung beim Walzziehen: Hinsichtlich der Walzenanordnung werden zwei Bauformen unterschieden. Bei der A) Türkenkopf-Bauart sind im Gegensatz zur B) Roller-Dies-Bauform alle Walzen in der gleichen Ebene um den Ziehgutquerschnitt angeordnet [11].

Bei der Türkenkopf-Bauart werden die Walzen in einer Ebene um den Ziehgutquerschnitt angeordnet. Bei der Roller-Dies-Bauform sind die Walzen satzweise in Ziehrichtung hintereinander und um einen Winkel, der von der Anzahl der Walzen pro Gerüst abhängt, versetzt positioniert [11].

Anders als beim Walzziehen arbeiten viele Anlagen auch mit angetriebenen Walzen oder bei der Türkenkopf-Bauart mit teilweise angetriebenen und geschleppten Walzen. Bezüglich walztechnischer Grundlagen sei auf die Literatur verwiesen [2, 4, 6, 7, 9].

Durch den kontinuierlich verbesserten Kaltwalzprozess und der dabei eingesetzten Maschinen konnte das weniger produktive Gleitziehverfahren mittels Profilziehsteinen nahezu vollständig durch die Walzprofilierung ersetzt werden [12].

Verkürzte Rüstzeiten werden durch die versetzte Anordnung von Standardwalzen in Türkenkopf-Bauart erreicht. Durch das in Abbildung 2.8 dargestellte Walzmaschinenkonzept

können Rechteck- und Quadratprofile unterschiedlicher Abmessungen mit einem einzigen Walzensatz gewalzt werden [12].

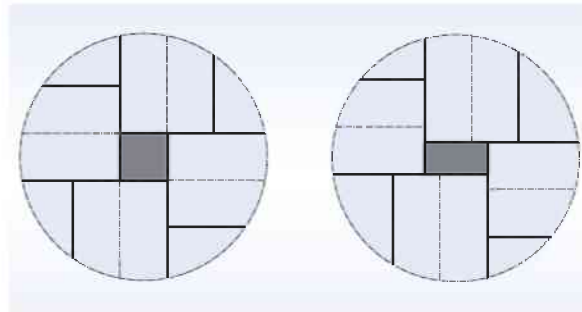


Abbildung 2.8: Walzenanordnung eines Universaltürkenkopfs: Durch die versetzte Anordnung der Standardwalzen ist das Walzen von Rechteck- und Quadratprofilen unterschiedlicher Abmessungen möglich [12].

Abbildung 2.9 zeigt Beispiele zur Sonderprofilwalzung durch vier profilspezifisch gefertigte Profilwalzen.

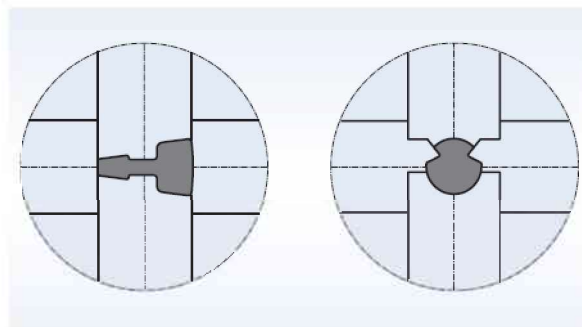


Abbildung 2.9: Sonderprofilfertigung mit vier Walzen: Mit vier profilspezifisch gefertigten Profilwalzen in Türkenkopf-Anordnung werden Sonderprofildrähte gewalzt [12].

3 Werkstoffverhalten in der Kaltmassivumformung

Das Werkstoffverhalten während der Umformung wird durch verschiedene genormte Versuche wie den Zugversuch [EN 10002-1] oder Stauchversuch [EN 10218-1] und der entsprechenden Darstellung der Messwerte abgebildet. Das Verhalten der Werkstoffe wird mittels mathematischer Beziehungen beschrieben und somit ein sogenanntes Werkstoffmodell erstellt. Mit diesen Modellen ist es möglich, für die Auslegung von Umformmaschinen wichtige Größen wie Kraft- und Arbeitsbedarf sowie Spannungen in der Umformzone zu berechnen.

3.1 Fließ- und Fließortkurve

In der Umformtechnik ist es wichtig, die Bedingungen, unter denen plastische Formänderung auftritt, zu beschreiben. Plastisches Fließen eines Werkstoffs kann bei unterschiedlichen Spannungszuständen auftreten. Es ist sinnvoll, den Übergang vom elastischen zum plastischen Zustand – Anfangsfließspannung k_{fA} – am einachsigen Spannungszustand zu definieren. Die Fließkurve stellt die Fließspannung k_f für den untersuchten Werkstoff als Funktion vom Umformgrad φ , der Umformgeschwindigkeit $\dot{\varphi}$ und der Temperatur dar [2].

Die Kaltfließkurve von metallischen Werkstoffen zeigt im Allgemeinen einen verfestigenden Verlauf. Ebenso ist der Einfluss der Umformgeschwindigkeit bei Raumtemperatur sehr gering und für die meisten technischen Prozesse vernachlässigbar [2].

Für die mathematische Beschreibung von Fließkurven gibt es viele Möglichkeiten. Einige davon werden in [7] beschrieben und miteinander verglichen.

Für unlegierte und niedriglegierte Stähle sowie Aluminium wird eine Potenzfunktion

$$k_f = k_{f(\varphi=1,0)} \varphi^n \quad (3.1)$$

angeschrieben, wobei die Fließspannung $k_{f(\varphi=1,0)}$ bei $\varphi = 1,0$ und der Verfestigungsexponent n mit den Messwerten aus einem Versuch bestimmt oder aus der Literatur [7] entnommen werden.

Der Verfestigungsanteil kann auch getrennt mit einem weiteren Koeffizienten B ausgewiesen werden, wenn die Fließspannung k_{tA} zu Beginn der plastischen Umformung (=Streckgrenze R_p aus Zugversuch) bekannt ist

$$k_t = k_{tA} + B\varphi^n. \quad (3.2)$$

Diese Gleichung kann im Gegensatz zur Gleichung 3.1 die Fließspannung im Bereich $0 \leq \varphi \leq 0,1$ bis $0,2$ gut darstellen [7].

Fließkurven werden vor allem durch die drei Grundversuche Zugversuch, Torsionsversuch und Stauchversuch bestimmt. Die Forderung nach der möglichst exakten Reproduzierbarkeit der Spannungs- und Bewegungsverhältnisse in der Umformzone schränkt die Vielfalt möglicher Aufnahmeverfahren stark ein. Ebenso soll die Fließspannung bis zu möglichst hohen Umformgraden und in einem möglichst weiten Geschwindigkeits- und Temperaturbereich ermittelt werden [10].

Die gebräuchlichsten Verfahren zur Bestimmung der Fließkurve [10]:

- Der **Zugversuch** wird für Fließkurven im Bereich kleiner Umformgrade verwendet. Da nach dem Einschnüren der Probe kein einachsiger Spannungszustand vorherrscht, bedarf es spezieller Ermittlungsverfahren für den Bereich nach der Gleichmaßdehnung.
- Mit dem **Stauchversuch** können Fließkurven mit höherer Umformung aufgenommen werden, da sich Metalle unter Druckspannungen stärker rissfrei umformen lassen. Bei diesem Verfahren treten jedoch Fehler aufgrund der Reibung an den Kontaktflächen auf. Einerseits muss Kraft zur Überwindung der Reibung aufgebracht werden und andererseits wird die Umformung durch Reibung behindert, gekennzeichnet durch das Ausbauchen der Probe.
- Beim **Verdrehversuch** wird ein Probenzylinder mit einem Moment um die Längsachse verdreht. Über das Moment und der entsprechenden Verdrehung wird die Fließkurve berechnet. Da sich die Berechnung auf die Schubspannungen an der Zylindermanteloberfläche bezieht, hat die durch die Probenherstellung bedingte Rauigkeit einen großen Einfluß auf die Messergebnisse. Weiters ist durch die unterschiedlichen Fließkriterien bezogen auf die Schubspannung die Fließkurve mit einer Unsicherheit behaftet.

Im Allgemeinen ist bei der Aufnahme von Fließkurven auf die Erwärmung durch die Umformenergie zu achten. Die Kaltfließkurve sollte daher bei kleinen Umformgeschwindigkeiten oder mit häufigen Unterbrechungen aufgenommen werden [10].

Stellen sich jedoch mehrachsige Spannungszustände ein, wie dies bei realen Umformprozessen der Fall ist, wird mittels einer Vergleichsspannung σ_V der mehrachsige auf einen einachsigen Spannungszustand zurückgeführt. Die zwei gängigsten Fließbedingungen in der Umformtechnik sind jene von Tresca und von Mises [1].

Die Vergleichsspannung $\sigma_{V,T}$ nach Tresca und damit die Fließbedingung lautet

$$\sigma_{V,T} = \sigma_1 - \sigma_3 = k_f \quad (3.3)$$

mit den Hauptnormalspannungen σ_1 und σ_3 [1].

Von Mises formuliert die Vergleichsspannung und die Fließbedingung zu

$$\sigma_{V,M} = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} = k_f, \quad (3.4)$$

mit den Hauptnormalspannungen σ_1 , σ_2 und σ_3 [1].

Die Fließbedingung ergibt eine Fläche im orthogonalen Zustandsraum der Hauptnormalspannungen welche, Fließort genannt wird. Es wird der Unterschied der beiden Hypothesen vor allem im Bereich von reiner Schubspannung ($\sigma_1 = -\sigma_2$ bei $\sigma_3 = 0$) deutlich. Bis zum Erreichen der Fließortkurve verhält sich der Werkstoff elastisch, danach elasto-plastisch. In der Abbildung 3.1 sind die Fließortkurven zu den Fließhypothesen nach Tresca und von Mises bei $\sigma_3 = 0$ dargestellt [1].

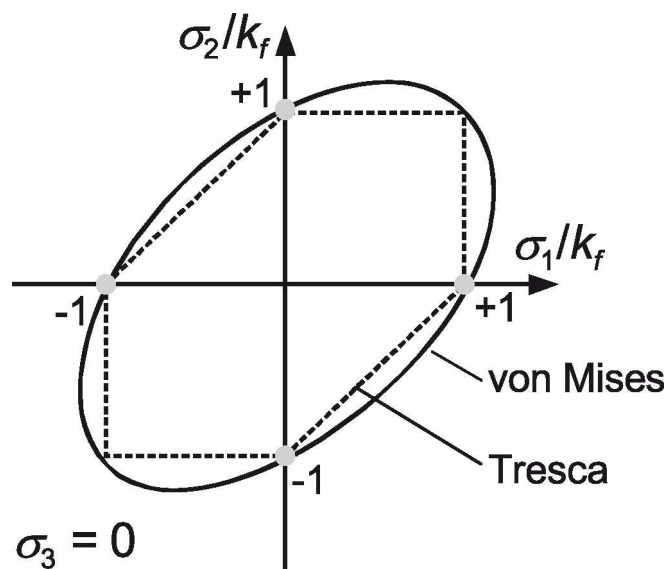


Abbildung 3.1: Fließort zur Fließbedingung nach Tresca und von Mises bei $\sigma_3 = 0$: Die Achsen stellen die auf die Fließspannung k_f normierten Hauptnormalspannungen σ_1 und σ_2 dar [1].

Der Fließort im dreidimensionalen Raum ergibt nach von Mises einen Zylinder, nach Tresca ein sechseckiges Prisma. Die Raumachse (hydrostatische Achse) liegt in beiden Fällen in der „Raumdiagonale“ ($\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$). Fließzylinder und -prisma sind in Abbildung 3.2 dargestellt.

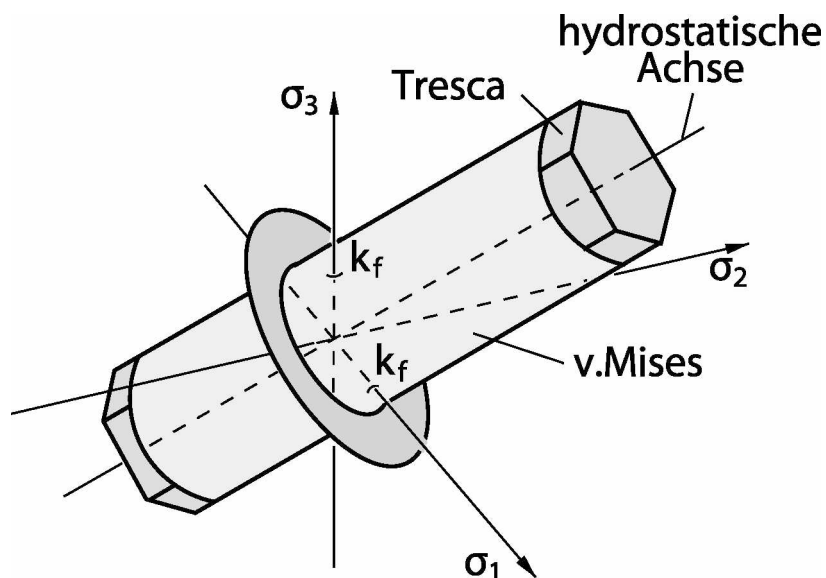


Abbildung 3.2: Fließort zur Fließbedingung nach Tresca und von Mises im Raum: Durch die Fließbedingung nach von Mises ist im dreidimensionalen Raum der Hauptspannungen eine Kreiszyylinderfläche, nach Tresca ein hexagonales Prisma definiert. Die Mittelachse ist die hydrostatische Gerade $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$ [13].

Wird mit einem beliebigen Spannungszustand die Mantelfläche des Zylinders beziehungsweise des Prismas – Fließfläche – erreicht, tritt plastisches Fließen auf. Zur weiteren Beschreibung des Werkstoffverhaltens im dreidimensionalen Raum wird der Vergleichsumformgrad im Hauptachsensystem

$$\varphi_{V,M} = \sqrt{\frac{2}{3} (\varphi_1^2 + \varphi_2^2 + \varphi_3^2)} \quad (3.5)$$

nach von Mises und

$$\varphi_{V,T} = |\varphi|_{\max} \quad (3.6)$$

nach Tresca über die Fließspannung k_f aufgetragen (Fließkurve) [2].

Meist werden die mathematisch einfacheren Bedingungen nach Mises verwendet. Zur Beschreibung der Verfestigung gibt es zwei grundlegende Modelle:

- isotrope Verfestigung
- kinematische Verfestigung

3.2 Isotropes Verfestigen

Das Isotrope Verfestigen ist durch das symmetrische Anwachsen der Fließortfläche um deren Ursprung gekennzeichnet. In Abbildung 3.3 ist der anwachsenden Fließortkurve ein Spannungs-Dehnungs-Diagramm mit einer Lastumkehr gegenübergestellt.

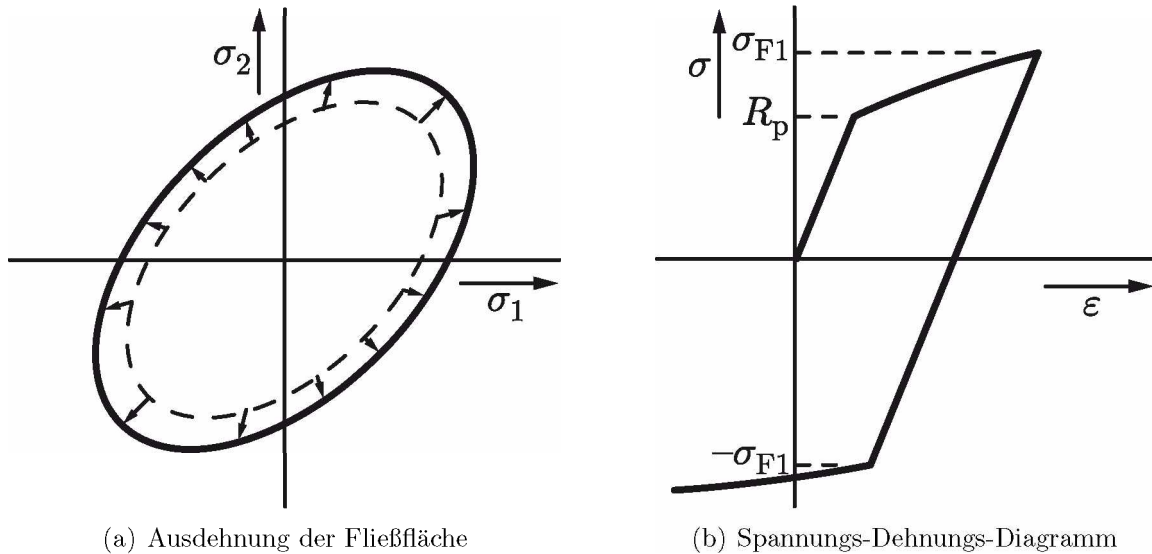


Abbildung 3.3: Isotrope Verfestigung: Der Vergleich der Fließfläche (a) mit dem Spannungs-Dehnungs-Diagramm (b) zeigt den Fließbeginn bei der Streckgrenze R_p und Fließen bis zu einer Spannung σ_{F1} . Nach der Lastumkehr plastifiziert der Werkstoff im Druckbereich erst bei Erreichen der Spannung $-\sigma_{F1}$ [14].

Das Anwachsen der Fließortkurve beschreibt einen Werkstoff, der zunächst im einachsigen Zug bis zu einem Spannungswert σ_{F1} verfestigt und bei Lastumkehr im Druckbereich erst wieder beim Erreichen der Spannung $-\sigma_{F1}$ zu fließen beginnt [14].

Die Fließbedingung mit Verfestigung ergibt sich durch die Gleichung 3.4 gleichgesetzt mit einer vom Vergleichsumformgrad abhängigen Fließspannung $k_f(\varphi_V)$, wie dies die Gleichungen 3.1 und 3.2 sind [14].

3.3 Kinematisches Verfestigen

Die Mehrzahl der metallischen Werkstoffe zeigen nicht das in Abbildung 3.3(b) dargestellte Verhalten. Wird eine zuvor druckbelastete Probe einer Zugbelastung unterzogen, ergibt sich für die meisten technisch relevanten Werkstoffe eine Hysterese. Die Streckgrenze (=Fließbeginn) setzt im Zug somit früher ein, als dies bei einer nicht zuvor gestauchten Probe der Fall ist. In Abbildung 3.4 sind die Spannungs-Dehnungs-Kurven einer „jungfräulichen“ und einer zuvor gestauchten Zugprobe gegenübergestellt [1].

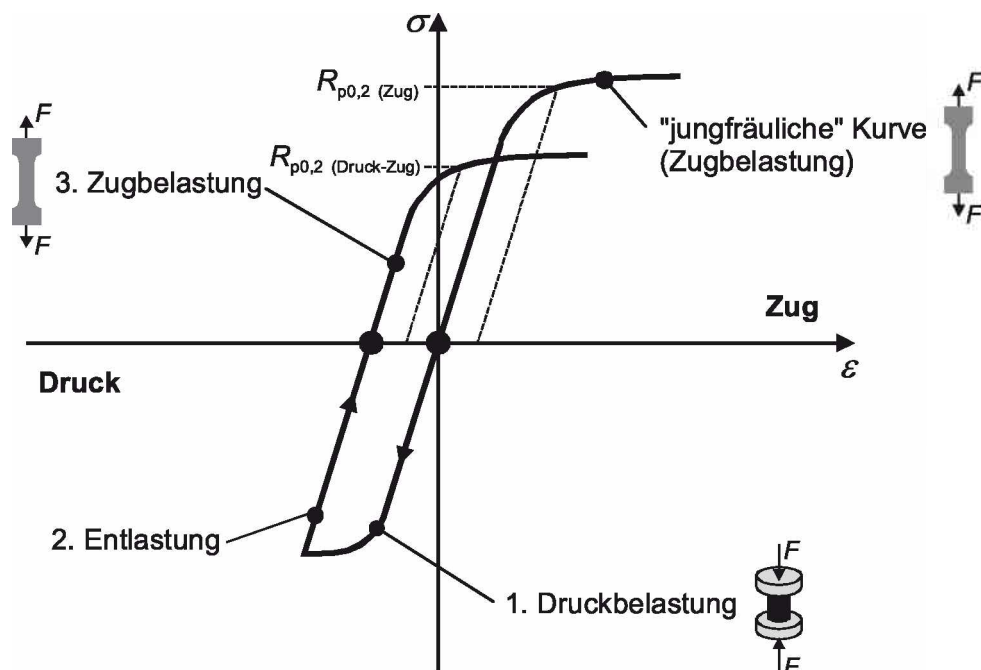


Abbildung 3.4: Spannungs-Dehnungs-Kurven zur Darstellung des Bauschinger-Effektes: Die „jungfräuliche“ Zugprobe mit der Streckgrenze $R_{p0,2}(\text{Zug})$ und die zuvor gestauchte Zugprobe mit der niedrigeren Streckgrenze $R_{p0,2}(\text{Druck-Zug})$ [1].

Dieses Verhalten wird als Bauschinger-Effekt bezeichnet, welcher mit folgendem Satz nach [1] definiert ist:

Eine vorangegangene Druckverformung führt bei anschließender Zugbeanspruchung zu einem früheren Beginn der plastischen Verformung einer Zugprobe.

Begründet wird dieser Effekt durch Eigenspannungen, die aufgrund ungleichmäßiger Verteilung der Werkstoffverformungen und anschließender Entlastung zurückbleiben und bei Umkehrung der Belastungsrichtung die Versetzungsbewegungen früher aktivieren [1].

Dieses Verhalten wird durch den Ansatz der kinematischen Verfestigung besser beschrieben. Dabei bewegt sich die Fließfläche im Spannungsraum und bleibt in Größe und Form unverändert. Die Verschiebung der Fließfläche wird durch eine kinematische Rückspannung $\sigma_{ij}^{(\text{kin})}$ („Backstress“) beschrieben, wie in Abbildung 3.5 dargestellt.

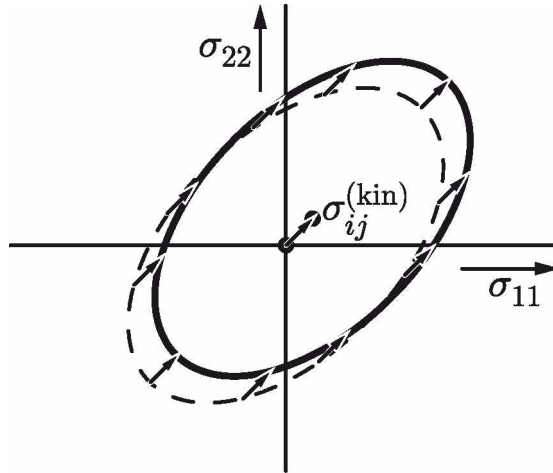


Abbildung 3.5: Verschiebung der Fließortkurve bei kinematischer Verfestigung: Die Fließfläche wird durch die kinematische Rückspannung $\sigma_{ij}^{(\text{kin})}$ verschoben. Das Material wird dadurch anisotrop und eine Darstellung im Hauptspannungsraum ist daher nicht mehr möglich [14].

Durch die Verschiebung der Fließfläche aus dem Ursprung wird das Material durch die Verformung anisotrop und dessen Eigenschaften werden somit richtungsabhängig. Die Fließspannung ist daher je nach Raumrichtung der Umformung unterschiedlich, und die Formulierung der Fließbedingung nur mit den Hauptspannungen wird unmöglich [14].

Die Fließbedingung wird nach von Mises aufgrund der Anisotropie in vollständiger Form mit

$$\sigma_{ij}^{(\text{eff})} = \sigma_{ij} - \sigma_{ij}^{(\text{kin})} \quad (3.7)$$

für alle $i, j = 1, 2, 3$ und

$$\left(\frac{1}{2} \left[\left(\sigma_{11}^{(\text{eff})} - \sigma_{22}^{(\text{eff})} \right)^2 + \left(\sigma_{22}^{(\text{eff})} - \sigma_{33}^{(\text{eff})} \right)^2 + \left(\sigma_{33}^{(\text{eff})} - \sigma_{11}^{(\text{eff})} \right)^2 \right] + 3 \left[\sigma_{12}^{(\text{eff})2} + \sigma_{23}^{(\text{eff})2} + \sigma_{31}^{(\text{eff})2} \right] \right)^{1/2} = k_f(0) = R_p \quad (3.8)$$

formuliert [14].

Die kinematische Rückspannung ist ebenfalls anisotrop und von der Verformungsgeschichte abhängig. Sie kann nicht allein vom Vergleichsumformgrad φ_V abhängen, sondern beispielsweise auch vom plastischen Dehnungszustand $\varphi_{ij}^{(pl)}$. Das Verfestigungsgesetz wird durch die Abhängigkeit der kinematischen Rückspannung von der Verformungsgeschichte mathematisch beschrieben [14].

Die Spannungs-Dehnungs-Kurve aus einem Zug-Druck-Versuch, durchgeführt an einem kinematisch verfestigenden Werkstoff, wie in Abbildung 3.6 dargestellt, zeigt ein völlig anderes Verhalten als das in Abschnitt 3.2 dargestellte Verhalten eines isotropen Werkstoffes.

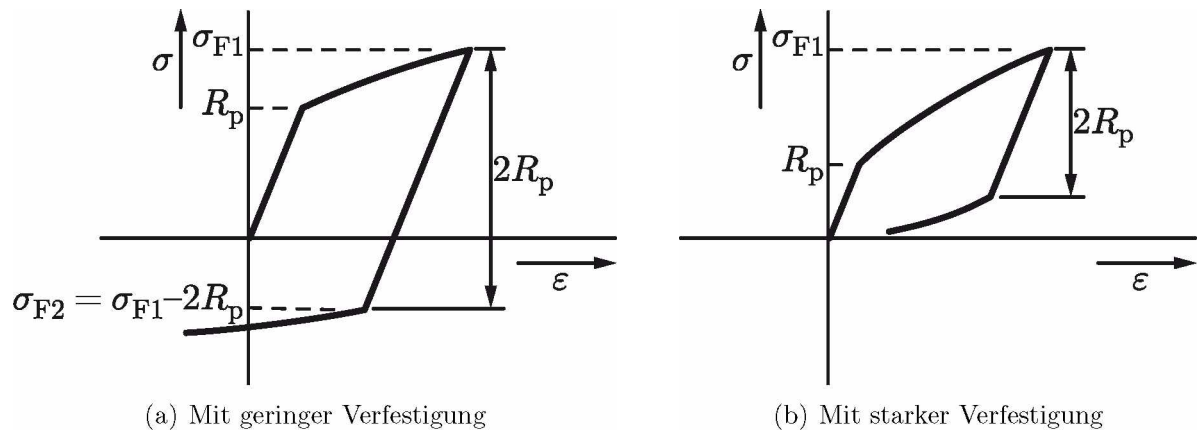


Abbildung 3.6: Spannungs-Dehnungsdiagramm eines kinematisch verfestigenden Werkstoffs: Die Spannungs-Dehnungs-Kurven zeigen den Fließbeginn bei der Streckgrenze R_p und Fließen bis zu einer Spannung σ_{F1} . Nach der Lastumkehr plastifiziert der Werkstoff im Druckbereich (a) schon bei Erreichen der Spannung $\sigma_{F1} - 2R_p$, auch wenn dieser noch im Zugbereich liegt (b) [14].

Da die Größe der Fließfläche unverändert bleibt, plastifiziert die Probe bei Lastumkehr schon bei $\sigma_{F2} = \sigma_{F1} - 2R_p$. Bei einem sehr stark verfestigenden Werkstoff kann der in Abbildung 3.6(b) dargestellte Extremfall eintreten. Hier setzt bei Entlastung noch unter Zugbelastung eine entgegengesetzte plastische Deformation ein [14].

Diese Beschreibungen zeigen, wie sich ein Werkstoff in der Kaltumformung verhalten kann. Weiters ist jedoch der plastischen Umformung eine Grenze gesetzt, die zu einer Schädigung des Werkstoffs führt.

3.4 Grenzen der Umformung

Zur Beschreibung der Grenzen der plastischen Umformung werden die Begriffe Formänderungsvermögen und Grenzformänderung verwendet. Wird durch das Formänderungsvermögen nur die Eigenschaft des Materials ausgedrückt, Formänderungen ohne Schädigung zu ertragen, so werden bei der Grenzformänderung auch die verfahrensspezifischen Einflüsse mit einbezogen [15].

3.4.1 Formänderungsvermögen

Der Bruchumformgrad φ_B wird oft als Maß für das Umformvermögen des Werkstoffs benutzt. Dieser Vergleichsumformgrad bis zum Bruch ist unter anderem von den folgenden Größen abhängig [15]:

- Der Zustand des **Werkstückwerkstoffs** hängt von der chemischen Zusammensetzung, dem Gefüge, der Wärmebehandlung und den vorausgegangenen Bearbeitungsschritten ab.
- Mit zunehmender **Werkstücktemperatur** erhöht sich im Allgemeinen das Formänderungsvermögen aufgrund der Erholungs- und Rekristallisationsvorgänge. Ausgenommen sind Kohlenstoffstähle im Blausprödigkeitsbereich (Temperaturen zwischen 200°C und 400°C).
- Bei höherer **Umformgeschwindigkeit** nimmt das Formänderungsvermögen durch die Neigung zum Spröbruch ab.
- Eine starke Abhängigkeit ist vom **Spannungszustand** gegeben.

Der Spannungszustand wird in einen deviatorischen und einen hydrostatischen Anteil zerlegt. Die Deviatorspannungen sind dabei maßgeblich für das plastische Fließen. Der hydrostatische Spannungsanteil

$$\sigma_m = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad (3.9)$$

hat einen unwesentlichen Einfluß auf das Fließen, bestimmt jedoch das Umformvermögen entscheidend. Bezogen auf die Fließspannung k_f wird er als Maß für den Spannungszustand herangezogen. In Abbildung 3.7 ist der Bruchumformgrad φ_B abhängig vom bezogenen Spannungszustand σ_m/k_f dargestellt [15].

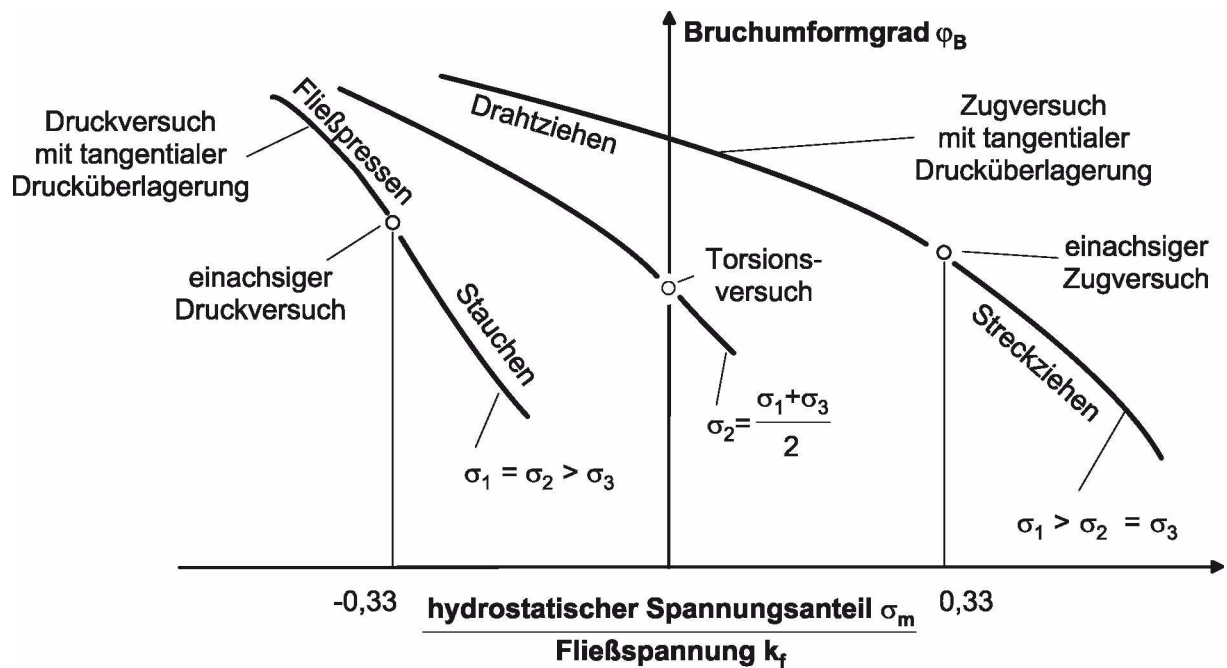


Abbildung 3.7: Einfluss des Spannungszustandes auf das Umformvermögen nach Stenger [15].

Das Formänderungsvermögen erhöht sich durch die Verringerung des Verhältnisses σ_m/k_f – Verlagerung der Mittelspannung in den Druckbereich – und durch die Verschiebung der zweiten Hauptnormalspannung σ_2 hin zur kleinsten Hauptnormalspannung σ_3 . Das Formänderungsvermögen eines Werkstoffs kann durch die vielen verschiedenen Einflussfaktoren nur sehr schwer mit einer einzigen Materialkenngröße beschrieben werden [15].

3.4.2 Schädigungsansätze

In der Vergangenheit wurden verschiedene Bruchkriterien entwickelt, die auf Basis des eingebrachten Spannungs- und Verformungszustandes in Kombination mit Materialparametern das duktile Werkstoffversagen beschreiben und einen Schädigungskennwert formulieren. Das Auftreten eines Risses im Werkstoff wird durch das Erreichen einer werkstoffspezifischen Größe des Kennwertes beschrieben. Die Bruchkriterien werden in makro- und mikromechanische Bruchhypothesen eingeteilt. Bei Ersteren wird weiters zwischen dehnungsunabhängigen und dehnungsabhängigen Hypothesen unterschieden [15].

Bei den dehnungsunabhängigen makromechanischen Bruchkriterien wird eine einzelne Größe des Spannungs- oder Verformungszustandes als Grenzwert ohne Berücksichtigung der Umformhistorie festgelegt. Die kritische Vergleichsspannung σ_V oder der Bruchumformgrad φ_B werden als Grenzwert verwendet [15].

Die dehnungsabhängigen makromechanischen oder auch integralen Bruchkriterien basieren auf der bei der Umformung eingebrachten Umformarbeit. Diese Klasse an Bruchkriterien sind in der Form

$$D_{\text{makro}} = \int_0^{\varphi} f(\varphi, \sigma, a) d\varphi \quad (3.10)$$

aufgebaut, wobei die Dehnungen φ , die Spannungen σ und verschiedene Werkstoffkonstanten a berücksichtigt sind. Es werden die umformbedingten inkrementellen Spannungs- und Verformungszuwächse eines Werkstoffelementes bei der Berechnung aufsummiert. Das Formänderungsvermögen ist in einem Bereich des Werkstücks erschöpft, wenn dort die eingebrachte Umformenergie einen kritischen Schadenswert D_{krit} erreicht. Viele FEM-Programme haben heute die bekanntesten Kriterien integriert [15].

Eines der Kriterien ist von *Ayada* [16], welches zur Untersuchung des Strangpressens von Federstählen entwickelt wurde. Der Schadenswert nach Ayada wird berechnet mit

$$D = \int_0^{\varphi} \frac{\sigma_m}{\sigma_v} d\varphi_v. \quad (3.11)$$

Die parallel zu den integralen Kriterien entwickelten mikromechanischen Bruchkriterien versuchen das Materialverhalten und somit die Schädigung direkt zu berechnen. Es wird dabei einem Porenvolumen f eine Porenzunahme df , aufgrund von Porenneubildung und Porenwachstum aufaddiert [15].

$$D_{\text{mikro}} = f + df_{\text{Neubildung}} + df_{\text{Wachstum}} \quad (3.12)$$

Die geminderte Festigkeit des geschädigten Werkstoffes wird meist in Form einer speziellen Fließfunktion berücksichtigt. Wird ein kritisches Porenvolumen erreicht, ist die Formänderung erschöpft, und es tritt eine makroskopische Werkstofftrennung und damit ein Riss auf [13, 15].

Allgemein ist es schwierig, die maximalen Schadenswerte für die einzelnen Schadenskriterien bezogen auf den Werkstoff und das Umformverfahren zu finden. Es ist bei der Ermittlung der kritischen Schadenswerte wichtig, ein Prüfverfahren zu finden, welches dem betrachteten Umformverfahren sehr ähnlich ist [15].

3.4.3 Grenzformänderung

Der erreichbare Vergleichsumformgrad bei einem konkreten Umformverfahren wird als Grenzformänderung φ_G bezeichnet. Die Grenzformänderung hängt einerseits von den in Abschnitt 3.4.1 genannten Einflussgrößen und andererseits von den durch das Fertigungsverfahren und das System Werkstück-Werkzeug bedingten Gegebenheiten ab [10]:

- Krafteinleitungsvermögen,
- Einschränkungen durch Werkzeugeigenschaften,
- Möglichkeit einer unzulässigen Deformation am Werkstück.

Die Grenzformänderung kann höchstens gleich dem Formänderungsvermögen des Werkstoffs sein [10]:

$$\varphi_G \leq \varphi_B. \quad (3.13)$$

Das Erreichen der Grenzformänderung hat Risse beziehungsweise Fehler im Werkstück zur Folge. Hier sollen konkret am Beispiel des Gleitziehens solche Fehlererscheinungen angeführt werden.

3.4.4 Ziehfehler

Eine bekannte Rissausbildungsform beim Drahtziehen sind Zentralbrüche oder auch „Chevrans“ genannt. Diese Chevrons beginnen in der Mittelachse des Drahtes und breiten sich kegelförmig nach aussen, gegen die Zugrichtung, aus. Die Ursache liegt in den hohen Zugspannungen in der Drahtachse in Kombination mit ungünstigen Ziehparametern wie dem Ziehwinkel α , dem Umformgrad φ und der Reibung μ [9].

Zur Vermeidung der Zentralbrüche ist eine gute Schmierung, die richtige Auslegung des Ziehwinkels bezogen auf den Umformgrad und auch eine optimale Ziehfolgeabstufung notwendig [17].

Avitzur [18, 19] geht bei der Analyse des Problems von einem Geschwindigkeitsfeld aus, wodurch drei Zonen beschrieben werden können. Die Zone I, der Drahteinlauf, die Zone II, die Umformzone und die Zone III, der Drahtauslauf, haben die Geschwindigkeiten v_0 , v und v_1 . Rücken die Zonen I und III zu eng zusammen oder berühren sie sich, wie dies in Abbildung 3.8 dargestellt ist, müsste die Werkstoffgeschwindigkeit schlagartig von v_0

auf v_1 ansteigen. Da das nicht möglich ist, wird an dieser Stelle der Werkstoff aufreißen [18, 19].

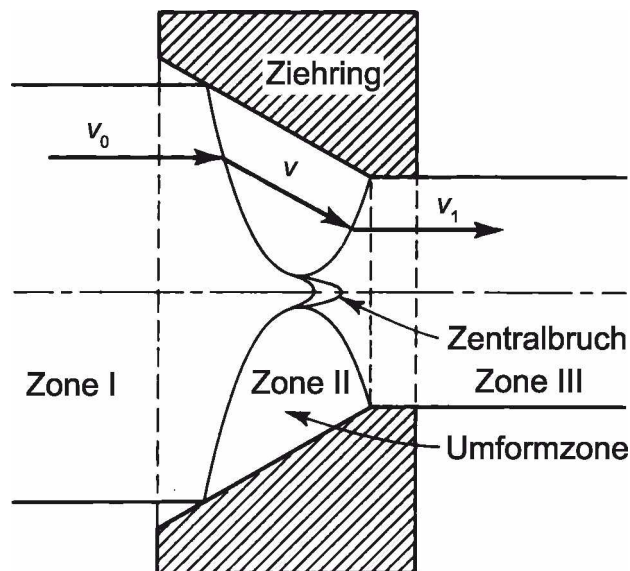


Abbildung 3.8: Zentralbruch beschrieben mit dem Geschwindigkeitsfeld: Der Werkstoff hat die Geschwindigkeiten v_0 auf v_1 in den Zonen I, II und III. Stossen die Zonen I und III zusammen, kommt es zum Zentralbruch [18].

Aus diesen Überlegungen wird eine Bruchbedingung formuliert [19], wobei die Auswertung dieser einen erheblichen Aufwand bedeutet. Der kritische Bereich liegt im Bereich des optimalen Ziehwinkels α_{opt} aus Gleichung 2.12 und darüber [18].

Weitere verfahrensbedingte Ziehfehler sind in einem Ziehfehlerkatalog nach Klemens und Ständer [20] bildlich dargestellt und mit einer Ursachen- und Vermeidungsbeschreibung angeführt. Da die Ursache eines Ziehfehlers auch im vorangegangenen Drahtwalzprozess liegen kann, wird auf die Literatur [21] verwiesen.

4 Grundlagen der statistischen Versuchsplanung

Da Versuche beziehungsweise Simulationen zeit- und kostenintensiv sind, wird durch den Einsatz einer systematischen Versuchsplanung die Anzahl der Einzelversuche möglichst klein gehalten. Der Informationsgehalt wird jedoch durch gezielte Veränderung der Stellgrößen, wie beispielsweise des Ziehwinkels, genannt Faktoren, verstärkt. Jedes Versuchsergebnis trägt mehrfach zur Berechnung der Effekte der einzelnen Faktoren bei [22].

Bei der vollständigen faktoriellen Versuchsplanung, den 2^k -Plänen, werden die Faktoren auf zwei Stufen betrachtet, welche mit $+$ und $-$ oder mit 1 und -1 bezeichnet werden. Es ergeben sich je nach Anzahl der Faktoren k , m Faktorstufenkombinationen beziehungsweise Einzelversuche:

$$m = 2^k. \quad (4.1)$$

Werden jedoch die Effekte vieler Faktoren gesucht, steigt der Versuchsumfang sehr stark an. Abhilfe bietet das Ersetzen der „höheren“ Wechselwirkungen – Effekte, die von mehreren Faktoren abhängen – durch weitere Faktoren. Der fraktionelle faktorielle Versuchsplan – 2^{k-p} -Plan – ergibt

$$m = 2^{k-p} \quad (4.2)$$

Faktorstufenkombinationen, wobei p Faktoren durch p Zuordnungen zusätzlich aufgenommen wurden, ohne die Anzahl der Einzelversuche zu erhöhen [22].

Durch diese Versuchspläne können lineare Regressionen durchgeführt werden. Wird ein nichtlinearer Zusammenhang der Zielgröße mit den Faktoren vermutet, reicht die Faktor-betrachtung auf zwei Stufen $+1$ und -1 nicht aus. Es sind mindestens drei Stufen ($+1$, 0 und -1) je Faktor erforderlich, um eine nichtlineare Abhängigkeit erkennen zu können. Ein vollständiger faktorieller Versuchsplan auf drei Stufen (3^k -Plan) muss daher herangezogen werden. Nachteil der 3^k -Pläne ist die starke Zunahme der Faktorstufenkombinationen mit der Anzahl der Faktoren [22].

Eine Alternative ist ein zentral zusammengesetzter Versuchsplan. Der Vorteil ist die geringere Anzahl an notwendigen Einzelversuchen als bei 3^k -Plänen. Ein weiterer ist die Möglichkeit, einen bereits bestehenden und durchgeführten 2^k -Plan oder 2^{k-p} -Plan zu einem zentral zusammengesetzten Versuchsplan zu ergänzen. In Abbildung 4.1 ist ein solcher Versuchsplan schematisch dargestellt. Dem vollständigen beziehungsweise fraktionellen

faktoriellen Versuchsplan, dessen Einzelversuche durch Eckpunkte eines „Würfels“ symbolisiert sind, werden ein „Zentrumspunkt“-Versuch und mehrere „Sternpunkt“-Versuche hinzugefügt [22].

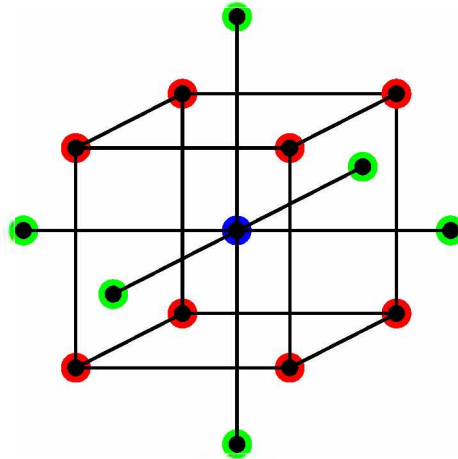


Abbildung 4.1: Zentral zusammengesetzter Versuchsplan: Die Einzelversuche für $k = 3$ Faktoren sind als Punkte dargestellt. Der „Würfel“ (rot) stellt den 2^3 -Plan dar, welcher durch ein „Zentrum“ (blau) und einem „Stern“ (grün) zum zentral zusammengesetzten Versuchsplan ergänzt ist [22].

Die Anzahl der Versuchspunkte N_{Ges} ist die Summe der Würfelpunktversuche N_{W} , Sternpunktversuche N_{St} und des Zentralpunktversuchs N_0 [23]:

$$N_{\text{Ges}} = N_{\text{W}} + N_{\text{St}} + N_0 = 2^{k-p} + 2k + 1. \quad (4.3)$$

Der Sternpunktabstand λ errechnet sich aus [23]:

$$\lambda^2 = \frac{1}{2} \left(\sqrt{N_{\text{Ges}} N_{\text{W}}} - N_{\text{W}} \right). \quad (4.4)$$

Die Tabelle 4.1 zeigt eine Liste der Faktorstufenkombinationen für $k = 3$. Die Faktoren x_i sind in dieser Arbeit der Umformgrad x_1 , der Ziehwinkel x_2 und der Reibwert x_3 . Die Faktorstufen sind dabei mit den normierten Werten ± 1 , 0 und $\pm \lambda$ bezeichnet. Der reale Variationsbereich der einzelnen Faktoren wird auf den Bereich von $\pm \lambda$ normiert.

Tabelle 4.1: Versuchsmatrix für drei Faktoren: Faktorstufenkombinationen für $k = 3$ Faktoren x_i eines zentral zusammengesetzten Versuchsplanes ergeben 15 Versuche.

Versuch	x_1	x_2	x_3
1	-1	-1	-1
2	1	-1	-1
3	-1	1	-1
4	1	1	-1
5	-1	-1	1
6	1	-1	1
7	-1	1	1
8	1	1	1
9	$-\lambda$	0	0
10	λ	0	0
11	0	$-\lambda$	0
12	0	λ	0
13	0	0	$-\lambda$
14	0	0	λ
15	0	0	0

Nach der Versuchsdurchführung werden mit den Ergebnissen y , wie etwa dem Schädigungswert, die Koeffizienten b für das Regressionspolynom \hat{y} in der allgemeinen Form

$$\hat{y} = b_0 + \sum_{i=1}^k b_i x_i + \sum_{i < j}^{k-1} \sum_{j=1}^k b_{ij} x_i x_j + \sum_{i=1}^k b_{ii} x_i^2 \quad (4.5)$$

errechnet [23].

Die Koeffizienten b und der Ergebnismittelwert \bar{y} berechnen sich nach den nachstehenden Gleichungen 4.6 bis 4.10. Dabei ist b_i die lineare Wirkung und b_{ii} die quadratische Wirkung des Faktors x_i . Die Wechselwirkung zweier Faktoren x_i und x_j ist durch b_{ij} gekennzeichnet und b_0 stellt den „Y-Achsenabstand“ dar [23].

$$\bar{y} = \frac{1}{N_{\text{Ges}}} \sum_1^{N_{\text{Ges}}} y \quad (4.6)$$

$$b_i = \frac{1}{\sum_1^{N_{\text{Ges}}} x_i^2} \sum_1^{N_{\text{Ges}}} x_i y \quad (4.7)$$

$$b_{ij} = \frac{1}{\sum_1^{N_{\text{Ges}}} (x_i x_j)^2} \sum_1^{N_{\text{Ges}}} x_i x_j y \quad (4.8)$$

$$b_{ii} = \frac{1}{\sum_1^{N_{\text{Ges}}} \left[x_i^2 - \frac{\sum_1^{N_{\text{Ges}}} x_i^2}{N_{\text{Ges}}} \right]^2} \sum_1^{N_{\text{Ges}}} \left[x_i^2 - \frac{\sum_1^{N_{\text{Ges}}} x_i^2}{N_{\text{Ges}}} \right] y \quad (4.9)$$

$$b_0 = \bar{y} - \sum_1^k \frac{\sum_1^{N_{\text{Ges}}} x_i^2}{N_{\text{Ges}}} b_{ii}. \quad (4.10)$$

Die berechneten Koeffizienten b werden in das Regressionspolynom \hat{y} im transformierten Koordinatensystem eingesetzt. Beispielsweise in das Polynom für $k = 3$ Faktoren [23]:

$$\hat{y} = b_0 + b_1 x_1 + b_2 x_2 + b_3 x_3 + b_{12} x_1 x_2 + b_{13} x_1 x_3 + b_{23} x_2 x_3 + b_{11} x_1^2 + b_{22} x_2^2 + b_{33} x_3^2. \quad (4.11)$$

Das Regressionspolynom ist eine mathematische Beschreibung der Wirkungsweise der Faktoren und deren Wechselwirkung. Weiters wird auch die Stärke der Wirkung durch die Größe der jeweiligen Koeffizienten sichtbar. Ist etwa der Koeffizient b_2 im Vergleich zu b_1 und b_3 absolut gesehen sehr hoch, so hat der Faktor x_2 die stärkste Wirkung auf die Zielgröße, welche beispielsweise die Schädigung sein kann. Zwischen den Faktoren x_1 und x_3 besteht keine Wechselwirkung, wenn der Koeffizient $b_{13} \approx 0$ ist.

Nun ist es auch möglich, die Versuchsergebnisse grafisch darzustellen und mittels Kurvendiskussion des Polynoms Optima wie Maxima und Minima zu errechnen. Der zentral zusammengesetzte Versuchsplan ist hier genauer erläutert, da in weiterer Folge dieser in der Planung der Simulation seine Anwendung findet.

5 Prozessanalyse

Die Firma Pengg Austria GmbH sellt unter anderem gezogene und profilgewalzte Drähte aus hochfesten hochgekohlten Stählen mit einem Kohlenstoffgehalt von 0,7 bis 0,9% her. Als Halbzeug wird ein warmgewalzter Runddraht zugekauft. In Durchziehöfen wird der Draht einer Wärmebehandlung unterzogen. Das Austenitisieren bei ~ 940 °C und Patentieren bei ~ 540 °C im Bleibad bringt einen feinstreifigen Perlit und somit ein günstiges Ausgangsgefüge für das Ziehen [4]. Nach der Entzunderung mit Salzsäurebeize wird eine Zinkphosphatschicht als Trägerschicht für die Trockenziehseife und als Korrosionsschutz aufgebracht.

Der Draht wird auf Mehrfachziehmaschinen ohne Schlupf und Drahtansammlung im Trockenzug gezogen. Die Ziehsteine haben einen Ziehholöffnungswinkel $2\alpha \approx 16^\circ$ und eine zylindrische Länge $l_{zy1} \approx 0,3 \cdot d_1$ bei einem Umformgrad $\varphi \approx 0,2$ pro Ziehstufe.

Der torsionsfrei gelegte oder aufgespulte Draht wird in Walzziehanlagen profiliert. Im ersten Walzstich wird der Draht durch ein Walzenpaar geplättet, wobei die Walzen getrieben oder geschleppt sein können. Die weitere Ausformung des Querschnittes wird durch vier Walzen in Türkenkopf-Anordnung erzielt. Die vertikalen Walzen sind entweder angetrieben oder wie die horizontalen Walzen mitlaufend.

Nach dem Umformen folgt eine Vergütung und eine induktive Prüfung auf speziell innenliegende Risse. Die firmenintern als „Aufplatzungen“ bezeichneten Risse treten dabei sehr häufig auf und werden oft schon im Walzprozess sichtbar. Zur genaueren Analyse des Prozesses, um die Ursache der Rissentstehung zu finden, wurde der Zieh- und Walzprozess mittels FEM-Simulation unter Verwendung eines Schädigungsmodells nachgebildet.

5.1 Ziehplan und Stichplan

Der Ziehprozess wird üblicherweise mit einem Ziehplan, wie in Tabelle 5.2 angeführt, gestaltet. Nach diesem Ziehplan wurde ein Draht der Stahlgüte C75 gezogen und in jeder Ziehstufe wurden Proben aus dem Ziehstein entnommen. Mit diesen Proben wurde der genaue Ziehholöffnungswinkel 2α und damit der Ziehwinkel α ermittelt. Die Zugprüfung der Dähte vor und nach den Zügen ergab die angeführten Streckgrenzen $R_{p0,2}$ und Zugfestigkeiten R_m . Die Ergebnisse aus der Schmelzanalyse des C75 sind in Tabelle 5.1 eingetragen.

Tabelle 5.1: Chemische Zusammensetzung des Werkstoffes C75 [24].

Legierungselement	C	Si	Mn	P	S	Cr	Al
Bestandteil [%]	0,76	0,19	0,65	0,012	0,013	0,04	0,001

Tabelle 5.2: Üblicher Ziehplan mit Daten aus der Zugprüfung: Der Ziehplan wird üblicherweise mit den jeweiligen Drahtdurchmessern d_i , Ziehwinkeln α und gesamten Umformgraden φ_{ges} und je Ziehstufe φ_i gezogen. Die Streckgrenzen $R_{p0,2}$ und Zugfestigkeiten R_m wurden vor und nach den Ziehstufen im Zugversuch aufgenommen [24].

	i	d_i [mm]	α [°]	φ_{ges} [-]	φ_i [-]	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]
Walzdraht	0	5,50	–	0,00	0,00	799	1215
nach 1. Zug	1	4,89	8,40	0,23	0,23	1178	1349
nach 2. Zug	2	4,35	8,40	0,47	0,24	1236	1419
nach 3. Zug	3	3,86	8,55	0,71	0,24	1318	1510
nach 4. Zug	4	3,43	7,40	0,94	0,23	1412	1596
nach 5. Zug	5	3,05	8,35	1,18	0,24	1471	1671
nach 6. Zug	6	2,70	8,25	1,42	0,24	1569	1778

Zur Ermittlung der Fließkurve werden die Ergebnisse der Zugversuche herangezogen.

In nachfolgenden Prozessschritten wird der gezogene Runddraht durch Walzen mit dem in Tabelle 5.3 dargestellten Stichplan zu einem Profildraht geformt.

Tabelle 5.3: Üblicher Stichplan und Walzenabmessungen: Angegeben sind die Walzendurchmesser und Antriebsart der Walzen bei den einzelnen Stichen sowie die Querschnittsabmessungen und -formen des Drahtes nach dem Walzstich [24].

	Walzendurchmesser [mm]		Drahtmaß [mm]		
	vertikal	horizontal	Form	Breite	Höhe
Walzstich	angetrieben	mitlaufend		b_i	h_i
1	200	-	flach	3,30	1,90
2	198	170	Rechteck	3,20	1,65
3	202	170	Trapez	3,10	1,505/1,40

5.2 Problembetrachtung

Bei der Profildrahtherstellung auf Basis der in Tabelle 5.2 und 5.3 dargestellten Zieh- und Stichpläne wird unerwünscht viel Ausschuss durch „Aufplatzen“ der Drähte produziert.

Um die Ursache dieser Risse einschätzen zu können, wurden an geschädigten Drähten Schliffe erstellt. Die Schliffbilder sollen den Ursprung des Risses zeigen, um den Rissbeginn zu lokalisieren. Abbildung 5.1 zeigt einen Längsschliff mit von der Mitte aus nach außen laufendem Riss.



Abbildung 5.1: Längsschliff des Drahtes: Das Schliffbild zeigt den von der Mitte des Drahtes ausgehenden und gegen die Walzrichtung nach außen laufenden Riss mit einer 25-fachen Vergrößerung [25].

Die Abbildung 5.2 zeigt den Riss vergrößert mit der vermessenen Risspitze.

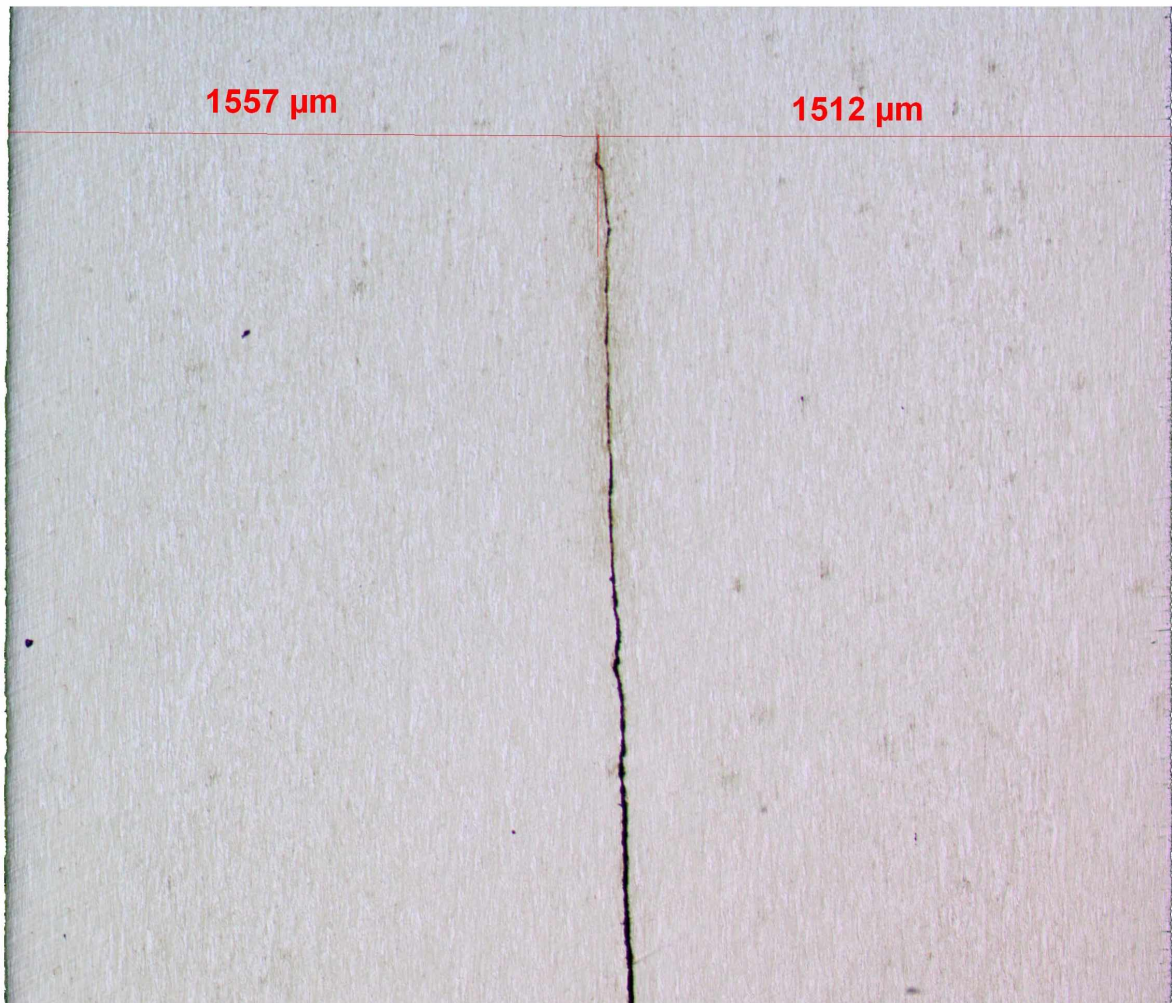


Abbildung 5.2: Längsschliff mit Rissbeginn: Die Vermessung des Risses zeigt den Rissbeginn im Zentrum des Drahtes mit einer 50-fachen Vergrößerung [25].

Der Riss läuft von der Mitte des Drahtes ausgehend gegen die Walzrichtung nach außen an die Oberfläche. Als Ursache wird eine erhebliche Schädigung im Kern vermutet, die bereits während des Ziehprozesses induziert werden könnte.

6 Prozessmodell

Um ein genaueres Bild von der Schädigungsursache zu bekommen, wurde der Zieh- und Walzprozess mit Hilfe des FEM-Simulationsprogramms Abaqus/Standard [26], in welches mittels einer „User-Routine“ ein Schädigungsmodell integriert wurde, gerechnet.

6.1 Modellaufbau

Zur Modellierung wurden die Daten aus den Tabellen 5.2 und 5.3 als Grundlage herangezogen. Das elastisch-plastische Werkstoffverhalten wurde mit einem Elastizitätsmodul $E = 210$ GPa, einer Querkontraktionszahl $\nu = 0,3$ und der Fließkurve $k_{f,C75}$ aus Abschnitt 6.1.1 modelliert. Zur Beschreibung des zyklischen elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens wurde isotropes Verfestigen (Vorgabe in Abaqus) angenommen.

Da mit Abaqus eine Neuvernetzung („Remeshing“) der stark verformten Elemente nicht möglich ist, wurde der Prozess in einzelne Simulationen unterteilt. Jede einzelne Ziehstufe und jeder einzelne Walzstich wurde als eigenständige Berechnung gestaltet. Die Ergebnisse wie Spannungen, Dehnungen und Schädigungswerte der Vorsimulation wurden mit der Methode *MAP SOLUTION [26] beim Starten der Berechnung auf das noch unverformte Netz interpoliert. Dadurch ist es möglich, zu große Verzerrungen des FEM-Netzes zu vermeiden und somit mögliche Konvergenzprobleme zu verhindern.

6.1.1 Fließkurve C75

Die aus dem Zugversuch ermittelten Streckgrenzenwerte $R_{p0,2}$, entsprechend den durch das Ziehen erreichten Umformgraden φ , wurden für die Ermittlung der Fließkurve verwendet. Die Fließkurve für C75 wurde in der Form der Gleichung 3.2 approximiert. Die Auswertung ergab die Anfangsfließspannung $k_{fA} = 803,2$ MPa, den Koeffizienten $B = 630,88$ MPa und den Verfestigungsexponenten $n = 0,4364$. In Abbildung 6.1 sind die Streckgrenzenwerte $R_{p0,2}$ aus Tabelle 5.2 und die approximierte Fließkurve dargestellt. Zum Vergleich wurde die Fließkurve des unlegierten Stahles CK67 mit den Werten $k_{fA} = 520,0$ MPa, $B = 766$ MPa und $n = 0,456$ aus [7] eingezeichnet.

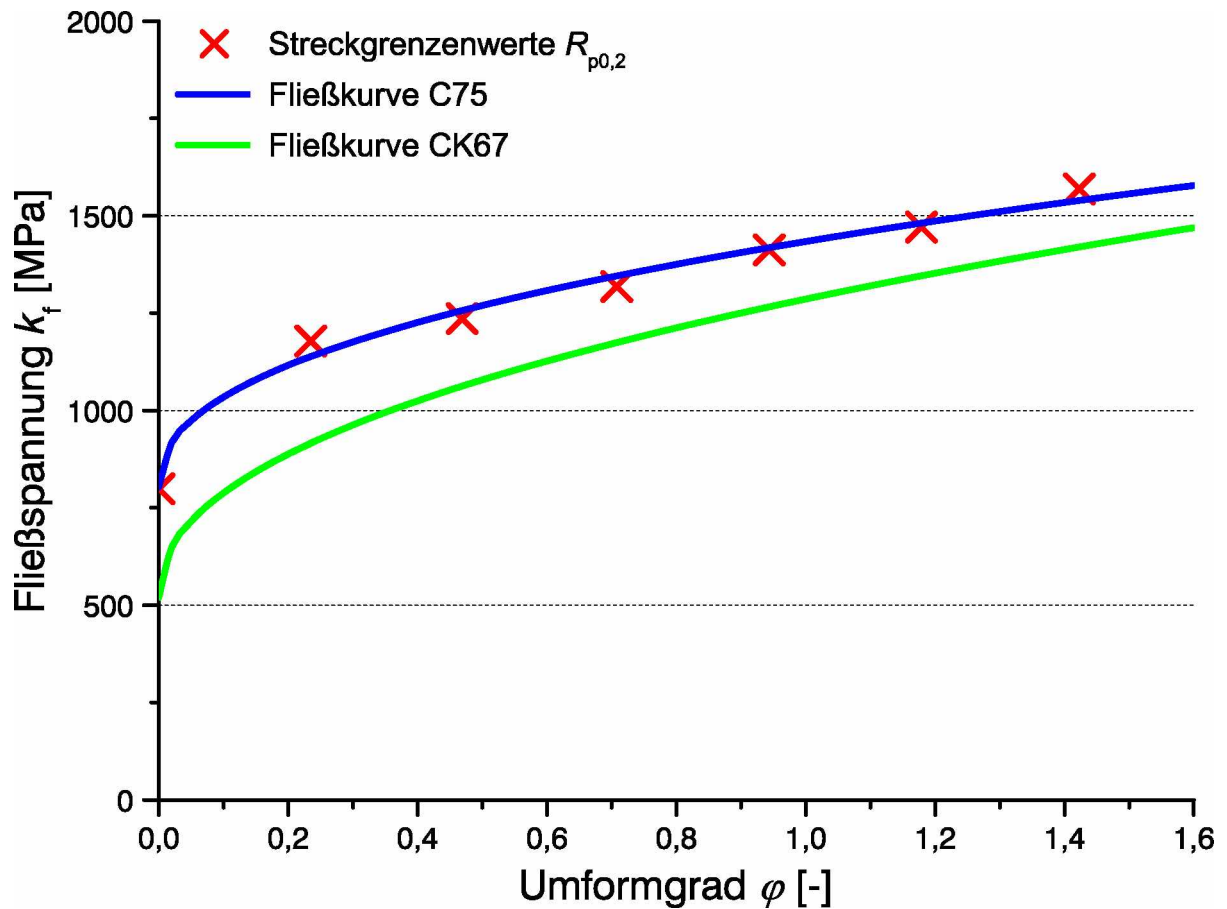


Abbildung 6.1: Fließkurve C75 approximiert aus den Zugversuchen: Die Fließkurve von C75 wurde mit $k_{f,C75} = 803,2 + 630,88 \varphi^{0,4364}$ approximiert und als Vergleich ist die Fließkurve von CK67 dargestellt.

Der Vergleich lässt die Fließkurve des C75 plausibel erscheinen. Die höherliegende Fließspannung ist durch den höheren Kohlenstoffgehalt zu begründen.

6.1.2 Modellgeometrie und Randbedingungen

Die Umformstufen wurden als dreidimensionales Viertelmodell ausgeführt, das längs der Drahtachse unterteilt ist. Eine weitere Unterteilung oder eine Gestaltung als achsensymmetrisches Modell ist nicht möglich, da die Walzsimulation nur zwei Symmetrieebenen aufweist. Die Verschiebungen der Flächen in der Symmetrieebene werden in X- beziehungsweise Y-Richtung gesperrt.

In Abbildung 6.2 ist eine Ziehstufe der Ziehsimulation dargestellt. Dabei wird ein Drahtstück mit einer Länge von 25 mm an dessen Stirnfläche mit der Verschiebung U3 durch

den Ziehring gezogen. Je nach Ziehstufe i hat der Draht nach Tabelle 5.2 einen Durchmesser d_{i-1} und der Ziehring einen Ziehwinkel α . Die zylindrische Führung des Ziehrings hat den Durchmesser d_i und die Länge $l_{zyl} = 0,3 \cdot d_i$. Der Ziehring selbst wird durch den Referenzpunkt RP-Ziehstein fixiert.

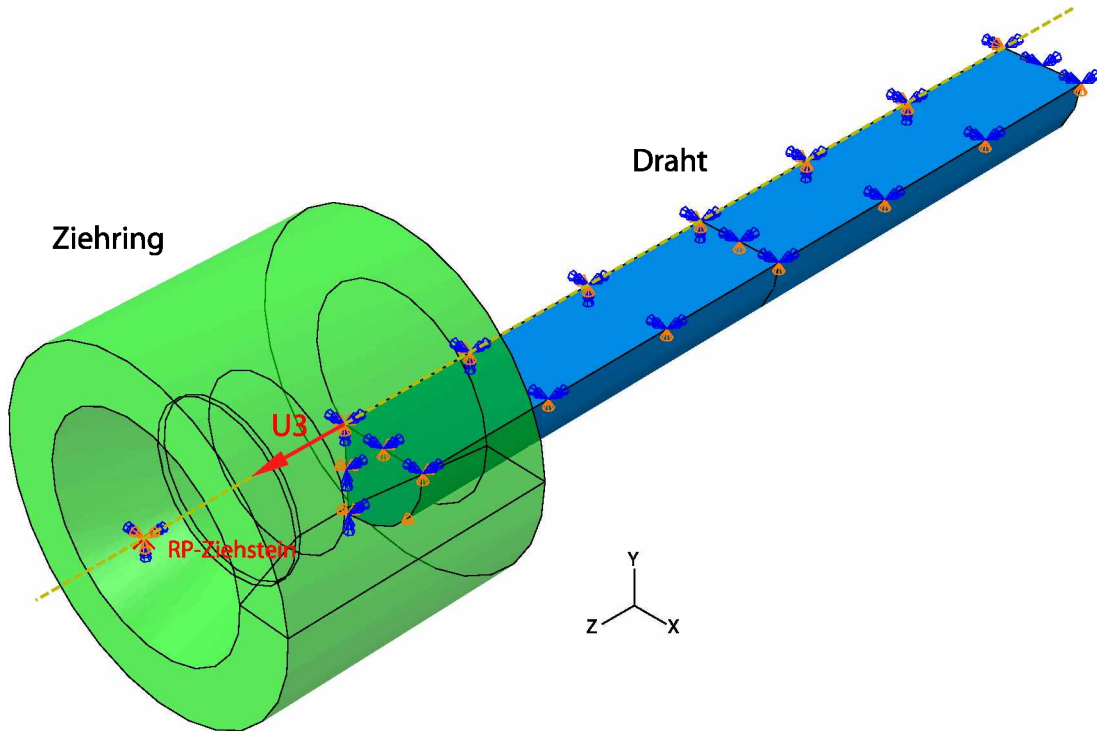


Abbildung 6.2: Geometrie und Randbedingungen der Ziehsimulation: Der Draht als Viertelmodell wird durch den Ziehring durch eine Verschiebung $U3$ der Stirnfläche in Z -Richtung durchgezogen.

Zwischen der Mantelfläche des Drahtes und dem Ziehstein besteht eine Kontaktbedingung mit dem Reibwert $\mu = 0,05$. Der Radius zwischen der Führung und der Ausgangsöffnung unterstützt das Lösen des Kontaktes beim Auslaufen des Drahtes.

Die Dimensionen der einzelnen Walzen bei den Walzstichen sind jene aus Tabelle 5.3. In Abbildung 6.3 ist der erste Walzstich angeführt, welcher den Draht durch vertikale Walzen frei plättet. Die Unterwalze dreht sich mit der Verdrehung $UR1$ um ihren Referenzpunkt in der Walzenmittellachse. Der Pusher bewegt sich mit der Verschiebung $U3$ seines Referenzpunktes RP-Pusher, wobei dessen Geschwindigkeit 60% der Walzenumfangsgeschwindigkeit beträgt, und schiebt das Drahtstück in den Walzspalt.

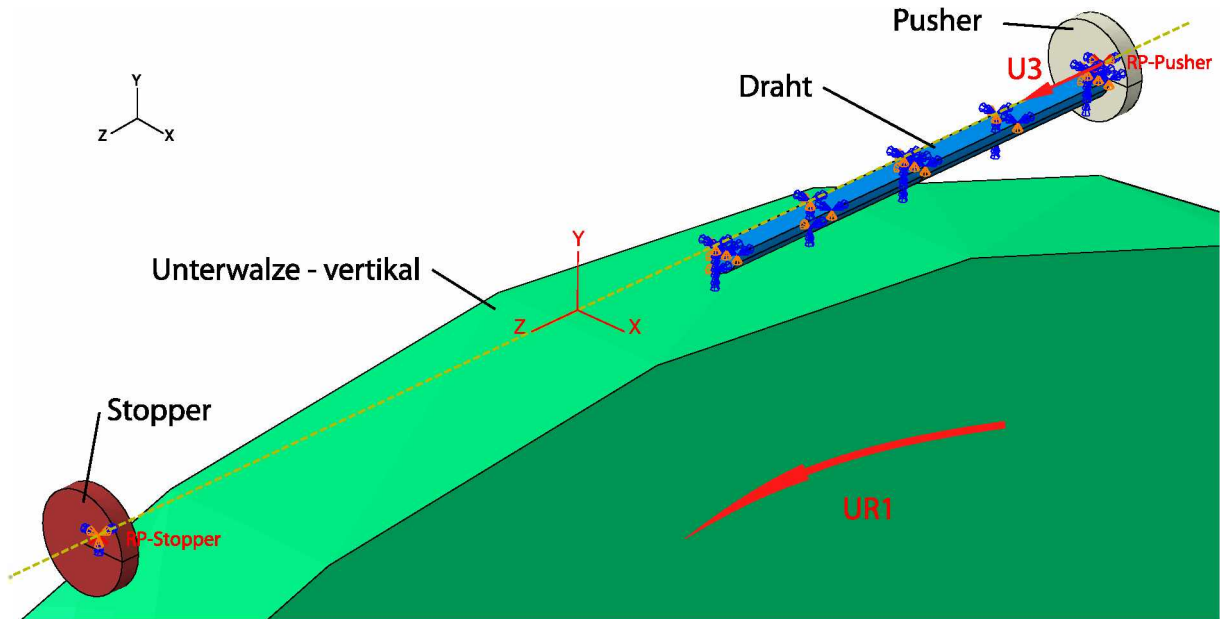


Abbildung 6.3: Geometrie und Randbedingungen des plättenden Walzstiches: Der Pusher schiebt das Drahtstück mit der Verschiebung $U3$ in den Walzspalt. Die vertikale Unterwalze walzt den Draht mit der Verdrehung $UR1$. Der Draht wird nach dem Verlassen des Walzspaltes durch den Stopper gestoppt und festgehalten.

Die Reibung zwischen dem Draht und der Walze wurde nach [6] mit $\mu = 0,1$ angenommen. Nachdem der Draht durch den Walzspalt mit der Höhe h_i gewalzt wurde, bewegt sich dieser weiter und wird durch den Stopper gestoppt. Der Stopper ist mit seinem Referenzpunkt RP-Stopper fixiert und hat mit der Drahtstirnfläche eine unslösbare Kontaktbedingung. Dadurch bleibt der Draht bis zum Ende des Simulationsdurchlaufes an einer definierten Stelle stehen und die Dateninterpolation zur nachfolgenden Simulation kann mit `*MAP SOLUTION` korrekt erfolgen.

Für die folgenden Stiche ist der Drahtausgangsquerschnitt kein kreisförmiger und muss aus dem verformten Drahtstück aus der vorangegangenen Simulation generiert werden. Dies wurde durch die Eingabe von drei Python-Befehlen umgesetzt [26]:

PartFromOdb(...) liest aus der Ausgabedatei (.odb) der vorhergehenden Simulation einen Teil mit einem sogenanntem „orphan mesh“ aus.

PartFromSection3DMeshByPlane(...) schneidet ein dreidimensionales „orphan mesh“ mit einer Schnittebene und generiert dadurch ein zweidimensionales „orphan mesh“.

Part2DGeomFrom2DMesh(...) erstellt eine Geometrie aus der Umrandung eines bestehenden zweidimensionalen „orphan mesh“.

Durch Extrudieren der so generierten Geometrie wurde ein Drahtstück mit dem verformten Querschnitt erstellt. Dieser Teil kann wie gewohnt vernetzt werden, was bei einem „orphan mesh“ nicht möglich ist.

Abbildung 6.4 zeigt die Umsetzung der Türkenkopf-Anordnung in der Simulation.

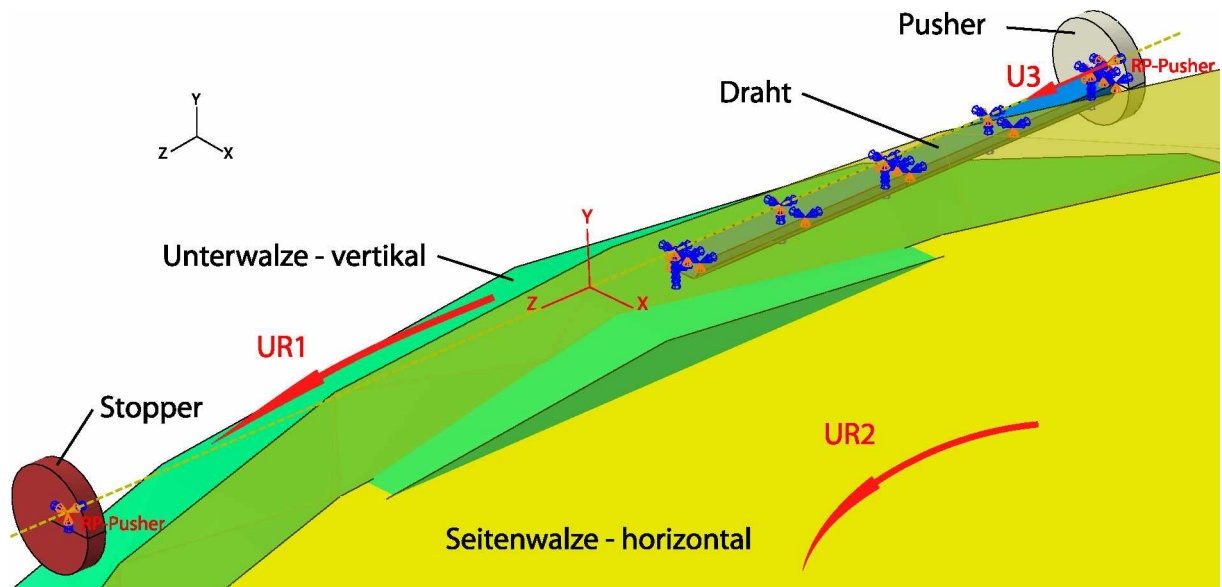


Abbildung 6.4: Geometrie und Randbedingungen der Türkenkopf-Anordnung: Das Drahtstück wird durch die Verschiebung U3 des Pushers in den Walzspalt geschoben. Mit den Verdrehungen UR1 der Unterwalze und UR2 der Seitenwalze wird der Draht rechteckig gewalzt. Nach dem Verlassen der durch die Walzen gebildeten rechteckigen Öffnung wird das Drahtstück vom Stopper auf- und festgehalten.

Durch die Anordnung der Walzen bildet sich eine rechteckige Öffnung mit der Höhe h_i und der Breite b_i , durch die der Draht gewalzt wird. Da durch die Vereinfachung auf ein Viertelmodell kein trapezförmiger Querschnitt möglich ist, wurde beim dritten Stich nach Tabelle 5.3 die Höhe zu $h_3 = 1,45$ mm gemittelt. Die Verdrehungen UR1 und UR2 der Walzen sind entsprechend dem Verhältnis der Walzen definiert, damit sich keine Relativbewegung an der Mantelfläche der Walzen einstellt. Die geschleppten Seitenwalzen wurden, wegen der sich daraus mit der Kontaktbedingung ergebenden Probleme, an dieser Stelle nicht umgesetzt.

Der Draht wurde mit dreidimensionalen Kontinuumselementen mit acht Knoten ($C3D8$) vernetzt.

6.1.3 Implementierung des Schädigungsmodells in Abaqus

Das Schädigungsmodell nach Gleichung 3.11 wurde durch eine „User-Routine“ umgesetzt. Diese Routine wird parallel zur Simulation gestartet. Während des Laufs der Simulation greift die Routine ständig auf Simulationsdaten zu und berechnet daraus je nach Programmierung eigene Werte (Schädigung). Die Rückgabe der Werte erfolgt über sogenannte „User-Variablen“ (UVARM).

Im Simulationsablauf rechnet das FEM-Programm schrittweise – inkrementell – und nicht kontinuierlich, daher wird die Gleichung 3.11 in der Form

$$D = \sum_{i=1}^n \frac{\sigma_m}{\sigma_V} \Delta\varphi_V \quad \text{für } \sigma_m > 0 \quad (6.1)$$

mit n Inkrementen i in der Routine implementiert. Für die Vergleichsspannung σ_V wurde jene nach von Mises herangezogen. Die Mittelspannung σ_m wird in Abaqus mit dem negativen Wert der Variablen `PRESSURE` und der Vergleichsumformgrad mit `PEEQ` beschrieben. Ein Schädigungsanteil eines Inkrementes wird nur für Mittelspannungen im Zugbereich ($\sigma_m > 0$) berechnet und ist so immer positiv, und die Schädigung wird nicht reduziert. Die Schädigung nimmt bei der Kaltumformung unter hydrostatischem Druck nicht ab, weil im Gegensatz zur Warmumformung keine Kornneubildung durch Rekristallisationsvorgänge stattfindet.

Da durch das `*MAP SOLUTION` die Schädigungswerte `UVARM1` auf das neue Netz interpoliert werden, treten danach auch negative Werte auf. Diese negativen Werte werden in der User-Routine wieder auf Null gesetzt.

6.1.4 Kinematisches Verfestigungsmodell in Abaqus

Beim ersten Durchlauf der Simulation bis nach dem ersten Walzstich wurde durch das Vermessen des frei geplätteten Querschnittes eine Abweichung der Breite b_1 vom gemessenen aus Tabelle 5.3 ersichtlich. Die naheliegende Ursache war das falsche Verfestigungsmodell. Abbildung 6.5 zeigt den Drahtquerschnitt nach dem ersten Walzstich.

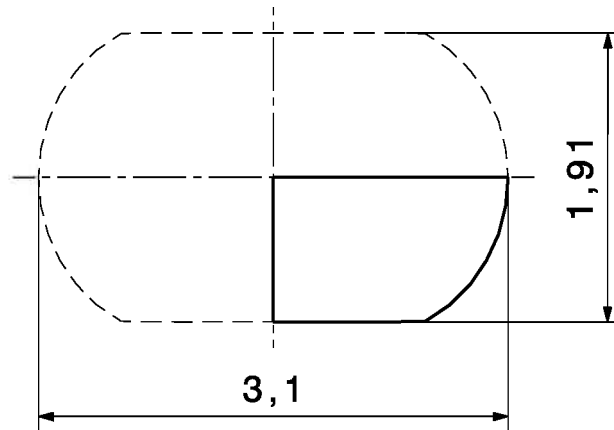


Abbildung 6.5: Drahtquerschnitt nach dem ersten Walzstich mit isotroper Verfestigung: Die Drahtbreite $b_1 = 3,1$ mm sollte 3,3 mm betragen.

Die geringfügig zu große Höhe $h_1 = 1,91$ mm (Soll: $h_1 = 1,90$ mm) ist durch die Auffederung begründet und wurde ähnlich dem Realprozess durch Zustellen der Walzen kompensiert.

Abaqus bietet neben dem *isotropic hardening* Modell, welches bisher verwendet wurde, das *linear kinematic hardening* und das *combined hardening* Modell. Zum Vergleich der drei Modelle wurde mit einem Würfel eine wechselnde Beanspruchung simuliert. Durch eine vorgegebene wechselnde Deformation wurden dehnungsgesteuerte Hysteresen für die unterschiedlichen Werkstoffmodelle aufgenommen, welche in Abbildung 6.6 dargestellt sind.

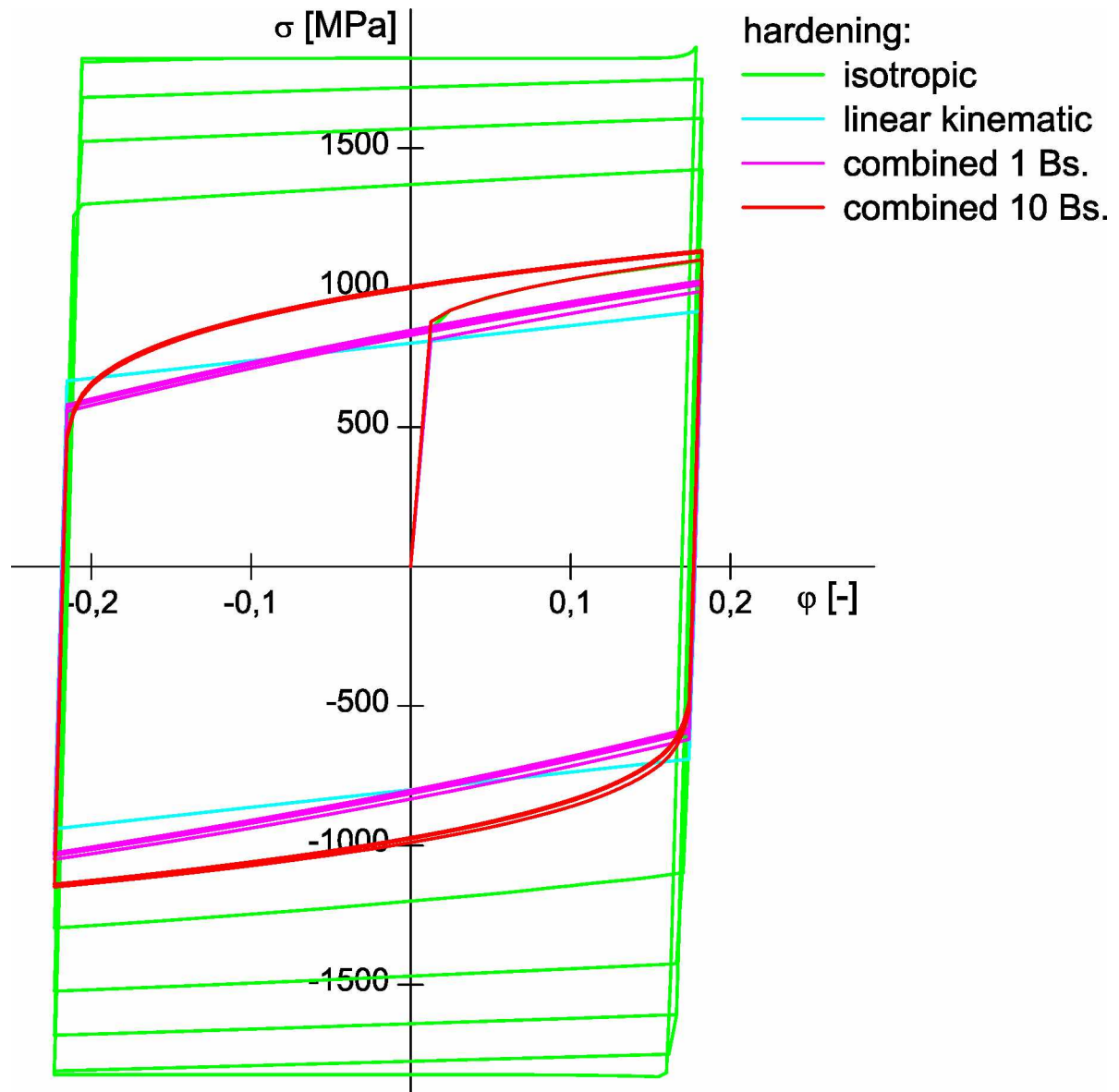


Abbildung 6.6: Vergleich der in Abaqus implementierten Verfestigungsmodelle: Die Hysteresen der Spannung σ über dem Umformgrad φ zeigen die Ergebnisse von drei Verfestigungsmodellen Abaqus. Bei den combined hardening Modellen kann weiters zwischen einem und zehn „Backstresses“ (Bs.) gewählt werden.

Der grüne Spannungsverlauf zeigt deutlich die isotrope Verfestigung. Auch das linear-kinematische Verfestigungsmodell (cyan) kann die in Abschnitt 6.1.1 ermittelte und in Abbildung 6.1 dargestellte Fließkurve nicht abbilden. Die beiden Hysteresen des combined hardening Modells unterscheiden sich durch die Anzahl der „Backstresses“ (Bs.). Durch die Steigerung von einem Backstress (magenta) auf zehn (rot) wird die Fließkurve sehr gut angenähert.

Die Simulation wurde auf das kinematische Verfestigungsmodell – combined hardening mit zehn Backstresses – geändert und durchgerechnet. In Abbildung 6.7 ist der Drahtquerschnitt nach dem ersten Walzstich angeführt.

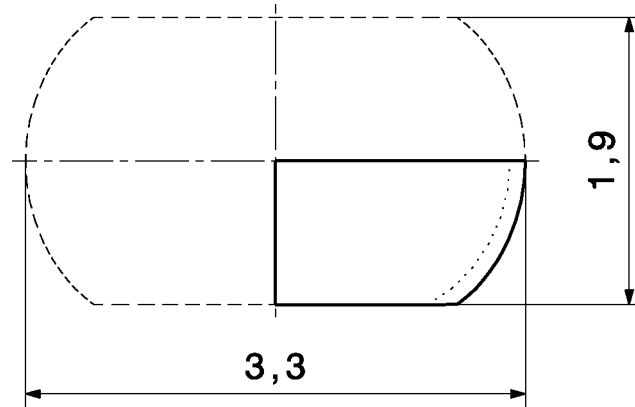


Abbildung 6.7: Drahtquerschnitt nach dem ersten Walzstich mit kinematischer Verfestigung: Der Querschnitt hat nach dem ersten Walzstich genau die Abmessungen b_1 und h_1 wie in Tabelle 5.3 angeführt. Als Vergleich ist der Teilquerschnitt mit isotroper Verfestigung punktiert eingezeichnet.

Der Querschnitt hat durch Anwendung des kinematischen Verfestigungsmodells die gleichen Abmessungen wie im realen Prozess. Das Werkstoffverhalten wird daher durch das kinematische Verfestigungsmodell sehr gut dargestellt.

6.2 Schädigungsursache

Mit den Ergebnissen aus der Simulation wurde im nächsten Schritt jener Prozess identifiziert, der den größten Schädigungsanteil verursacht. In Abbildung 6.8 ist die erste Ziehstufe als Beispiel des Ziehprozesses mit den Variablen aus Gleichung 6.1 im Längsschnitt der Umformzone zur Veranschaulichung der Schädigungsentstehung dargestellt.

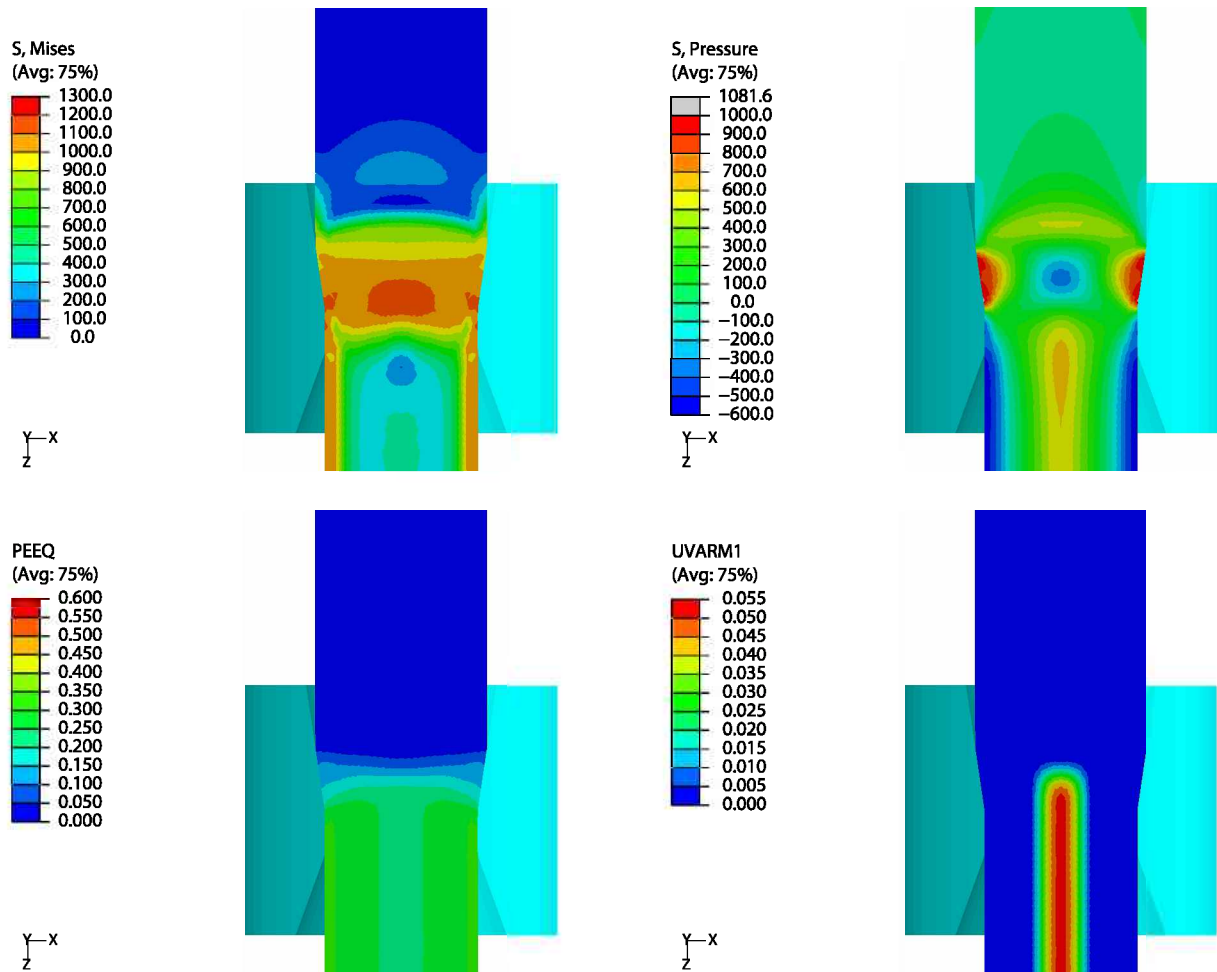


Abbildung 6.8: Schnitt durch die Umformzone der ersten Ziehstufe: Die Schädigung D [-] (UVARM1) errechnet sich aus der Mittelspannung σ_m [MPa] ($-\text{PRESSURE}$) durch die Mises-Vergleichsspannung σ_v [MPa] (MISES) und den Vergleichsumformgrad φ_v [-] (PEEQ).

Die Schädigung im Kern wird durch die Zugmittelspannung (negativer Wert von PRESSURE), welche in der Umformzone (PEEQ) liegt, verursacht. Durch die Vergleichsspannung in Gleichung 6.1 wird die Mittelspannung normiert. Alle weiteren Ziehstufen zeigen ein ähnliches Bild.

Die Umformgrade der einzelnen Ziehstufen laut Tabelle 5.2 sind $\varphi \cong 0,23$ und der Ziehwinkel $\alpha \cong 8,2^\circ$. Der mit Gleichung 2.12 berechnete optimale Ziehwinkel ist $\alpha_{\text{opt}} \cong 7,5^\circ$. Der Ziehwinkel liegt somit im Bereich über dem optimalen Ziehwinkel, was laut Abschnitt 3.4.4 zu Ziehfehlern führt. Ebenso wird durch die Betrachtung der Umformzone, dargestellt durch PEEQ in Abbildung 6.8, das Zusammenrücken der in Abbildung 3.8 beschriebenen Zonen I und III ersichtlich.

In Abbildung 6.9 ist der Walzprozess mit der Schädigung über den Drahtquerschnitt vor und nach den drei Walzstichen angeführt.

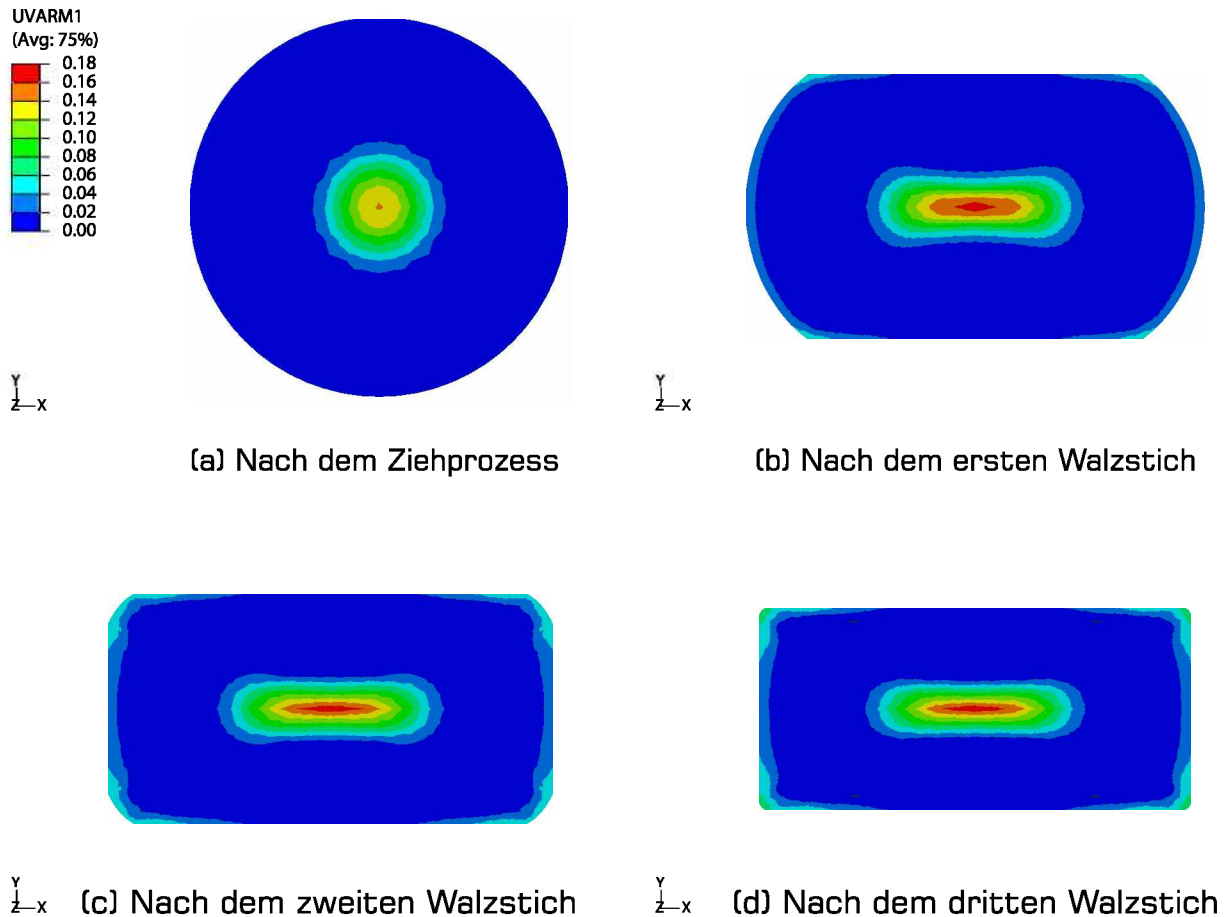


Abbildung 6.9: Schädigung beim bestehenden Walzprozess: Die Schädigung D [-] (UVARM1) ist über den Drahtquerschnitt vor und nach den Walzstichen dargestellt.

Der Walzprozess trägt zur Schädigung im Kern nur einen unwesentlichen Teil bei, welcher durch das freie Plätten des ersten Walzstiches begründet ist. Die weiteren Stiche führen lediglich zu einer Schädigung an den Kanten während deren Ausformung. Diese ist allerdings im Verhältnis zur Kernschädigung gering.

In Abbildung 6.10 sind die Schädigungen D bezogen auf den Mittenabstand nach den jeweiligen Umformstufen dargestellt.

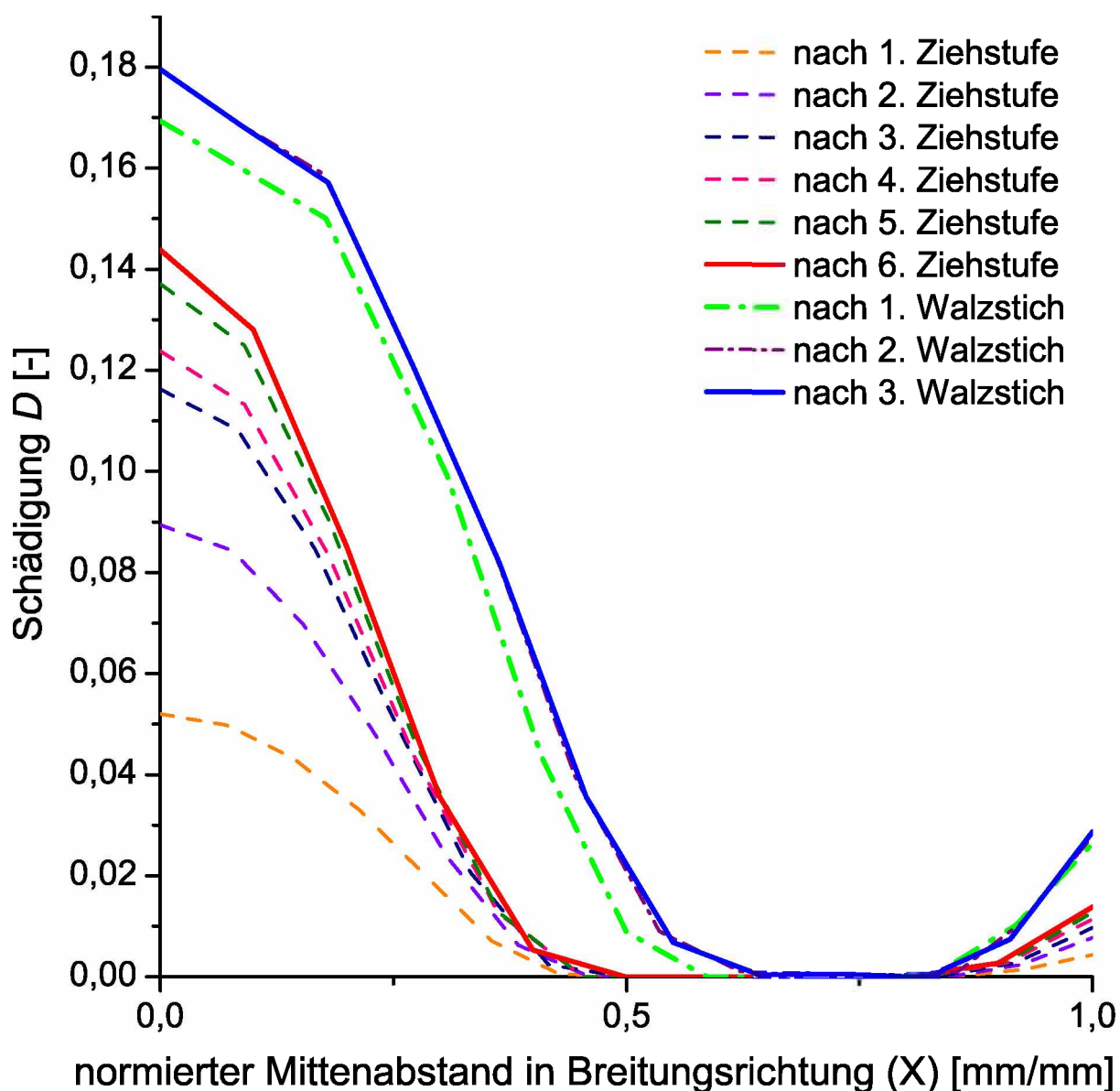


Abbildung 6.10: Schädigungsentwicklung im bestehenden Umformprozess: Der Schädigungsvverlauf D ist über dem normierten Mittenabstand nach den einzelnen Umformstufen dargestellt. Nach den Walzstichen wurde die Schädigung in der Breiungsrichtung aufgenommen.

Aus [Abbildung 6.10](#) wird deutlich, dass die Schädigung im Kern zu 80% durch den Drahtziehprozess verursacht wird. Die Verbreiterung der Schädigungsspitze im Walzstich ist durch das Flachdrücken des geschädigten Bereiches begründet, siehe [Abbildung 6.9\(b\)](#). Daher wurde der Drahtziehprozess als jener Prozess identifiziert, der für die Kernschädigung hauptverantwortlich ist. Deshalb wird der Ziehprozess in der Folge einer detaillierteren Betrachtung unterzogen.

7 Ziehplanberechnung nach Literatur

Der in Kapitel 6 analysierte Ziehprozess wurde ohne die Verwendung der in Abschnitt 2.2 beschriebenen Grundlagen aus der Literatur ausgelegt. Für eine erste Verbesserung des Ziehprozesses wurden diese Grundlagen herangezogen und ein Ziehplan berechnet.

Durch Einsetzen der Gleichung 3.2 in Gleichung 2.4 wird die mittlere Fließspannung in allgemeiner Form angeschrieben

$$k_{\text{fm}} = \frac{1}{\varphi_1 - \varphi_0} \int_{\varphi_0}^{\varphi_1} k_{\text{fA}} + B\varphi^n \, d\varphi \quad (7.1)$$

und integriert

$$k_{\text{fm}} = k_{\text{fA}} + \frac{B}{(n+1)(\varphi_1 - \varphi_0)} (\varphi_1^{n+1} - \varphi_0^{n+1}). \quad (7.2)$$

Weiters gibt das Einsetzen des optimalen Ziehwinkels (Gleichung 2.12) und der Gleichung 7.2 in die Gleichung 2.10 die Ziehspannung

$$\sigma_{z1} = \left[k_{\text{fA}} + \frac{B}{(n+1)(\varphi_1 - \varphi_0)} (\varphi_1^{n+1} - \varphi_0^{n+1}) \right] \left[\varphi_1 - \varphi_0 + 2\sqrt{\frac{2}{3}\mu(\varphi_1 - \varphi_0)} \right]. \quad (7.3)$$

Die Ziehspannung muss mit dem Anstrengungsgrad nach Gleichung 2.11 und der Fließspannung nach Gleichung 3.2

$$\sigma_{z1} \leq a (k_{\text{fA}} + B\varphi_1^n) \quad (7.4)$$

sein.

Werden die Gleichungen 7.3 und 7.4 gleichgesetzt, ergibt sich eine Gleichung, die nicht nach dem erreichbaren Umformgrad φ_1 auflösbar ist. Daher muss eine iterative Vorgehensweise gewählt werden.

7.1 Computerunterstützte Ziehplanberechnung

Zur Ziehplanberechnung wurde in Microsoft Excel eine Abfrage mit Makros geschrieben. Die Eingabeoberfläche ist in Abbildung 7.1 dargestellt. In die gelb hinterlegten Felder werden Daten der Fließkurve in Form der Gleichung 3.2, der Reibwert μ , die Ausgangs-

und Enddrahtdurchmesser d_0 und d_i , der Anstrengungsgrad a als Startwert und eine durch die Ziehmaschine gegebene zulässige Ziehkraft $F_{z, ges, zul}^i$ eingegeben.

Ziehplan mit optimiertem Ziehwinkel

Kaltfließkurve	$k_{fA} =$	803,20 MPa
	$B =$	630,88 MPa
	$n =$	0,4361
Reibung	$\mu =$	0,05
Ausgangsdrahtdurchmesser	$d_0 =$	5,50 mm
Enddrahtdurchmesser	$d_i =$	2,70 mm
Anstrengungsgrad	$a =$	0,80
Zulässige Ziehkraft	$F_{z, ges, zul} =$	15,0 kN

$a = 0,8$ setzen
$a = 0,5$ setzen ($d < 1$ mm)

	i	d_i [mm]	α_{opt} [°]	φ_{ges} [-]	φ_i [-]	$F_{z, ges}$ [kN]	
1.Zug	1						Zug 1 Angleichen
2.Zug	2						Zug 2 Angleichen
3.Zug	3						Zug 3 Angleichen
4.Zug	4						Zug 4 Angleichen
5.Zug	5						Zug 5 Angleichen
6.Zug	6						Zug 6 Angleichen
7.Zug	7						Zug 7 Angleichen
8.Zug	8						Zug 8 Angleichen

Abbildung 7.1: Eingabeoberfläche der Ziehplanberechnung in Excel: Zur Dateneingabe dienen die gelb hinterlegten Felder. Den grau hinterlegten Schaltflächen sind Makros hinterlegt, welche die darauf beschriebenen Aktionen durchführen.

Die Abfrage läuft im Hintergrund. Ausgehend vom Ausgangsdurchmesser d_{i-1} wird pro Ziehstufe i eine Spalte mit um 0,01 mm abfallendem Enddurchmessern d_i befüllt. In jeder Zeile werden dazu die Umformgrade (2.5), die Ziehspannungen nach den Gleichungen 7.3 und 7.4 und die Ziehkraft durch Multiplikation der Spannung mit der Fläche nach Gleichung 2.9 berechnet. Durch eine Abfrageliste wird die Zeile ermittelt, in der die Bedingung (7.4) noch gültig ist, oder die Ziehkraft den eingegebenen zulässigen Wert $F_{z, ges, zul}^i$ erreicht. Aus dieser Zeile werden alle Daten des Ziehplans an die Eingabeoberfläche zurückgegeben und dienen als Basis für die nächste Stufe $i + 1$.

Die Aufteilung der Ziehstufen geschieht über den Anstrengungsgrad a . Dazu sind zwei Schaltflächen zur Festlegung $a = 0,8$ und $a = 0,5$ für Feindrähte eingerichtet. Wurde ein Ziehplan mit den Eingabedaten berechnet, hat dieser zunächst einen sich ergebenden Enddurchmesser d_i nach dem i -ten Zug. Durch Drücken der entsprechenden Schaltfläche wird auf diesen Zug i der Enddurchmesser angeglichen. Dies geschieht durch eine Zielsuchung, welche als Makro der Schaltfläche hinterlegt ist. Durch Drücken einer anderen Schaltfläche kann der Ziehplan auf eine beliebige Ziehstufe verlängert oder verkürzt werden.

Mit der Abfrage wurde der Ziehplan in Tabelle 7.1 mit den gleichen Anfangs- und Enddrahtdurchmessern wie in Tabelle 5.2, dem Reibwert $\mu = 0,05$ und der Fließkurve C75 aus Abschnitt 6.1.1 berechnet. Angeglichen an die dritte Ziehstufe ergibt sich ein Anstrengungsgrad $a = 0,68$.

Tabelle 7.1: Ziehplan berechnet nach Literatur: Der Ziehplan wurde mit dem Ausgangsdrahtdurchmesser $d_0 = 5,50$ mm, der Fließkurve C75 und der Reibung $\mu = 0,05$ mittels der Abfrage in Excel berechnet. Durch den Angleich an die dritte Ziehstufe ergibt sich ein Anstrengungsgrad $a = 0,68$.

	i	d_i [mm]	α_{opt} [°]	φ_{ges} [–]	φ_i [–]	$F_{z \text{ ges}}$ [kN]
1.Zug	1	4,28	11,1	0,5016	0,5016	12,34
2.Zug	2	3,39	10,7	0,9678	0,4662	8,73
3.Zug	3	2,70	10,6	1,4230	0,4552	5,96

Entsprechend diesem Ziehplan wurde die Ziehsimulation angepasst und der gesamte Umformprozess wiederum durchgerechnet.

7.2 Simulationsergebnisse

Die Schädigung D bezogen auf den normierten Mittenabstand ist in Abbildung 7.2 dargestellt. Zur Vergleichbarkeit der Schädigung nach dem Ziehen wurde als Vergleich die Schädigung nach dem sechsten Zug des Ziehplans nach Tabelle 5.2 angeführt.

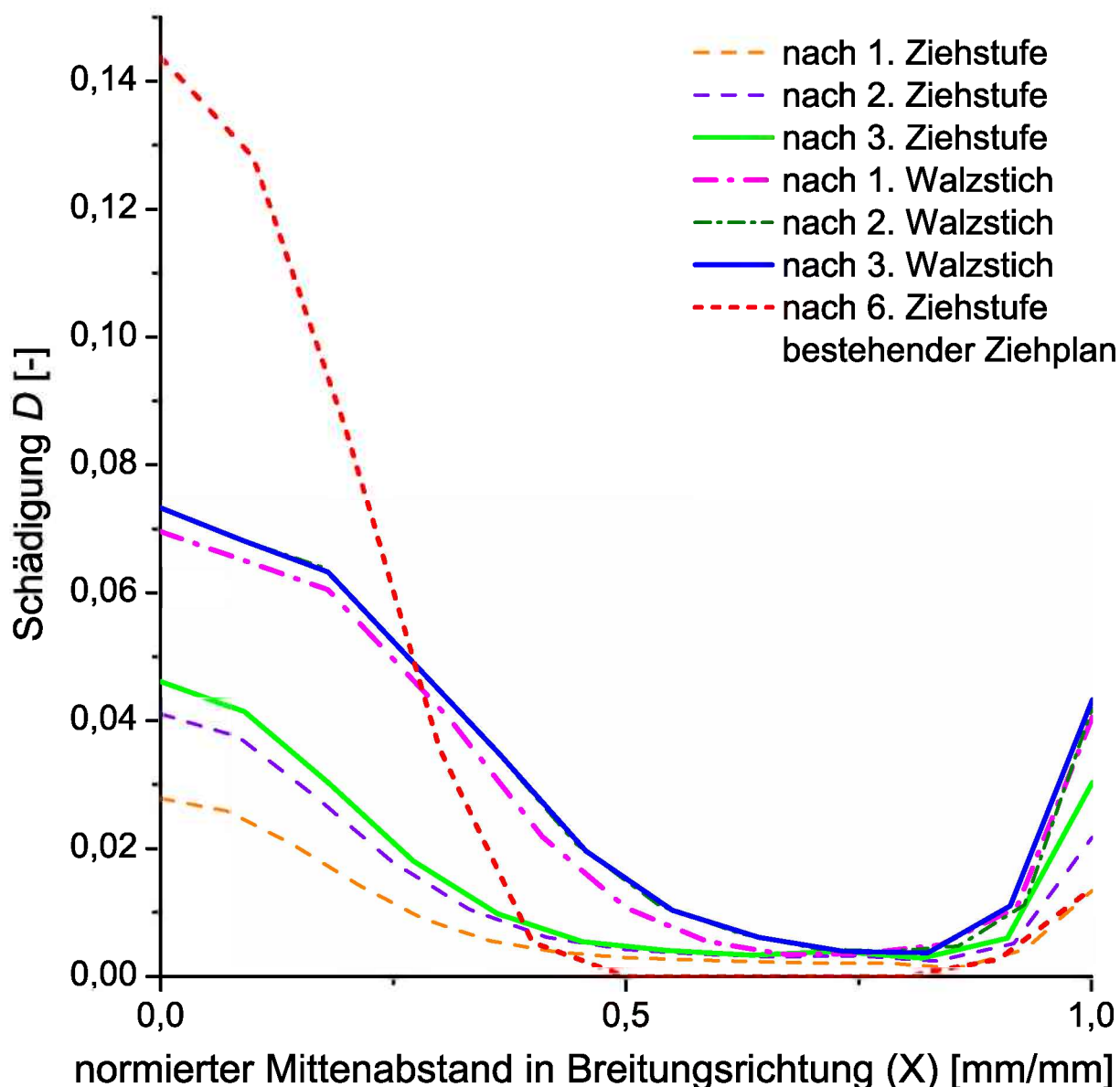


Abbildung 7.2: Schädigungsentwicklung mit Ziehwinkeloptimierung nach Literatur: Der Schädigungsverlauf D der einzelnen Umformstufen ist über den normierten Mittenabstand in Breitungsrichtung aufgetragen. Zum Vergleich der Ziehpläne ist die Schädigung nach der letzten Ziehstufe des bestehenden Ziehplans dargestellt.

Der Vergleich der Schädigung im Kern nach den Ziehprozessen zeigt eine Reduktion um $\sim 70\%$ durch die Berechnung des Ziehplans nach Literatur. Die Reduktion ist durch die Auslegung des Ziehplans mit dem optimalen Ziehwinkel α_{opt} begründet. Dieser Ziehwinkel ruft eine niedrigere Zugmittelspannung σ_m , dargestellt in Abbildung 7.3, in der Drahtmittelachse als in Abbildung 6.8 hervor. Weiters wird durch die geringere Anzahl

der Ziehstufen und folglich weniger Schädigungsanteile der Draht minder geschädigt. Die Schädigung am Rand hat sich verdoppelt, bleibt aber niedriger als die Kernschädigung.

Der Schnitt durch die Umformzone der ersten Ziehstufe in Abbildung 7.3 zeigt jedoch immer noch eine geringe Mittelspannung σ_m im Zugbereich, welche eine Schädigung D im Kern hervorruft.

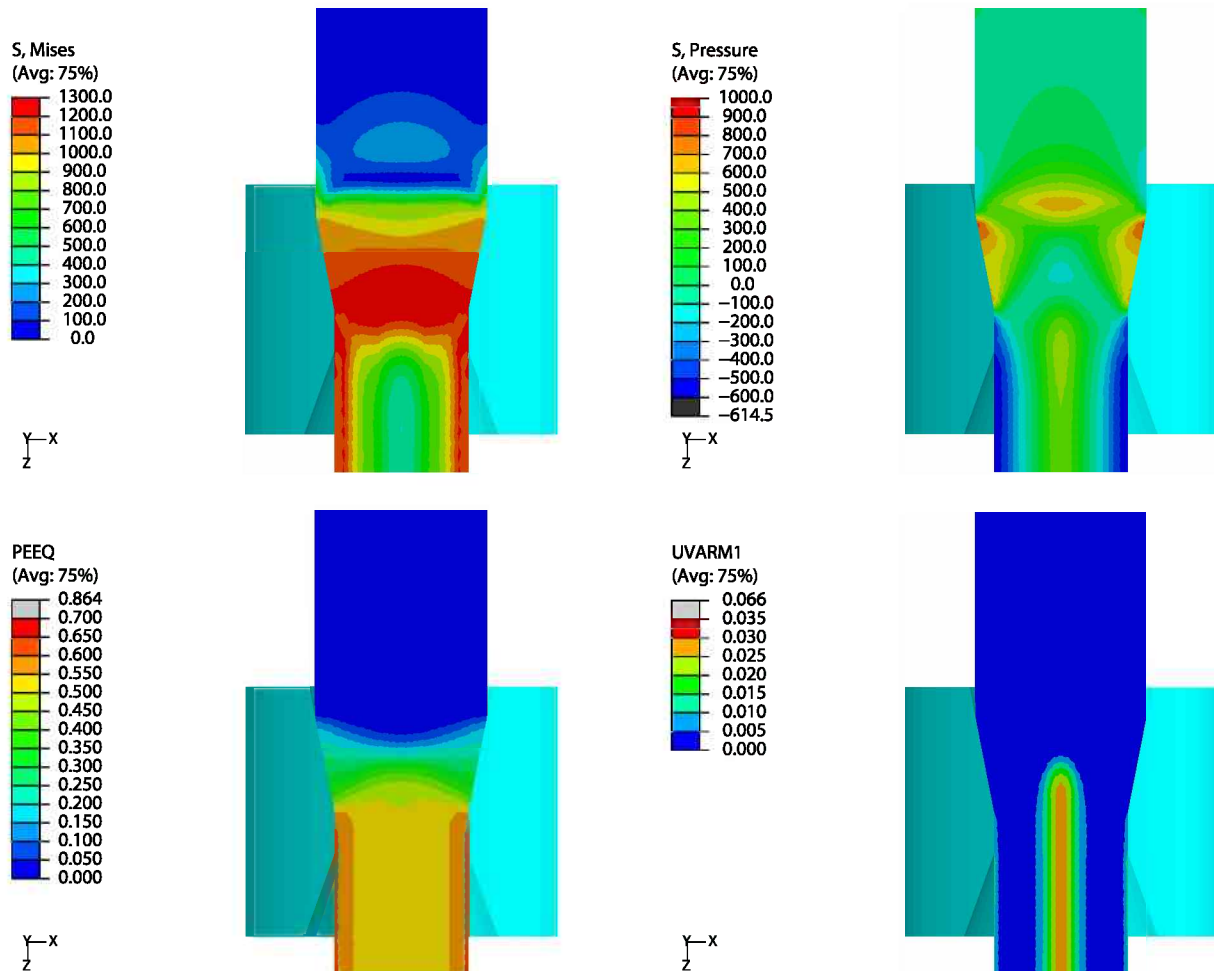


Abbildung 7.3: Umformzone der ersten Ziehstufe des nach Literatur berechneten Ziehplans: Die geschnittene Umformzone ist mit der Vergleichsspannung σ_v [MPa] (MISES), der Mittelspannung σ_m [MPa] ($-PRESSURE$), dem Vergleichsumformgrad φ_v [-] (PEEQ) und der Schädigung D [-] (UVARM1) dargestellt.

Die Ziehwinkeloptimierung in Abschnitt 2.2.3 nach Literatur ist eine Optimierung bezüglich der geringsten Ziehkraft und garantiert daher nicht, dass die Kernschädigung minimiert wird.

8 Schädigungsoptimierter Ziehwinkel

Der kritische Bereich der Zentralbruchgefahr liegt nach Abschnitt 3.4.4 im Bereich um und über dem optimalen Ziehwinkel α_{opt} (2.12). Um feststellen zu können, ob es ein Optimum bezüglich der geringsten Kernschädigung gibt, oder die Schädigung mit kleiner werdendem Winkel stetig abnimmt, wurden einige Simulationen mit veränderten Winkeln gerechnet. Dazu wurde der erste Zug aus dem Ziehplan in Tabelle 7.1 herangezogen. Zu dem Zug mit einem Umformgrad $\varphi = 0,50$ und einem Ziehwinkel $\alpha = 11,1^\circ$ wurden weitere Züge mit den Winkeln $\alpha = 7,1^\circ, 8,1^\circ, 9,1^\circ$ und $13,1^\circ$ simuliert. In Abbildung 8.1 sind die Schädigungswerte D für den Kern und den Rand über dem Ziehwinkel α aufgetragen.

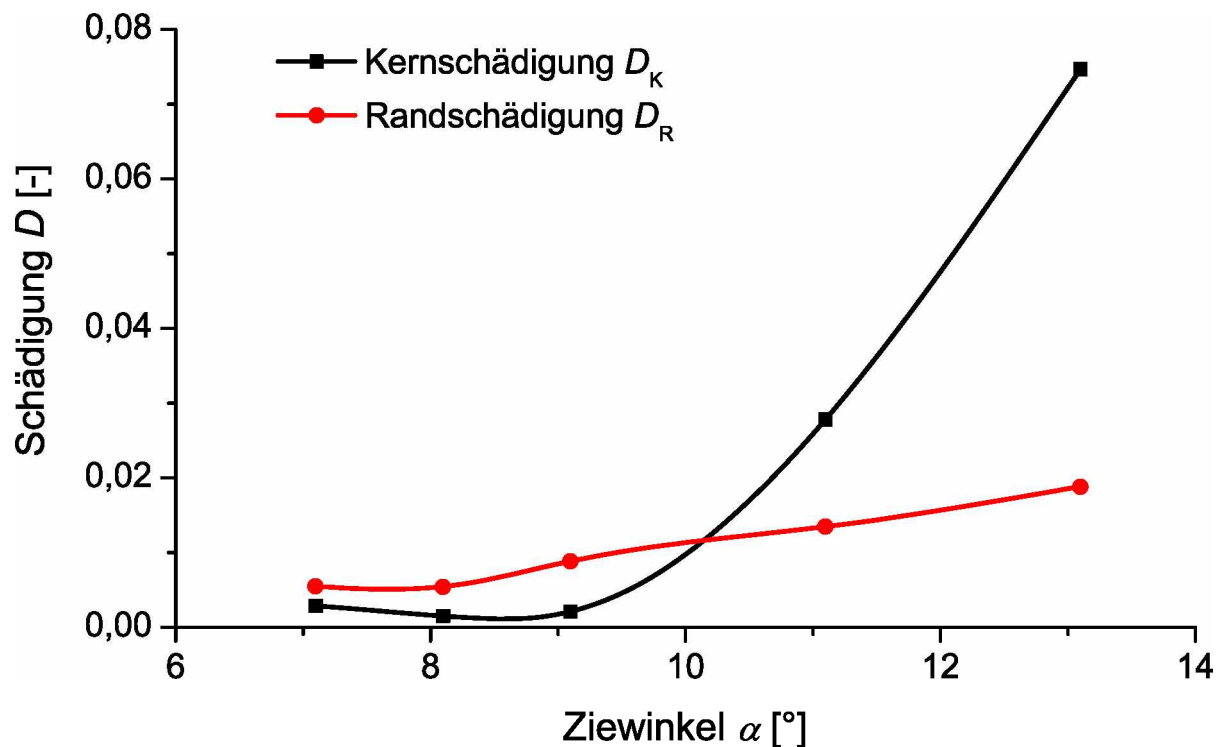


Abbildung 8.1: Kern- und Randschädigung durch Variation des Ziehwinkels α : Die Schädigung im Kern D_K und am Rand D_R in Abhängigkeit vom Ziehwinkel α bei einem Umformgrad $\varphi = 0,50$ und Reibwert $\mu = 0,05$.

Da die Kernschädigung D_K sowie die Randschädigung D_R ein Optimum bezogen auf den Ziehwinkel α zeigen, wurde der Ziehwinkel dahingehend optimiert.

8.1 Optimierungsstrategie

Das Optimum als Minimum der Schädigung ist nicht nur vom Ziehwinkel abhängig. In Anlehnung an Gleichung 2.12 für den optimalen Ziehwinkel α_{opt} nach Literatur, vergleiche Abschnitt 2.2.3, wird der schädigungsoptimierte Ziehwinkel auch vom Umformgrad φ und der Reibung μ abhängen. Bei der Schädigungsberechnung nach Gleichung 3.11 wird die Mittelspannung σ_m durch die Mises-Vergleichsspannung σ_v normiert. Daher ist zu erwarten, dass die Höhe des Schädigungswertes nicht von der Fließspannung k_f des Werkstoffes abhängt. Allerdings ist sehr wohl ein Einfluss der Verfestigung zu erwarten. Die Lage des Optimums bezüglich des Umformgrades wird immer bei gleichem Winkel liegen.

8.1.1 Versuchsplanung

Um mathematisch ein Optimum darzustellen und zu berechnen, ist zumindest eine quadratische Funktion notwendig. Der zentral zusammengesetzte Versuchsplan und dessen Auswertung aus Kapitel 4 erfüllen diese Forderung mit Gleichung 4.5.

Als erster Faktor x_1 wurde der Umformgrad φ gewählt. Durch den Umformgrad werden die geometrischen Größen Ausgangs- und Enddurchmesser d_0 und d_1 ins Verhältnis gesetzt und dadurch zusammengefasst. Der zweite Faktor x_2 bezeichnet den Ziehwinkel α . Die Reibung μ wird durch den dritten Faktor x_3 beschrieben.

Die Anzahl der Versuche mit $k = 3$ Faktoren errechnet sich mit der Gleichung 4.3:

$$N_{\text{Ges}} = N_{\text{W}} + N_{\text{St}} + N_0 = 2^{k-p} + 2k + 1 = 2^3 + 2 \cdot 3 + 1 = 8 + 6 + 1$$

$$N_{\text{Ges}} = 15.$$

Durch Umformen der Gleichung 4.4 wurde der Sternpunktsabstand

$$\lambda^2 = \frac{1}{2} \left(\sqrt{N_{\text{Ges}} N_{\text{W}}} - N_{\text{W}} \right)$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{1}{2} \left(\sqrt{N_{\text{Ges}} N_{\text{W}}} - N_{\text{W}} \right)} = \sqrt{\frac{1}{2} \left(\sqrt{15 \cdot 8} - 8 \right)}$$

$$\lambda = 1,215$$

berechnet.

Die Faktoren φ , α und μ wurden mit den Beziehungen

$$x_1 = \frac{2(\varphi - 0,4)}{0,4} \quad (8.1)$$

$$x_2 = \frac{3(\alpha - 8^\circ)}{8^\circ} \quad (8.2)$$

$$x_3 = \frac{2(\mu - 0,05)}{0,05} \quad (8.3)$$

auf den Bereich $\pm\lambda$ normiert und sind in Tabelle 8.1 angeführt.

Tabelle 8.1: Normierung der Faktoren: Die Faktoren φ , α und μ wurden entsprechend den Gleichungen 8.1, 8.2 und 8.3 zu x_1 , x_2 und x_3 im Bereich $\pm\lambda$ normiert.

Faktor	reale Werte	normierte Werte [-]				
		$-\lambda$	-1	0	1	λ
x_1	Umformgrad φ	0,157	0,200	0,400	0,600	0,643
x_2	Ziehwinkel α	4,76°	5,33°	8,00°	10,67°	11,24°
x_3	Reibung μ	0,020	0,025	0,050	0,075	0,080

Der Bereich des Umformgrades φ begründet sich durch die technisch sinnvolle und durch die Verfestigung noch erzielbare Umformung. Der Ziehwinkel α wurde in Bezug auf das in Abbildung 8.1 erkennbare Optimum gewählt. Der Bereich der Reibung μ beschreibt den in Abschnitt 2.2.1 angeführten möglichen Reibwertbereich beim Trockenzug.

Weiters lässt sich eine Versuchsmatrix für den zentral zusammengesetzten Versuchsplan erstellen. Die Tabelle 8.2 stellt eine Versuchsmatrix mit den normierten und realen Werten der einzelnen Faktoren dar.

Tabelle 8.2: Versuchsmatrix zur Schädigungsoptimierung des Zieh winkels: Es sind 15 Versuche mit der jeweiligen Faktorstufenkombination im normierten (x_1 , x_2 und x_3) und im realen Wertebereich (φ , α und μ) angeführt. Zum Ausgangsdurchmesser $d_0 = 5$ mm sind weiters die Enddurchmesser d_1 entsprechend dem Umformgrad φ angeführt.

Versuch	normierte Werte [-]			reale Werte			$d_0 = 5$ mm
	x_1	x_2	x_3	φ [-]	α [°]	μ [-]	d_1 [mm]
1	-1	-1	-1	0,200	5,33	0,025	4,524
2	1	-1	-1	0,600	5,33	0,025	3,704
3	-1	1	-1	0,200	10,67	0,025	4,524
4	1	1	-1	0,600	10,67	0,025	3,704
5	-1	-1	1	0,200	5,33	0,075	4,524
6	1	-1	1	0,600	5,33	0,075	3,704
7	-1	1	1	0,200	10,67	0,075	4,524
8	1	1	1	0,600	10,67	0,075	3,704
9	$-\lambda$	0	0	0,157	8,00	0,050	4,623
10	λ	0	0	0,643	8,00	0,050	3,625
11	0	$-\lambda$	0	0,400	4,76	0,050	4,094
12	0	λ	0	0,400	11,24	0,050	4,094
13	0	0	$-\lambda$	0,400	8,00	0,020	4,094
14	0	0	λ	0,400	8,00	0,080	4,094
15	0	0	0	0,400	8,0	0,050	4,094

Mit diesen Daten wurde eine Versuchreihe zum Ziehen simuliert. Zu diesem Zweck wurde, um Rechenzeit zu sparen, ein axialsymmetrisches Simulationsmodell erstellt.

8.1.2 Modellierung eines Ziehschrittes

Das axialsymmetrische Modell wurde mit den gleichen Grunddaten erstellt. Die dreidimensionalen Kontinuumselemente mit acht Knoten ($C3D8$) wurden durch axialsymmetrische Kontinuumselemente mit vier Knoten ($CAX4$) ersetzt. Das Modell mit den Randbedingungen ist in Abbildung 8.2 dargestellt. Die räumliche Diskretisierung wurde an das dreidimensionale Modell angeglichen. Die Ausgangs- und Enddurchmesser $d_0 = 5,5$ mm und $d_1 = 4,28$ mm, sowie der Zieh Winkel $\alpha = 11,1^\circ$ sind gleich wie beim ersten Zug des nach Literatur berechneten Ziehplans. Weiters wurde einmal mit halbierten Durchmessern simuliert. Die Schädigungsverläufe D wurden mit jenen des dreidimensionalen Modells verglichen und sind in Abbildung 8.3 angeführt.

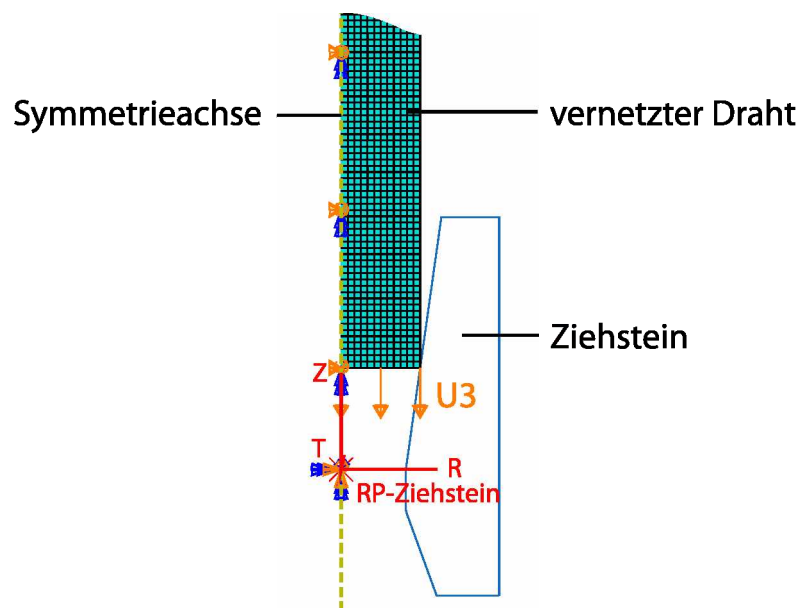


Abbildung 8.2: Axialsymmetrisches Modell einer Ziehstufe: Der Draht ist mit CAX_4 -Elementen vernetzt. An der Symmetrieachse ist die Verschiebung in radiale Richtung R und die Verdrehung um die Z -Achse blockiert. Der Draht wird durch die Verschiebungsrandbedingung U_3 durch den im Referenzpunkt RP -Ziehstein fixierten Ziehstein gezogen.

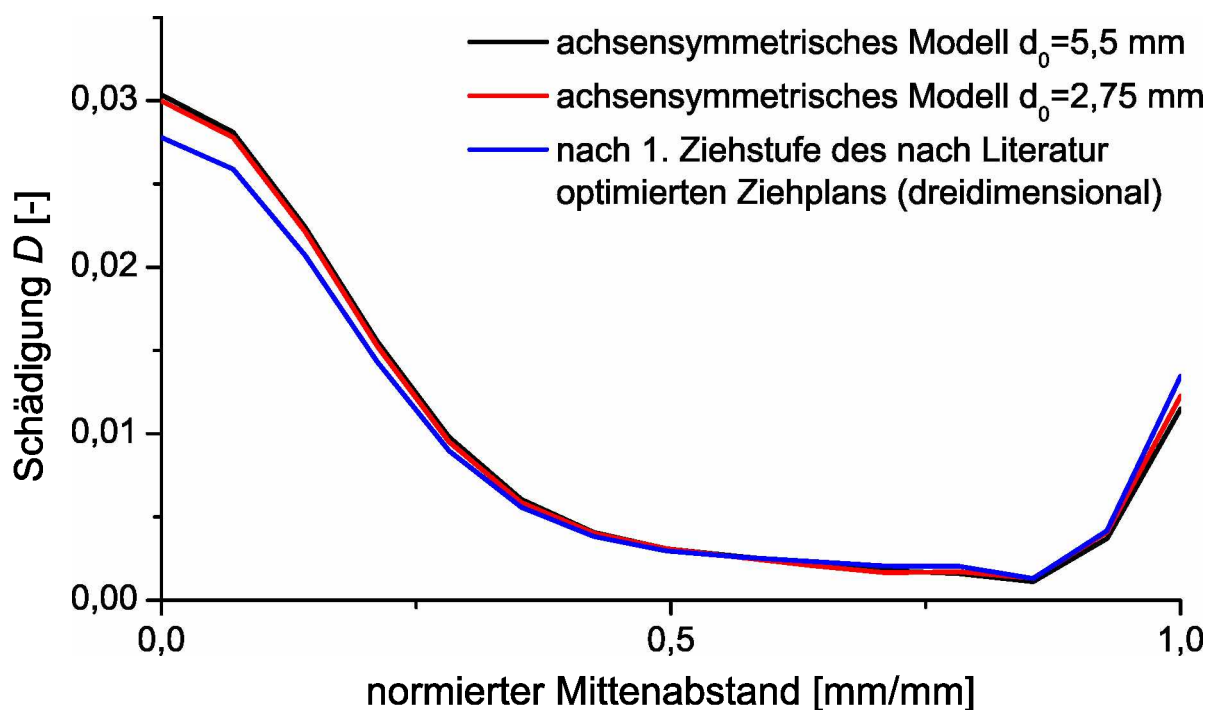


Abbildung 8.3: Dreidimensionales und achsensymmetrisches Modell im Vergleich: Die Schädigung D über den normierten Mittenabstand ergibt sich bei gleichem Ziehwinkel $\alpha = 11,1^\circ$ und Umformgrad $\varphi = 0,50$.

Die Schädigung D zeigt einen annähernd gleichen Verlauf bei dem dreidimensionalen und achsensymmetrischen Modell. Daher kann das achsensymmetrische Modell für die Simulation der Versuchsmatrix herangezogen werden. Der gleiche Verlauf der Berechnungen mit unterschiedlichem Durchmesser aber gleichem Umformgrad beweist die Unabhängigkeit der Schädigung vom Durchmesser. Die Schädigung ist somit nur vom Verhältnis der Durchmesser d_0/d_1 ausgedrückt durch den Umformgrad φ abhängig.

Die einzelnen Versuche aus der Versuchsmatrix wurden mit einem Ausgangsdurchmesser $d_0 = 5,0$ mm und mit den in der Tabelle 8.2 angeführten Faktorwerten von φ (d_1), α und μ berechnet.

8.1.3 Ergebnisse und Auswertung

Die Schädigungswerte wurden aus den Simulationen der 15 Versuche im Kern D_K und am Rand D_R für die Regressionsrechnung y_1 und y_2 ausgelesen und in Tabelle 8.3 angeführt.

Tabelle 8.3: Schädigungswerte aus den 15 Versuchen: Die Schädigungswerte, ausgelesen aus dem Kern D_K und vom Rand D_R , wurden für die Regressionsrechnung mit y_1 und y_2 bezeichnet.

Versuch	Kern- und Randschädigung [-]	
	D_K y_1	D_R y_2
1	0,00624	0,00133
2	0,00844	0,00471
3	0,08067	0,00382
4	0,00410	0,00687
5	0,01231	0,00220
6	0,02586	0,01255
7	0,08468	0,00437
8	0,01441	0,02105
9	0,05691	0,00339
10	0,01737	0,01457
11	0,00089	0,00203
12	0,05904	0,00614
13	0,00000	0,00175
14	0,00288	0,00496
15	0,00006	0,00264

Die Regressionsrechnung aus Kapitel 4 ergab für die Regressionspolynome \hat{y}_1 und \hat{y}_2 , berechnet mit den Gleichungen 4.6, 4.8, 4.9 und 4.10, die in Tabelle 8.4 angeführten Koeffizienten.

Tabelle 8.4: Koeffizienten der Regressionspolynome \hat{y}_1 und \hat{y}_2 : Die Koeffizienten sind mit den Gleichungen 4.7, 4.8, 4.9 und 4.10 für die Kern- und Randschädigung y_1 und y_2 errechnet.

Koeffizient	Kernschädigung \hat{y}_1 für y_1	Randschädigung \hat{y}_2 für y_2
b_0	0,0093	0,0033
b_1	-0,0164	0,0043
b_2	0,0184	0,0019
b_3	0,0038	0,0025
b_{12}	-0,0203	0,0008
b_{13}	0,0022	0,0026
b_{23}	-0,0011	0,0008
b_{11}	0,0168	0,0037
b_{22}	0,0120	0,0003
b_{33}	-0,0073	-0,0002

Durch Einsetzen gibt das Polynom \hat{y}_1 für die Kernschädigung

$$\hat{y}_1 = \frac{1}{10000} \left(93 - 164 \cdot x_1 + 184 \cdot x_2 + 38 \cdot x_3 - 203 \cdot x_1 x_2 + 22 \cdot x_1 x_3 - 11 \cdot x_2 x_3 + 168 \cdot x_1^2 + 120 \cdot x_2^2 - 73 \cdot x_3^2 \right) \quad (8.4)$$

und das Polynom \hat{y}_2 für die Randschädigung

$$\hat{y}_2 = \frac{1}{10000} \left(33 + 43 \cdot x_1 + 19 \cdot x_2 + 25 \cdot x_3 + 8 \cdot x_1 x_2 + 26 \cdot x_1 x_3 + 8 \cdot x_2 x_3 + 37 \cdot x_1^2 + 3 \cdot x_2^2 - 2 \cdot x_3^2 \right). \quad (8.5)$$

Mit den Gleichungen 8.1, 8.2 und 8.3 rücktransformiert gibt die Kernschädigung

$$\begin{aligned} \hat{D}_K = \frac{1}{10000} & \left(57 - 1355 \cdot \varphi - \frac{81}{2} \cdot \alpha + 12760 \cdot \mu \right. \\ & - \frac{3045}{8} \cdot \varphi \alpha + 4400 \cdot \varphi \mu - 165 \cdot \alpha \mu \\ & \left. + 4200 \cdot \varphi^2 + \frac{135}{8} \cdot \alpha^2 - 116800 \cdot \mu^2 \right) \end{aligned} \quad (8.6)$$

und die Randschädigung

$$\begin{aligned} \hat{D}_R = \frac{1}{10000} & \left(207 - 905 \cdot \varphi - \frac{93}{8} \cdot \alpha - 1720 \cdot \mu \right. \\ & + 15 \cdot \varphi \alpha + 5200 \cdot \varphi \mu + 120 \cdot \alpha \mu \\ & \left. + 925 \cdot \varphi^2 + \frac{27}{64} \cdot \alpha^2 - 3200 \cdot \mu^2 \right). \end{aligned} \quad (8.7)$$

In Abbildung 8.4 ist das Regressionspolynom 8.6 der Kernschädigung \hat{D}_K über den Umformgrad φ und den Ziehwinkel α bei einem Reibwert $\mu = 0,05$ dargestellt.

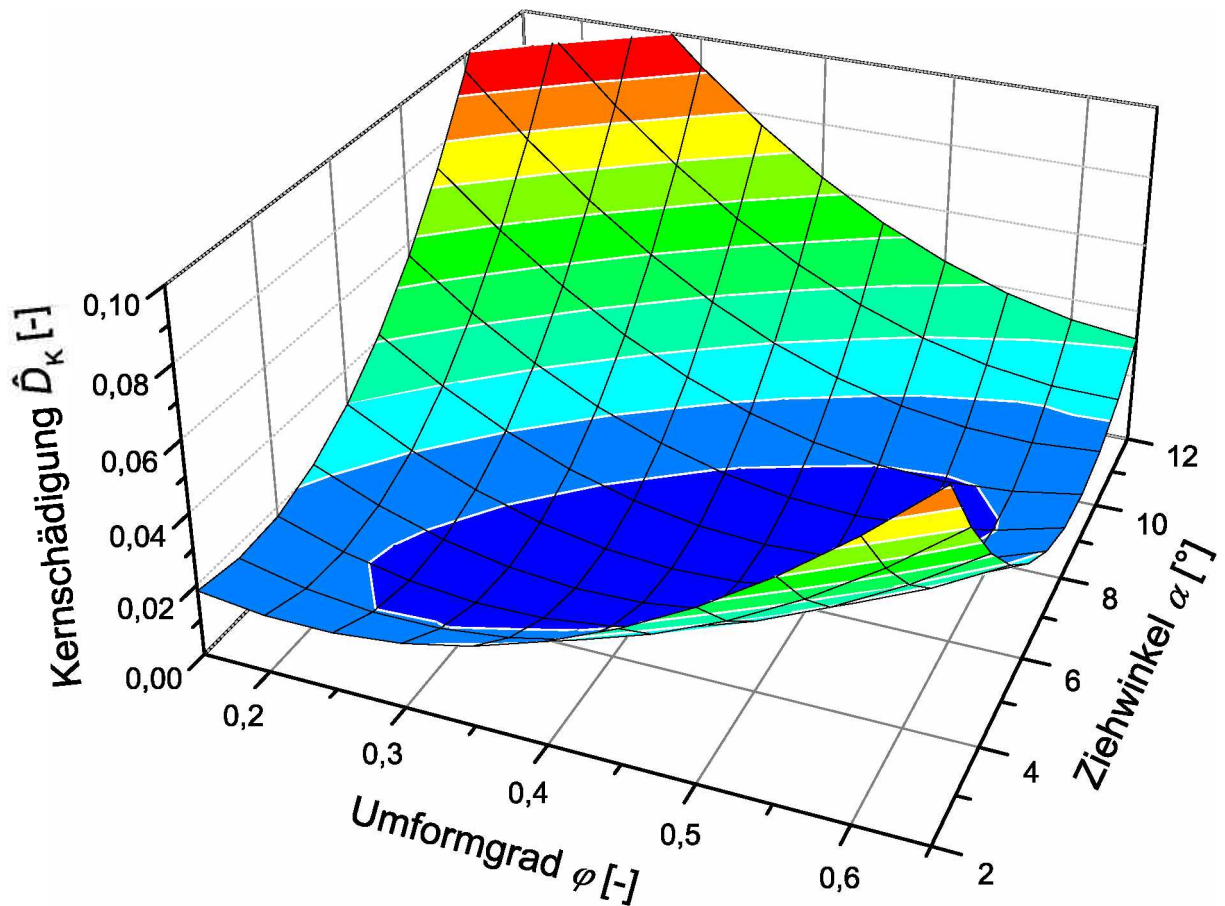


Abbildung 8.4: Regression der Kernschädigung \hat{D}_K bei $\mu = 0,05$: Die Regression der Kernschädigung \hat{D}_K abhängig vom Umformgrad φ und Ziehwinkel α bei einem Reibwert $\mu = 0,05$ zeigt ein klares Optimum.

Das Minimum der Kernschädigung D_K verläuft von einem niedrigen Umformgrad $\varphi \approx 0,2$ mit kleinem Ziehwinkel $\alpha \approx 4^\circ$ zu einem hohen Umformgrad $\varphi \approx 0,6$ mit $\alpha \approx 9^\circ$. Ein kleiner Umformgrad mit großem Ziehwinkel und umgekehrt ergibt eine hohe Kernschädigung.

Abbildung 8.5 zeigt das Regressionspolynom 8.7 der Randschädigung \hat{D}_R bezogen auf den Umformgrad φ und den Ziehwinkel α bei einem Reibwert $\mu = 0,05$.

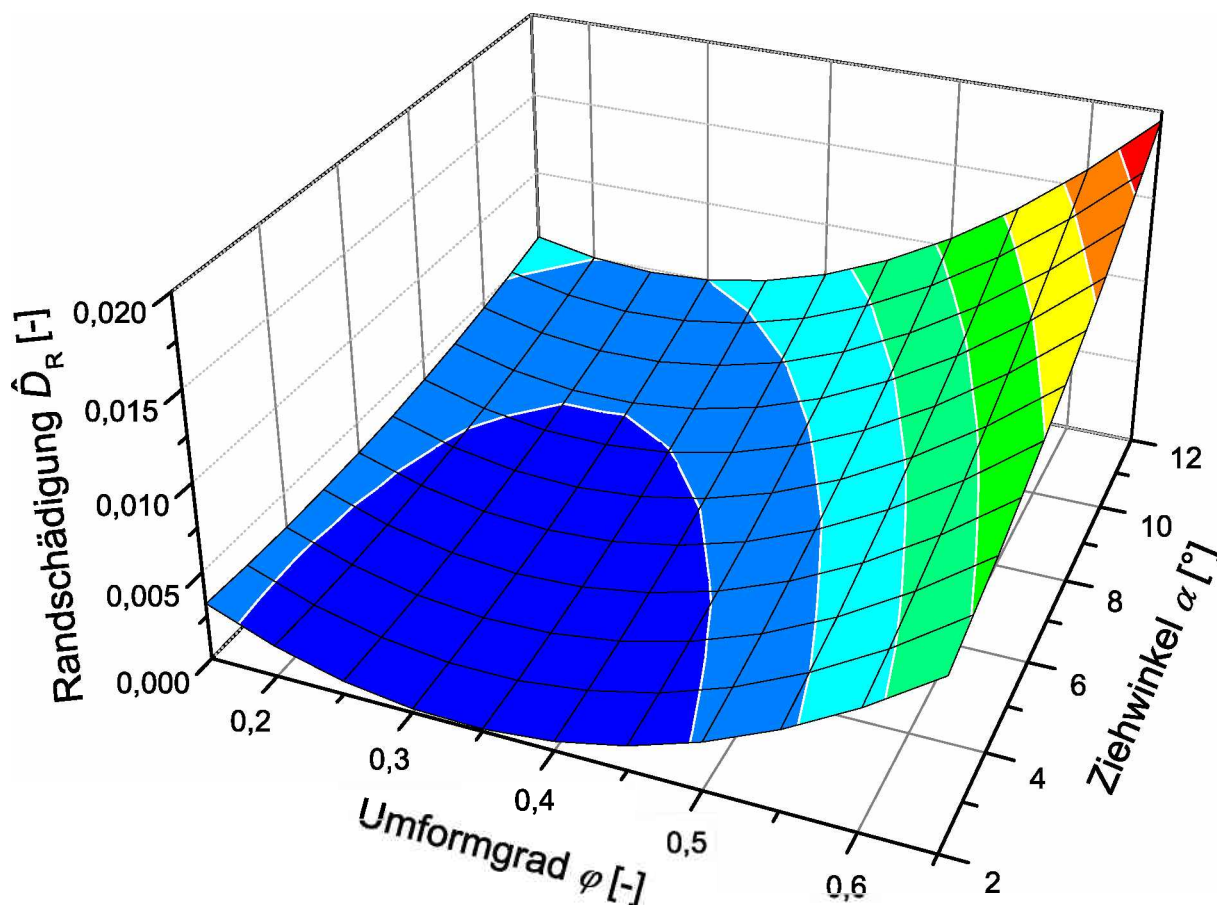


Abbildung 8.5: Regression der Randschädigung \hat{D}_R bei $\mu = 0,05$: Die Regression der Randschädigung \hat{D}_R ist in Abhängigkeit vom Umformgrad φ und Ziehwinkel α bei einem Reibwert $\mu = 0,05$ dargestellt.

Jener Umformgrad φ , der die geringste Randschädigung D_R verursacht, liegt im Bereich $\varphi \approx 0,3$. Die stärkste Randschädigung tritt im Bereich $\varphi \approx 0,6$ und $\alpha \approx 12^\circ$ auf. Diese ist jedoch nur halb so hoch wie die Kernschädigung an dieser Stelle.

8.1.4 Interpretation

Die Regressionen zeigen in beiden Fällen ein Minimum. Um die Minima zu finden und auch mathematisch beschreiben zu können, wurden die Gleichungen 8.6 und 8.7 mittels einer Kurvendiskussion betrachtet. Da bei der Auslegung eines Ziehplans der Umformgrad φ und die Reibung μ gegeben sind, ist es zielführend, dazu einen optimalen Ziehwinkel zu finden.

Das Ableiten der Gleichung 8.6 nach dem Ziehwinkel α und Nullsetzen

$$\frac{d\hat{D}_K}{d\alpha} = \frac{1}{10000} \left(-\frac{81}{2} - \frac{3045}{8}\varphi - 165\mu + \frac{135}{4}\alpha \right) = 0$$

ergibt somit durch weiteres Umformen den kernschädigungsoptimierten Ziehwinkel

$$\alpha_{\text{opt,K}} = \frac{6}{5} + \frac{203}{18}\varphi + \frac{44}{9}\mu. \quad (8.8)$$

Das Nullsetzen der nach dem Ziehwinkel abgeleiteten Gleichung 8.7

$$\frac{d\hat{D}_R}{d\alpha} = \frac{1}{10000} \left(-\frac{93}{8} + 15\varphi + 120\mu + \frac{27}{32}\alpha \right) = 0$$

und Umformen gibt den randschädigungsoptimierten Ziehwinkel

$$\alpha_{\text{opt,R}} = \frac{124 - 160\varphi - 1280\mu}{9}. \quad (8.9)$$

Die optimalen Ziehwinkel $\alpha_{\text{opt,K}}$ und $\alpha_{\text{opt,R}}$ sind in Abbildung 8.6 mit unterschiedlicher Reibung μ angeführt.

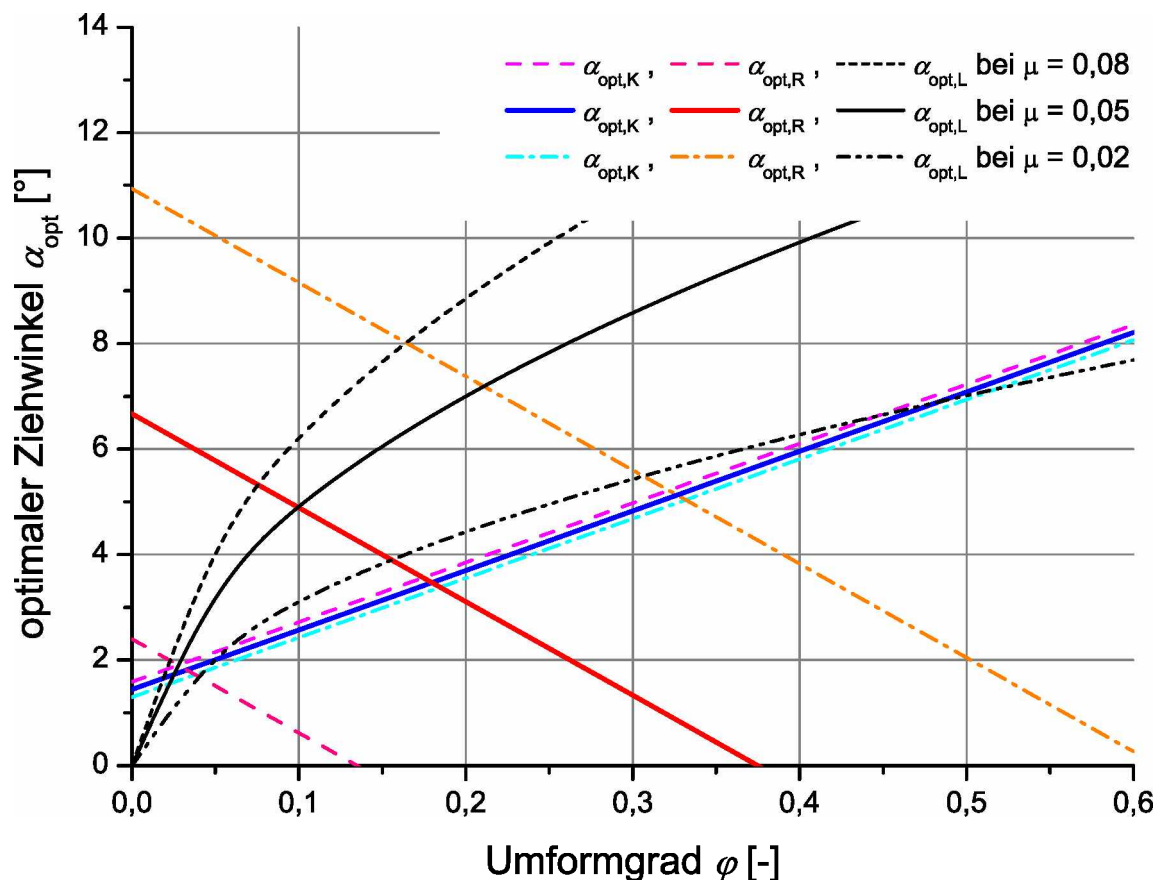


Abbildung 8.6: Kern- und randschädigungsoptimierte Ziehwinkel $\alpha_{\text{opt,K}}$ und $\alpha_{\text{opt,R}}$: Die optimalen Ziehwinkel α_{opt} bei unterschiedlicher Reibung $\mu = 0,02, 0,05$ und $0,08$. Der optimale Ziehwinkel $\alpha_{\text{opt,L}}$ nach Literatur ist als Vergleich dargestellt.

Der optimale Ziehwinkel $\alpha_{\text{opt,K}}$ ist von der Reibung nahezu unabhängig. Bei sehr kleiner Reibung ($\mu \approx 0,02$) liegt der nach Literatur optimierte Ziehwinkel $\alpha_{\text{opt,L}}$ im Bereich des $\alpha_{\text{opt,K}}$, ansonsten weit darüber. Der optimale Ziehwinkel $\alpha_{\text{opt,R}}$ ist sehr stark von der Reibung abhängig und zu dieser verkehrt proportional.

Die Schädigung im Kern ist bei ungünstigen Zieh winkeln viel stärker als am Rand. Die Problematik der „Aufplatzungen“ wurde auf die Kernschädigung während des Ziehens zurückgeführt. Daher wurde die in Abschnitt 7.1 beschriebene computerunterstützte Ziehplanberechnung mit Gleichung 8.8 des kernschädigungsoptimierten Zieh winkels $\alpha_{\text{opt,K}}$ ergänzt.

8.2 Validierung des schädigungsoptimierten Ziehwin- kels mit FEM

Mit diesem optimalen Ziehwinkel $\alpha_{\text{opt,K}}$ wurden zur Validierung drei Ziehpläne erstellt. Die Ziehpläne wurden auf drei, vier und fünf Ziehstufen berechnet und sind in den Tabellen 8.5, 8.6 und 8.7 angeführt.

Tabelle 8.5: Ziehplan mit schädigungsoptimiertem Ziehwinkel $\alpha_{\text{opt,K}}$ und drei Ziehstufen: Der Ziehplan wurde mit dem Ausgangsdrahtdurchmesser $d_0 = 5,50$ mm, der Fließkurve C75 und der Reibung $\mu = 0,05$ mittels der Abfrage in Excel berechnet. Durch den Angleich auf die dritte Ziehstufe ergibt sich ein Anstrengungsgrad $a = 0,71$.

	i	d_i [mm]	$\alpha_{\text{opt,K}}$ [°]	φ_{ges} [–]	φ_i [–]	$F_{z \text{ ges}}$ [kN]
1.Zug	1	4,27	7,10	0,5063	0,5063	12,82
2.Zug	2	3,39	6,60	0,9678	0,4616	9,01
3.Zug	3	2,70	6,50	1,4230	0,4552	6,20

Tabelle 8.6: Ziehplan mit schädigungsoptimiertem Ziehwinkel $\alpha_{\text{opt,K}}$ und vier Ziehstufen: Der Ziehplan wurde mit dem Ausgangsdrahtdurchmesser $d_0 = 5,50$ mm, der Fließkurve C75 und der Reibung $\mu = 0,05$ mittels der Abfrage in Excel berechnet. Durch den Angleich auf die vierte Ziehstufe ergibt sich ein Anstrengungsgrad $a = 0,58$.

	i	d_i [mm]	$\alpha_{\text{opt,K}}$ [°]	φ_{ges} [–]	φ_i [–]	$F_{z \text{ ges}}$ [kN]
1.Zug	1	4,54	5,70	0,3836	0,3836	11,34
2.Zug	2	3,80	5,40	0,7395	0,3559	8,88
3.Zug	3	3,20	5,30	1,0832	0,3437	6,69
4.Zug	4	2,70	5,20	1,4230	0,3398	5,02

Tabelle 8.7: Ziehplan mit schädigungsoptimiertem Ziehwinkel $\alpha_{\text{opt,K}}$ und fünf Ziehstufen: Der Ziehplan wurde mit dem Ausgangsdrahtdurchmesser $d_0 = 5,50$ mm, der Fließkurve C75 und der Reibung $\mu = 0,05$ mittels der Abfrage in Excel berechnet. Durch den Angleich auf die fünfte Ziehstufe ergibt sich ein Anstrengungsgrad $a = 0,49$.

	i	d_i [mm]	$\alpha_{\text{opt,K}}$ [°]	φ_{ges} [–]	φ_i [–]	$F_{z \text{ ges}}$ [kN]
1.Zug	1	4,72	4,90	0,3059	0,3059	10,09
2.Zug	2	4,09	4,60	0,5924	0,2865	8,45
3.Zug	3	3,56	4,50	0,8700	0,2776	6,79
4.Zug	4	3,10	4,50	1,1467	0,2767	5,45
5.Zug	5	2,70	4,50	1,4230	0,2763	4,33

Der Schädigungsverlauf D der einzelnen Ziehpläne und als Vergleich der Schädigungsverlauf des nach Literatur optimierten Ziehplans sind in Abbildung 8.7 dargestellt.

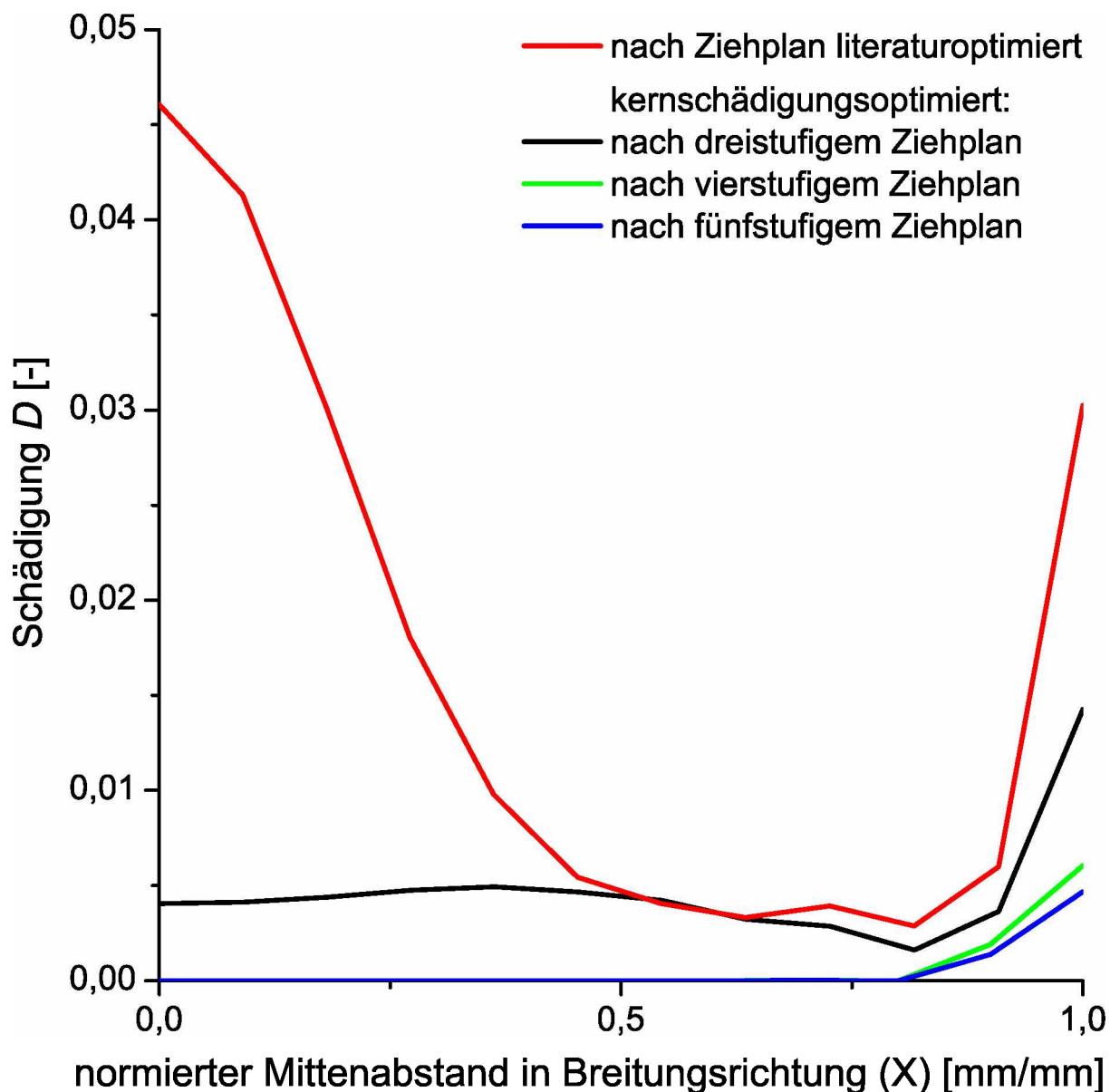


Abbildung 8.7: Schädigungsverläufe D der zur Validierung berechneten Ziehpläne: Der Vergleich der mit $\alpha_{\text{opt,K}}$ berechneten Ziehpläne mit dem mit $\alpha_{\text{opt,L}}$ zeigt eine deutliche Verringerung der Kern- und auch der Randschädigung.

Durch den kernschädigungsoptimierten Ziehwinkel $\alpha_{\text{opt,K}}$ konnte die Schädigung im Kern nahezu beziehungsweise bei Umformgraden von $\varphi \approx 0,3$ auf Null gesenkt werden. Die Randschädigung ist bei niedrigeren Umformungen durch den kleineren Ziehwinkel geringer, da der Ziehwinkel $\alpha_{\text{opt,K}}$ näher bei $\alpha_{\text{opt,R}}$ liegt.

Die Ziehpläne ohne Kernschädigung bestätigen die Annahme aus Abschnitt 8.1, dass die Lage des Optimums von der Fließkurve k_f unabhängig ist. Würde jede Ziehstufe für sich betrachtet werden, hätte dabei jeder Zug eine Fließkurve mit dem Fließbeginn $k_{fA} = k_f(\varphi)$, die Fließspannung $k_f(\varphi)$ nach der Umformung φ der Vorstufe, und somit eine andere Fließkurve. Daher hängt der optimale Ziehwinkel auch nicht von der Vorverfestigung ab. In Abbildung 8.8 ist die Umformzone der ersten Ziehstufe des auf drei Stufen optimierten Ziehplans aus Tabelle 8.5 im Schnitt dargestellt.

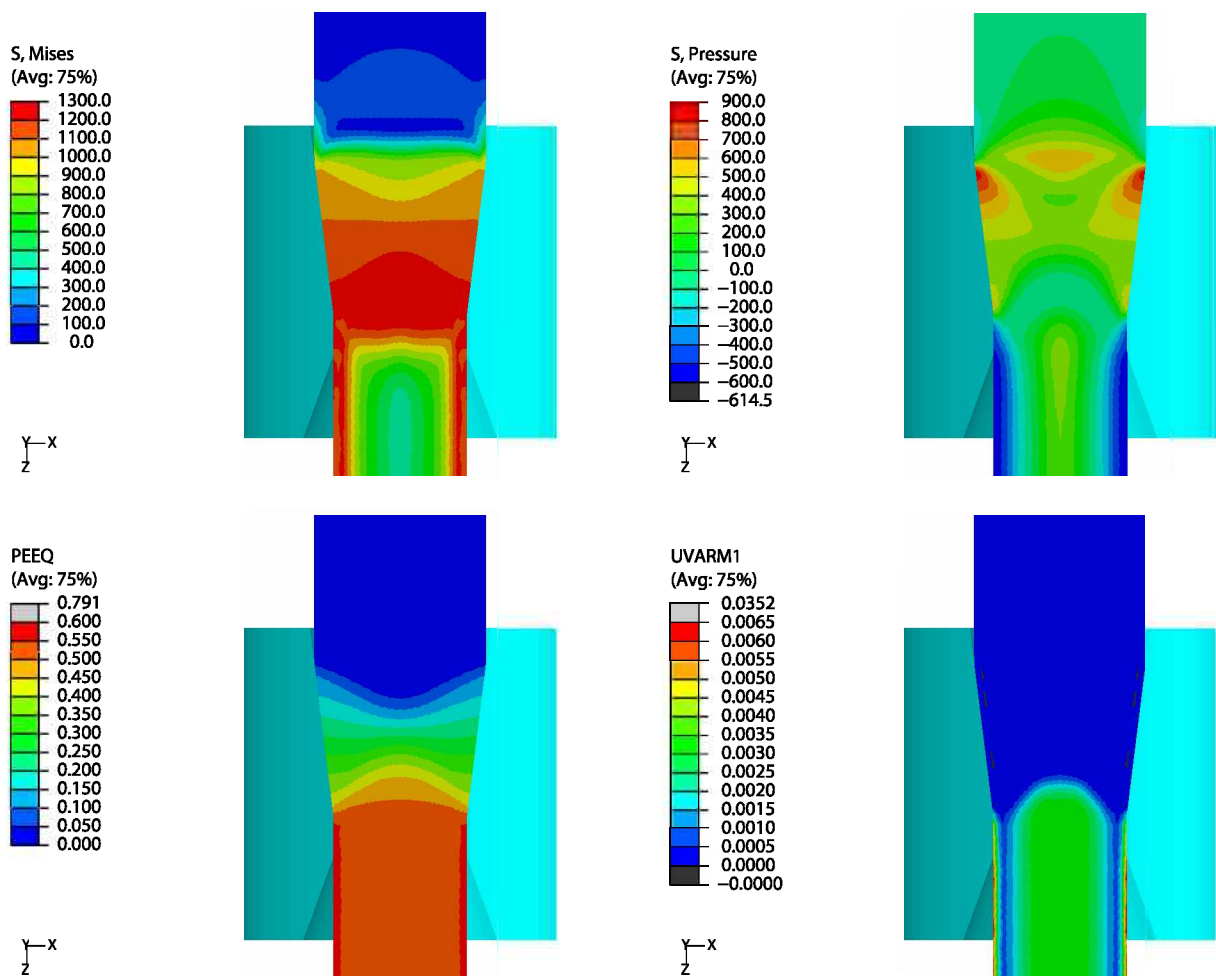


Abbildung 8.8: Umformzone einer Ziehstufe mit $\varphi = 0,51$ und $\alpha_{\text{opt,K}} = 7,1^\circ$: Die Mittelspannung σ_m [-] (-PRESSURE) ist in einem bogenförmigen Bereich leicht negativ, liegt in der Umformzone (PEEQ) und verursacht eine breit ausgedehnte aber sehr niedrige Kernschädigung D_K [-] (UVARM1). Die Vergleichsspannung σ_V [MPa] (MISES) nach von Mises ist an dieser Stelle sehr hoch.

Die Mittelspannung σ_m ist in einem breiten Bereich negativ, jedoch sehr gering. Durch die hohe Vergleichsspannung σ_V an dieser Stelle wird der Werkstoff nur sehr gering geschädigt.

Bei einem Umformgrad $\varphi \approx 0,3$ und dem entsprechenden Ziehwinkel $\alpha_{\text{opt,K}}$ tritt keine Kernschädigung mehr auf, wie in Abbildung 8.9 dargestellt.

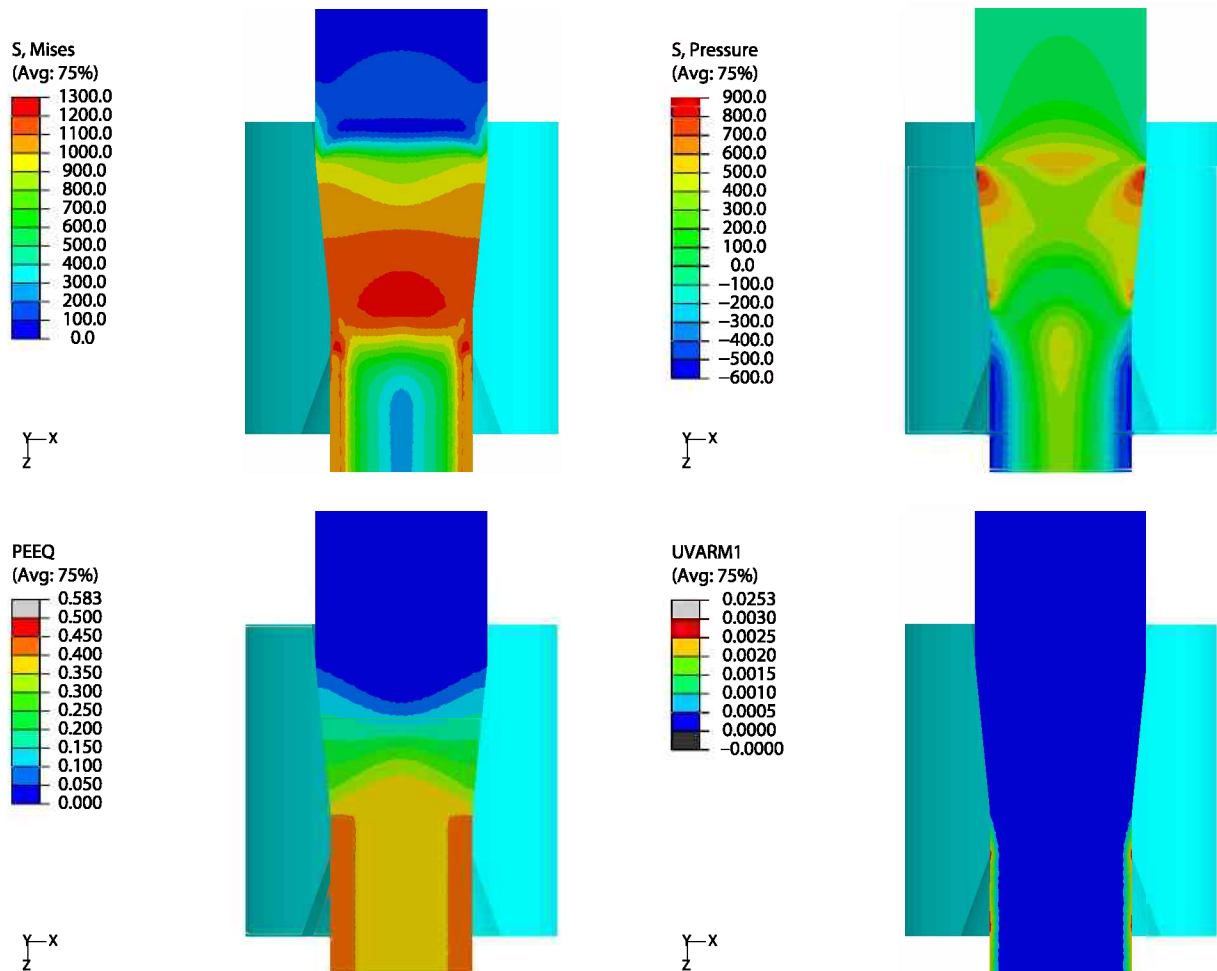


Abbildung 8.9: Umformzone einer Ziehstufe mit $\varphi = 0,38$ und $\alpha_{\text{opt,K}} = 5,7^\circ$: Es tritt keine Kernschädigung (UVARM1) auf, da im Kern die Mittelspannung $\sigma_m [-]$ ($-\text{PRESSURE}$) nur im Druckbereich liegt.

Die Simulationsergebnisse der schädigungsoptimierten Ziehpläne bestätigen die Gültigkeit des optimalen Ziehwinkels $\alpha_{\text{opt,K}}$ nach Gleichung 8.8.

9 Betrachtung Walzen

Die alleinige Betrachtung des Walzens zeigt eine zu circa 75% durch den ersten Walzstich verursachte Kernschädigung D_K . Daher wurde der erste Walzstich, das freie Platten, in einer Simulationsstudie näher betrachtet.

9.1 Walzen – Walzziehen

Werden zur Umformung des Drahtes angetriebene Walzen verwendet, wird vom Drahtwalzen gesprochen. Alle bisherigen Walzsimulationen wurden mit einer derartigen Konfiguration berechnet. Wird jedoch der Draht durch das Walzgerüst gezogen, wie dies auch teilweise bei der Firma Pengg geschieht, fällt dieser Prozess unter die Gruppe der Walzziehprozesse.

Die Geometrie und Randbedingungen in der Simulation der geschleppten Walzen sind gleich der in Abbildung 6.3 angeführten. Der Unterschied ist das Durchziehen (U3) des Drahtes an dessen Stirnfläche, gleich der Drahtziehsimulation in Abbildung 6.2. Ebenso ist die Walze um deren Achse frei drehbar (UR1). Ein Pusher ist daher für das Einführen des Walzgutes in den Walzspalt nicht nötig. Das simulationstechnische Problem mit der Kontaktbedingung beim Einführen und Ausziehen des Drahtstücks wurde durch das Rechnen mit reibungsfreien feststehenden Walzen während des Einführens und Ausziehens des Drahtstücks gelöst.

Der erste Walzstich wurde mit angetriebenen und geschleppten Walzen simuliert. Als Anfangszustand wurde der Draht aus dem schädigungsoptimierten vierstufigen Ziehplan nach Tabelle 8.6 gesetzt. Dieser Draht wurde gewählt, da dieser laut Simulation keine Kernschädigung aufweist (vergleiche Abschnitt 8.2).

Durch das Walzziehen ergibt sich eine höhere Drahtlängung als beim Walzen mit angetriebenen Walzen, und daher wird der Querschnitt geringer. Das führt bei den weiteren Walzstichen (Walzziehstufen) zu einem nicht voll ausgefüllten Rechtecksprofil.

9.2 Weiterwalzen in und gegen Zugrichtung

Der nach der Drahtziehmaschine aufgespulte Draht wird im weiteren Walzprozess direkt von der Spule abgezogen. Dies führt dazu, dass die weitere Umformung des Drahtes entgegengesetzt zur Zugrichtung erfolgt.

Durch das „Spiegeln“ der Simulationsmodelle und der Umkehr der Verschiebungen wurde das Walzen und Walzziehen gegen Zugrichtung in der Simulation umgesetzt.

Abbildung 9.1 zeigt den Einfluss der Walzrichtung auf die Schädigungsentwicklung im Draht. Weiters ist der Unterschied zwischen Walzen und Walzziehen dargestellt.

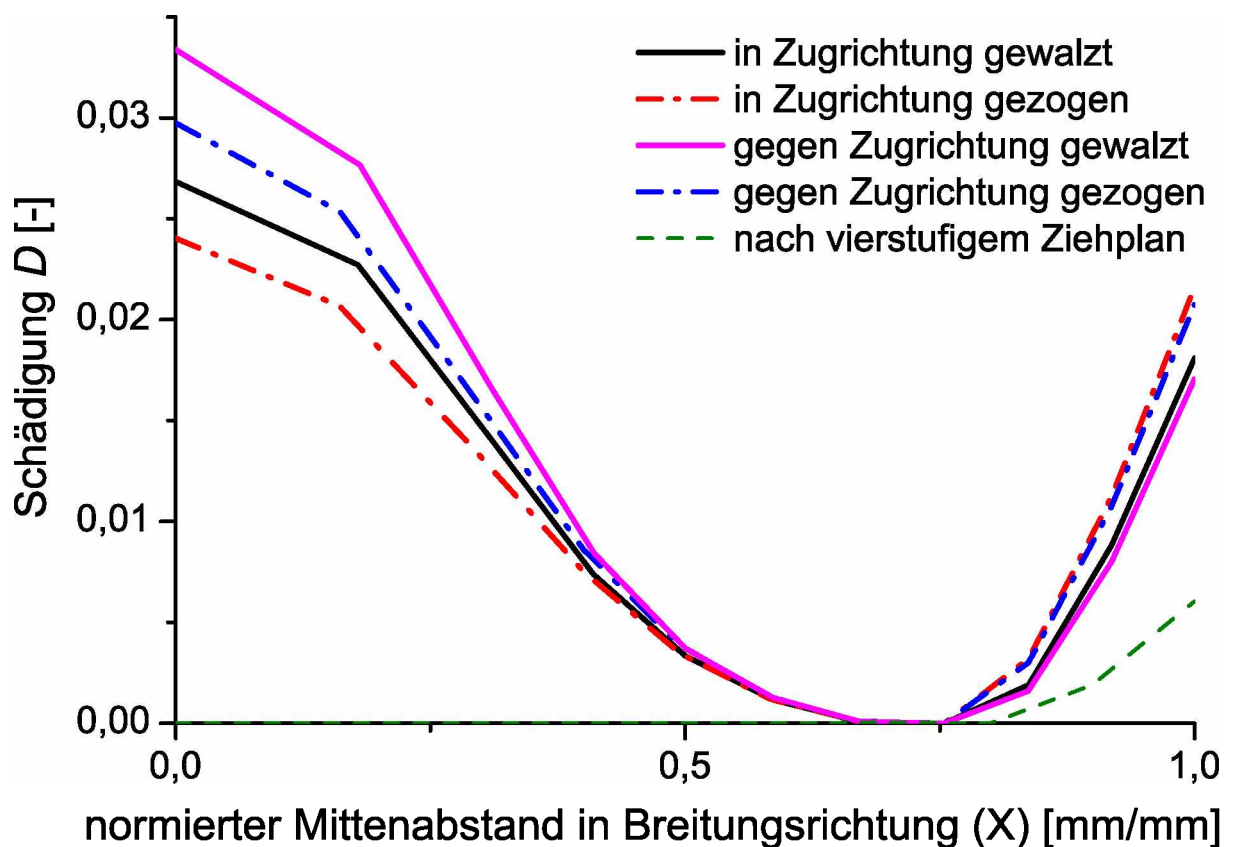


Abbildung 9.1: Schädigung beim freien Plätten des ersten Walzstichs: Die Schädigung D ist beim Walzziehen im Kern niedriger jedoch am Rand höher als beim Walzen. Das Walzen gegen die Zugrichtung bringt eine Erhöhung der Kernschädigung.

Durch das Walzziehen kann die Schädigung D im Kern geringfügig gesenkt werden, jedoch geschieht dies auf Kosten der Schädigung am Rand. Ein Umspulen des Drahtes vor dem Walzen bringt eine Reduktion der durch das freie Plätten verursachten Schädigung um $\sim 20\%$.

10 Experimentelle Validierung

Im Rahmen einer firmeninternen Versuchsreihe konnte ein Ziehversuch mit schädigungsoptimierten Ziehwinkeln $\alpha_{\text{opt,K}}$ durchgeführt werden. In der Versuchsreihe wurde der Werkstoff C80 mit der in Tabelle 10.1 angeführten chemischen Zusammensetzung verwendet.

Tabelle 10.1: Chemische Zusammensetzung des Werkstoffes C80 [24].

Legierungselement	C	Si	Mn	P	S	Cr	Al
Bestandteil [%]	0,82	0,21	0,55	0,012	0,003	0,04	0,023

10.1 Versuchsdurchführung

Es wurde ein Ziehversuch ohne Zwischenglühen herangezogen und dazu der optimale Ziehwinkel $\alpha_{\text{opt,K}}$ nach Gleichung 8.8 in Tabelle 10.2 berechnet.

Tabelle 10.2: Ziehplan für die firmeninterne Versuchsreihe: Zu dem bestehenden Ziehplan der Versuchsreihe wurde der optimale Ziehwinkel $\alpha_{\text{opt,K}}$ berechnet. Der bestehende Ziehplan verwendet einen Ziehwinkel $\alpha \cong 8,0^\circ$. Um eine einheitliche Ziehsteingeometrie (Ziehwinkel) für den schädigungsoptimierten Ziehplan zu erhalten, wurde ein Ziehwinkel $\alpha \cong 4,5^\circ$ vorgeschlagen.

	i	d_i [mm]	φ_{ges} [–]	φ_i [–]	$\alpha_{\text{opt,K}}$ [°]
Walzdraht	0	5,50	0,00	0,00	–
nach 1. Zug	1	4,75	0,29	0,29	4,8
nach 2. Zug	2	4,20	0,54	0,25	4,2
nach 3. Zug	3	3,75	0,77	0,23	4,0
nach 4. Zug	4	3,35	0,99	0,23	4,0
nach 5. Zug	5	2,95	1,25	0,25	4,3
nach 6. Zug	6	2,60	1,50	0,25	4,3
nach 7. Zug	7	2,35	1,70	0,20	3,7

Es wurden zwei Ziehpläne, der herkömmliche mit einem Ziehwinkel $\alpha \cong 8,0^\circ$ und der schädigungsoptimierte mit einem gemittelten Ziehwinkel $\alpha \cong 4,5^\circ$, verglichen. Weiters wurden die Drähte durch Walzen gegen die Zugrichtung geplättet. Dabei wurde der Walzspalt, beginnend für eine Drahthöhe von $h = 2,20$ mm so lange um 0,05 mm reduziert, bis auf eine pro Zustellung gewalzte Drahtlänge von 200 m „Aufplatzungen“ auftraten.

Der Draht, gezogen mit einem Ziehwinkel $\alpha \cong 8,0^\circ$, konnte bis zu einer Drahthöhe $h = 1,20$ mm gewalzt werden. Nach der darauffolgenden Zustellung traten bei einer Drahthöhe $h = 1,15$ mm zwei „Aufplatzungen“ innerhalb von 15 m auf.

Der mit einem Ziehwinkel $\alpha \cong 4,5^\circ$ gezogene Draht wurde ohne „Aufplatzungen“ bis auf eine Drahthöhe $h = 0,99$ mm geplättet. Eine weitere Zustellung war aufgrund hoher Temperaturentwicklung und großer Breitenschwankungen nicht mehr möglich. Außerdem waren die Grenzen der Maschine erreicht, und es kam zum teilweisen Durchrutschen der Walzen.

10.2 Simulation der Versuche

Beide Versuche wurden mit den realen Ziehsteingeometrien aus den Tabellen 10.3 und 10.4 nachsimuliert. Dazu wurde aus den Streckgrenzenwerten $R_{p0,2}$ vor und nach den Ziehstufen eine Fließkurve $k_{t,C80}$ mit der Anfangsfließspannung $k_{tA} = 870,0$ MPa, dem Koeffizienten $B = 674,7$ MPa und dem Verfestigungsexponenten $n = 0,5239$ ermittelt und in Abbildung 10.1 dargestellt.

Tabelle 10.3: Geometrie und Daten aus der Zugprüfung aus dem Versuch mit $\alpha \approx 8,0^\circ$: Die jeweiligen Drahtdurchmesser d_i , Ziehwinkel α sowie die gesamten Umformgrade φ_{ges} und je Ziehstufe φ_i wurden gemessen beziehungsweise berechnet. Die Streckgrenzen $R_{p0,2}$ und Zugfestigkeiten R_m wurden vor und nach den Ziehstufen im Zugversuch aufgenommen [24].

	i	d_i [mm]	α [°]	φ_{ges} [-]	φ_i [-]	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]
Walzdraht	0	5,56	—	0,00	0,00	844	1291
nach 1. Zug	1	4,75	7,85	0,31	0,31	1290	1481
nach 2. Zug	2	4,21	7,95	0,56	0,24	1335	1559
nach 3. Zug	3	3,75	8,50	0,79	0,23	1384	1622
nach 4. Zug	4	3,36	7,65	1,01	0,22	1478	1707
nach 5. Zug	5	2,96	7,35	1,26	0,25	1633	1837
nach 6. Zug	6	2,60	7,25	1,52	0,26	1714	1940
nach 7. Zug	7	2,35	7,55	1,72	0,20	1766	1999

Tabelle 10.4: Geometrie und Daten aus der Zugprüfung aus dem Versuch mit $\alpha \approx 4,5^\circ$: Die jeweiligen Drahtdurchmesser d_i , Ziehwinkel α sowie die gesamten Umformgrade φ_{ges} und je Ziehstufe φ_i wurden gemessen beziehungsweise berechnet. Die Streckgrenzen $R_{p0,2}$ und Zugfestigkeiten R_m wurden vor und nach den Ziehstufen im Zugversuch aufgenommen [24].

	i	d_i [mm]	α [°]	φ_{ges} [-]	φ_i [-]	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]
Walzdraht	0	5,54	—	0,00	0,00	871	1309
nach 1. Zug	1	4,76	5,45	0,30	0,30	1322	1470
nach 2. Zug	2	4,20	5,35	0,55	0,25	1359	1548
nach 3. Zug	3	3,73	5,05	0,79	0,24	1458	1626
nach 4. Zug	4	3,34	5,00	1,01	0,22	1522	1708
nach 5. Zug	5	2,95	5,50	1,26	0,25	1615	1804
nach 6. Zug	6	2,59	5,55	1,52	0,26	1753	1927
nach 7. Zug	7	2,34	5,25	1,72	0,20	1825	2011

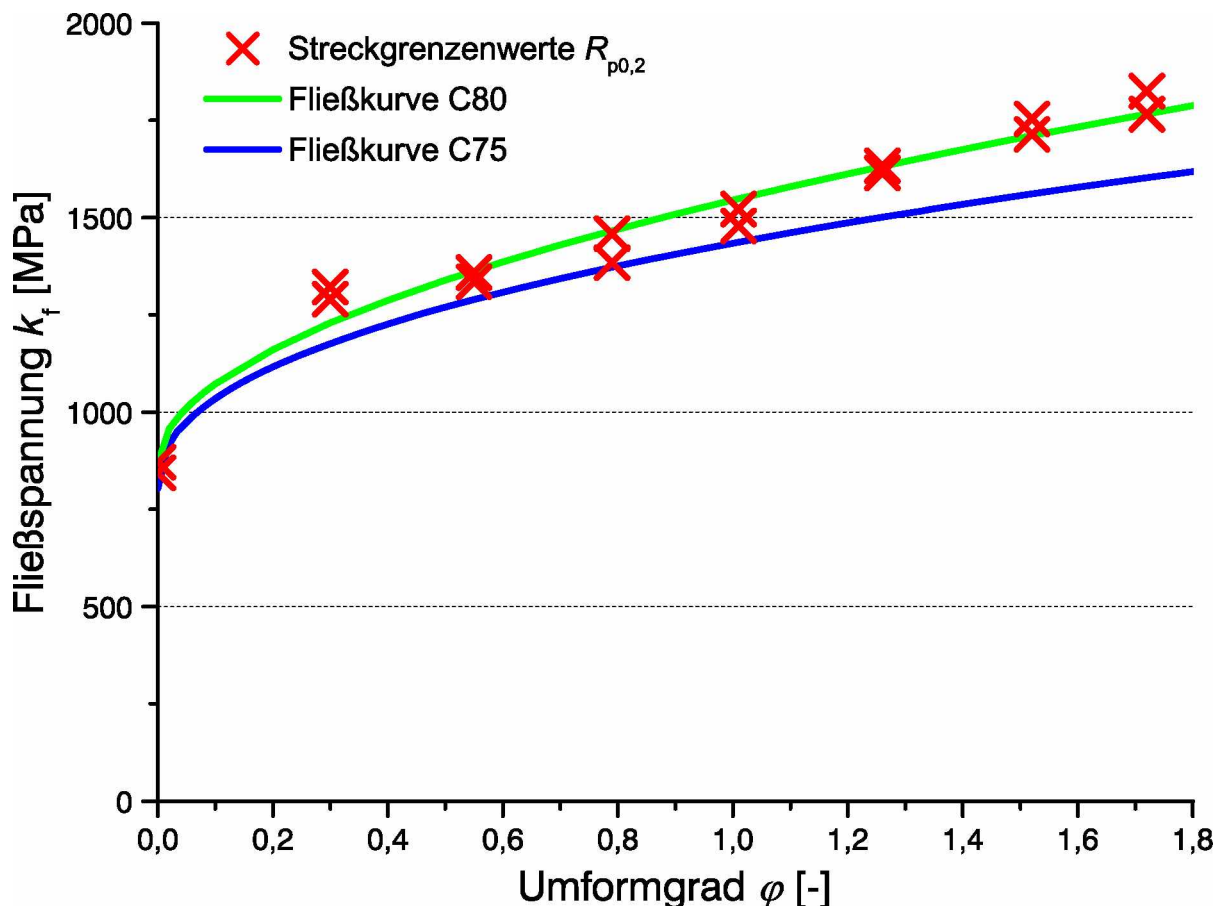


Abbildung 10.1: Fließkurve C80 approximiert aus den Zugversuchen: Die Fließkurve von C80 wurde mit $k_{f,C80} = 870 + 674,7\varphi^{0,5239}$ approximiert und als Vergleich ist die Fließkurve von C75 dargestellt.

Nach dem Ziehen wurde auch das Walzen mit Abaqus nach den Angaben in Abschnitt 10.1 und nach Abbildung 6.3 simuliert. Dabei wurden die Drähte gegen die Zugrichtung angestoßen.

10.3 Ergebnisse

In der Abbildung 10.2 sind die Schädigungen nach dem Ziehen gemäß der Ziehpläne in Tabelle 10.3 und 10.4 sowie der Walzversuche für die Höhen $h = 1,20$ und $1,15$ mm für den Ziehplan mit einem Ziehwinkel $\alpha \approx 8,0^\circ$ und $h = 0,99$ mm für den Ziehplan mit $\alpha \approx 4,5^\circ$ über den Querschnitt dargestellt.

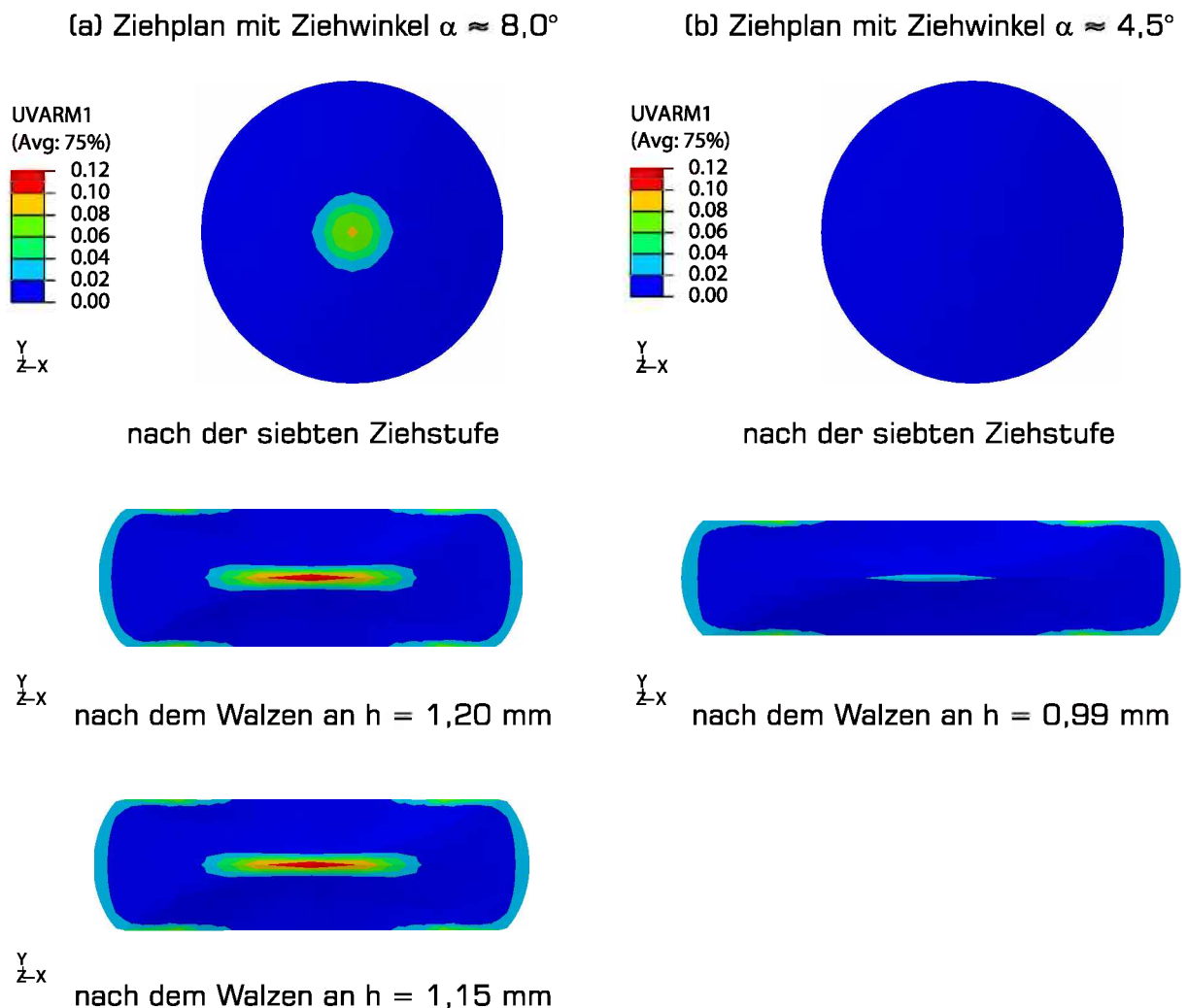


Abbildung 10.2: Schädigung D nach den Zieh- und Walzversuchen: Dargestellt sind die Schädigungsverteilungen über den Drahtquerschnitt nach dem Ziehen gemäß der Ziehpläne mit $\alpha \approx 8,0^\circ$ (a) und $\alpha \approx 4,5^\circ$ (b) und der darauffolgenden Walzversuche.

Es wird die Wirkung des optimierten Zieh winkels $\alpha_{\text{opt,K}}$ klar ersichtlich. Der Draht in Abbildung 10.2(b) hat nach dem Ziehen keine Kernschädigung D_K . Der Draht hat dadurch eine höhere Plastizitätsreserve als der mit $\alpha \approx 8,0^\circ$ gezogene Draht in Abbildung 10.2(a).

Die Schädigungsverläufe D in Brei tungsrichtung sind in Abbildung 10.3 angeführt.

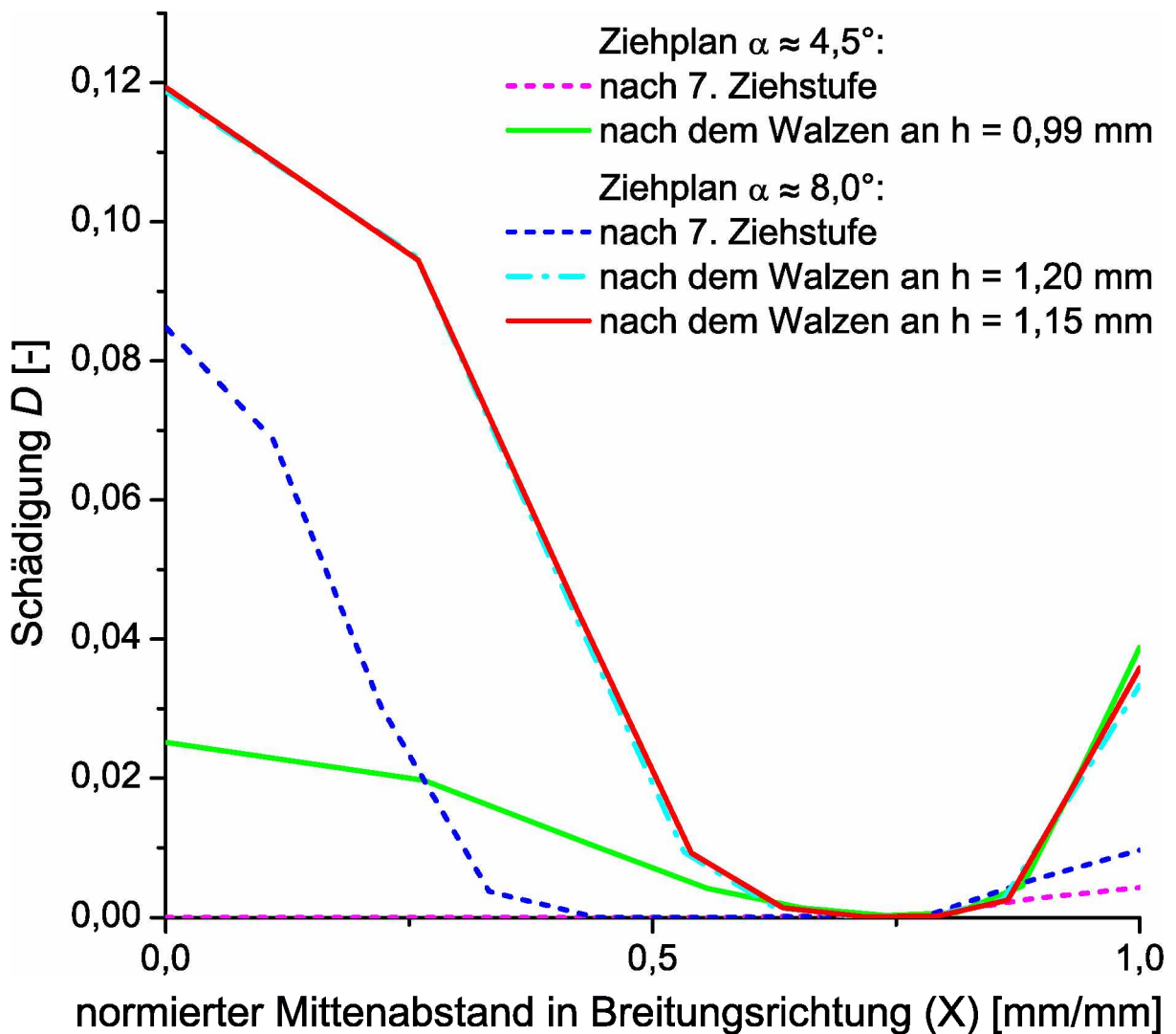


Abbildung 10.3: Simulierte Schädigung D der durchgeführten Versuche: Mit den Daten aus den Tabellen 10.3 und 10.4 wurden die Versuche nachsimuliert.

Es wurde aus den Schädigungsverläufen der Walzversuche mit „Aufplatzungen“ und jener Walzstufe davor ($h = 1,15$ und $1,20$ mm mit $\alpha \approx 8,0^\circ$) ein kritischer Schädigungswert $D_{\text{krit}} = 0,119$ nach Gleichung 6.1 für den Drahtwerkstoff C80 ermittelt. Der Walzversuch mit dem mit $\alpha \approx 4,5^\circ$ gezogenen Draht erreicht auch bei einer Drahthöhe $h = 0,99$ mm die kritische Schädigung D_{krit} nicht und weist daher keine „Aufplatzungen“ auf.

11 Diskussion

Der bestehende Ziehplan für den Ziehprozess wurde eindeutig mit zu großen Ziehwiukeln α gestaltet. Diese Winkel liegen über dem optimalen Ziehwinkel α_{opt} nach Literatur und daher nach Abschnitt 3.4.4 klar im kritischen Bereich für Zentralbrüche. Dies führt zu einer in Abbildung 11.1(a) über den Drahtquerschnitt dargestellten Schädigung D nach dem Ziehen und Walzen.

Weiters wurde die Aufteilung der Durchmesserreduktion – Umformgrad φ_i pro Ziehstufe i – ausschließlich empirisch und ohne Definition einer Verfahrensgrenze durchgeführt. Als Verfahrensgrenze ist der Anstrengungsgrad a (Gleichung 2.11) nach Abschnitt 2.2.3 zu wählen. Dadurch reduziert sich die Anzahl der Ziehstufen und für jeden Zug ist die gleiche Sicherheit gegen Drahtbruch gewährleistet. Ein Anstrengungsgrad von $a = 0,8$ halbiert die Ziehstufenanzahl i und gewährleistet dabei eine Sicherheit gegen Drahtbruch von 25%.

Durch das Berechnen eines optimalen Ziehwiukels $\alpha_{\text{opt,L}}$ nach Literatur (Gleichung 2.12) ist zwar ein größtmöglicher Umformgrad bei minimaler Ziehkraft gegeben, jedoch wird dadurch nicht die kleinstmögliche Kernschädigung erreicht. Der Ziehwiukel $\alpha_{\text{opt,L}}$ reduziert zwar die Schädigung im Kern verglichen mit dem bisherigen Ziehwiukel, dennoch können auch schon bei diesem Zentralbrüche auftreten. Die mit dem nach Literatur optimierten Ziehplan erhaltenen Schädigungen über den Querschnitt (Abbildung 11.1(b)) zeigen eine Abnahme der Kernschädigung um zwei Drittel verglichen mit dem bestehenden Ziehplan (Abbildung 11.1(a))

Mit dem in dieser Arbeit entwickelten schädigungsoptimierten Ziehwiukel $\alpha_{\text{opt,K}}$ nach Gleichung 8.8 wird die Schädigung nach dem Ziehen auf nahezu Null reduziert (Abbildung 11.1(c)). Dies führt dazu, dass die Kernschädigung nach dem Walzen um sechs Siebtel geringer ist wie beim bestehenden Ziehplan (Abbildung 11.1(a)). Verglichen mit dem nach Literatur optimierten Ziehplan ergibt sich eine Verringerung der Kernschädigung um 65%.

Der kernschädigungsoptimierte Ziehwiukel $\alpha_{\text{opt,K}}$ zeigt eine sehr geringe Abhängigkeit von der Reibung μ . Es wird nach Abschnitt 2.2.1 beim Trockenziehen mit einem Bereich der Reibung μ von 0,03 bis 0,08 gerechnet. Der Reibwert ist in der Praxis jedoch schwer zu bestimmen. Dies führt nach Gleichung 8.8 zu einer Ziehwiukelschwankung von $0,245^\circ$,

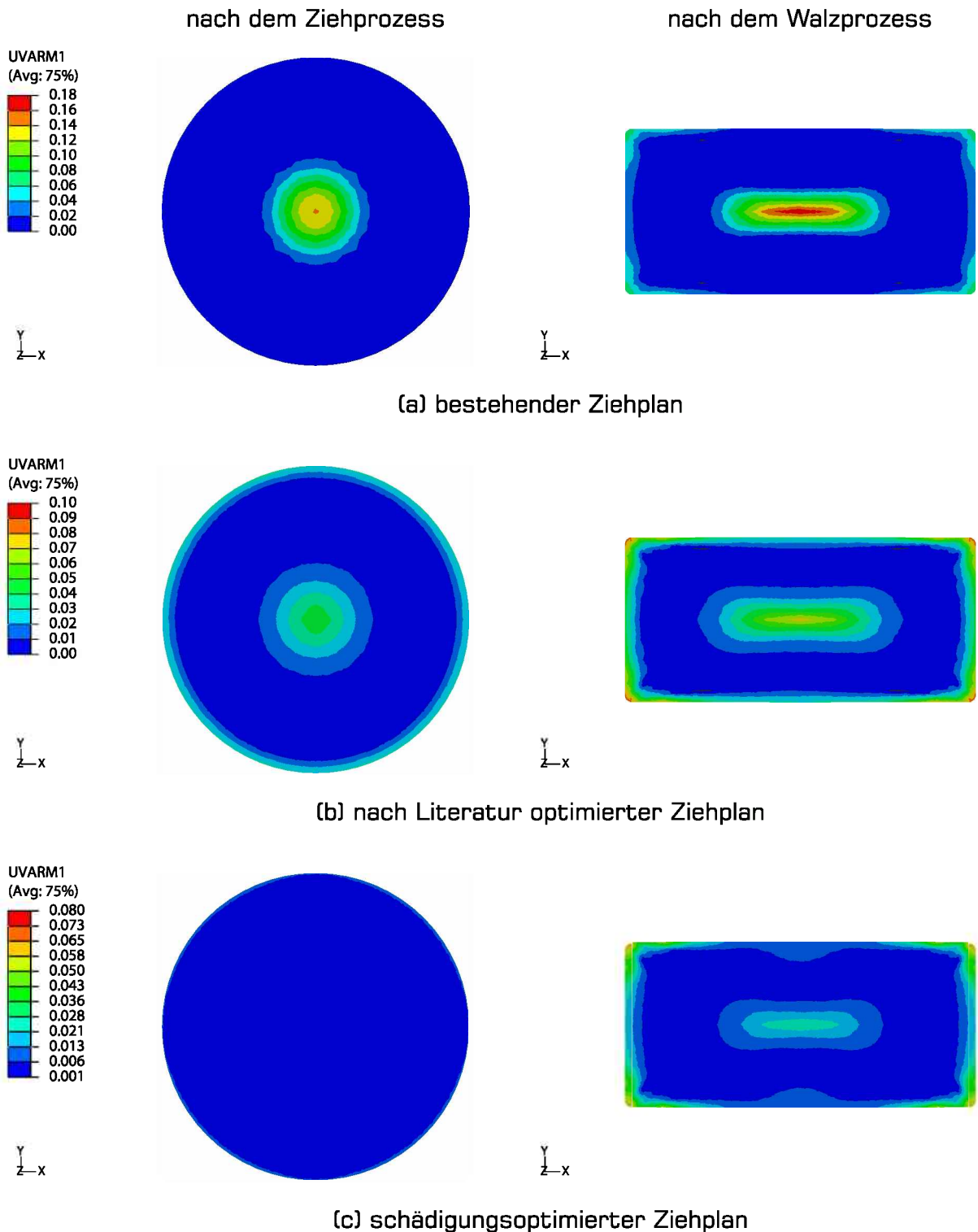


Abbildung 11.1: Schädigung über den Querschnitt für die einzelnen Ziehplanvarianten: Die Schädigung D [-] (UVARM1) ist über den Querschnitt nach dem Zieh- und Walzprozess des bestehenden (a), des nach Literatur optimierten (b) und des schädigungsoptimierten (c) Ziehplans angeführt. Es ist auf die unterschiedliche Skalierung der Schädigungsvariable in den Bildern zu achten.

ersichtlich in Abbildung 8.6. Daher wird die Reibung $\mu = 0,05$ gesetzt und der bezüglich Schädigung im Kern optimierte Ziehwinkel ist

$$\alpha_{\text{opt,K}} = \frac{1}{18} (26 + 203\varphi) . \quad (11.1)$$

Durch diese Maßnahmen wurde somit die Kernschädigung sukzessive im Ziehprozess bis auf Null reduziert. Abbildung 11.1 veranschaulicht die schrittweise Verbesserung des Ziehprozesses vom bestehenden Prozess (a) über den nach Literatur berechneten Ziehplan (b) zum kernschädigungsoptimierten Ziehplan (b) durch die Darstellung der Schädigung über den Drahtquerschnitt nach dem Zieh- und Walzprozess.

In Abbildung 11.2 ist die Kernschädigung D_K der einzelnen Umformschritte vom ersten Zug bis zum fertig gewalzten Profildraht dargestellt.

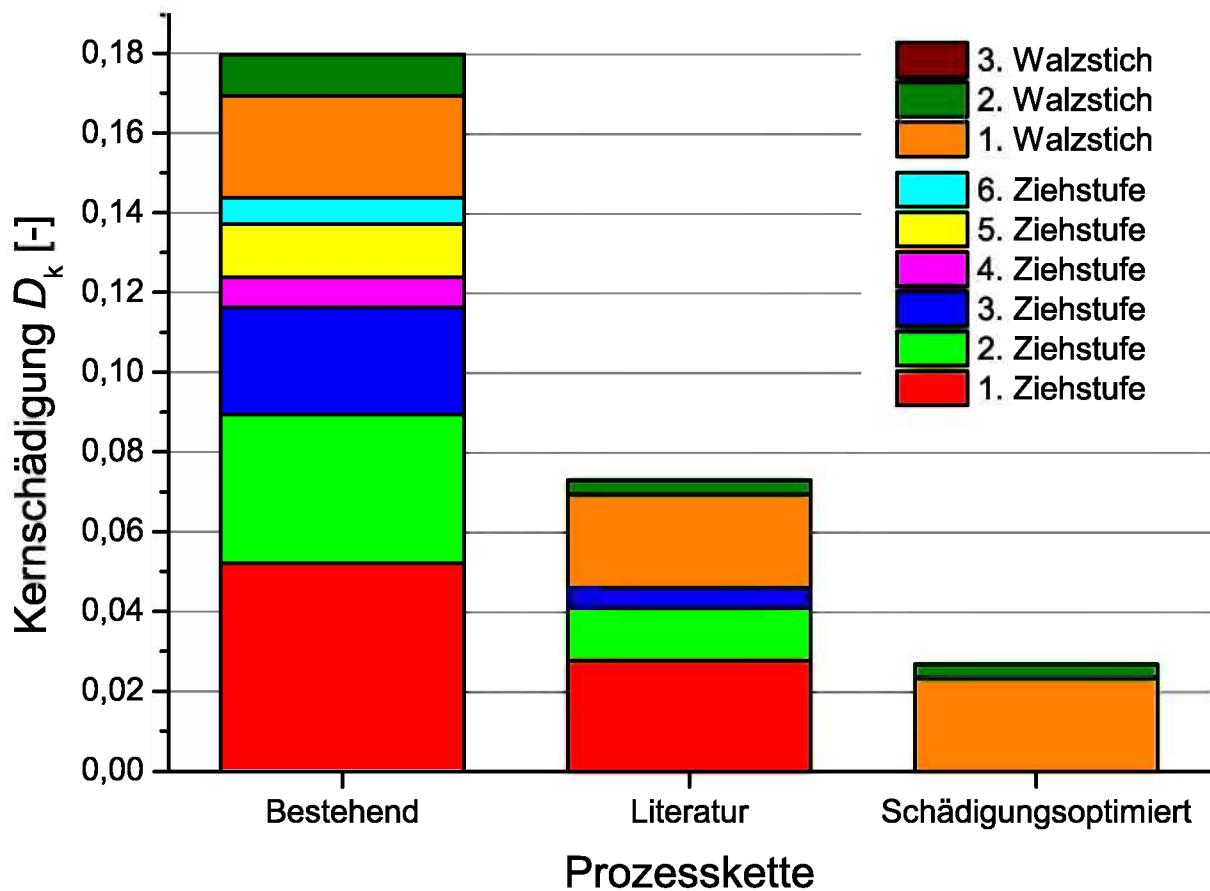


Abbildung 11.2: Schädigungsanteile der Umformschritte bis zum Endprodukt Profildraht: Die Kernschädigung D_K ist der verursachenden Kaltumformstufe zugeordnet. Dabei hat der bestehende Ziehplan sechs Ziehstufen, der literaturoptimierte drei Ziehstufen und der schädigungsoptimierte vier Ziehstufen.

Durch den Einsatz des optimierten Ziehwinkels $\alpha_{\text{opt,K}}$ wird der Werkstoff im Kern nur mehr durch den Walprozess geschädigt. Dadurch wird der durch „Aufplatzungen“ verursachte Ausschuss reduziert. Der Draht kann auch stärker geplättet werden, ohne dass Risse auftreten. Dies wurde durch die in Kapitel 10 dokumentierte Versuchreihe bestätigt.

12 Zusammenfassung

Die bei der Firma Pengg Austria GmbH in Thörl zur Herstellung von Profildrähten eingesetzte Zieh- und Walzverfahren führten abhängig von den herzustellenden Drahtgeometrie bei hochgeköhlten unlegierten Stählen zu „Aufplatzungen“ im Draht.

Mittels einer Prozessanalyse und der Vermessung der „Aufplatzungen“ in Schlifffbildern wurde eine Lokalisierung des Rissbeginns in der Drahtmittelachse festgestellt. Die Rissursache konnte jedoch weder dem Ziehen noch dem Walzen eindeutig zugeschrieben werden. Daher wurde eine gekoppelte Betrachtung der bei Pengg eingesetzten Kaltumformprozesse mittels FEM-Simulation in Abaqus/Standard durchgeführt. Im dazu verwendeten Modell wurde eine Schädigungsroutine implementiert, die in der Lage ist, das Risiko des Auftretens von Innenfehlern abhängig von unterschiedlichen Prozessparametern vorherzusagen. Es wurde gezeigt, dass für die in dieser Arbeit untersuchten Werkstoffe (hochgeköhlte unlegierte Stähle) ein nichtlineares kinematisches Verfestigungsmodell implementiert werden muss, um realistische Ergebnisse zu erhalten. Durch entkoppelte Darstellung der Schädigung für die einzelnen Umformschritte konnte der Ziehprozess als der für die Profildrahtherstellung kritische Prozess hinsichtlich Kernschädigung identifiziert werden.

Da die Auslegung des Ziehprozesses beim Unternehmenspartner bisher ausschließlich empirisch erfolgte, wurde in einem ersten Schritt versucht, die Kernschädigung durch Anwendung eines nach Fachliteratur ausgelegten Ziehplanes zu minimieren. Dazu wurde ein entsprechendes Ziehplanberechnungswerkzeug in Microsoft Excel implementiert. Der so berechnete Ziehplan besteht aus weniger Ziehstufen als der ursprüngliche und ergibt eine um etwa 70% geringere Kernschädigung im Ziehprozess.

Die aus der Literatur verfügbaren Algorithmen sind jedoch auf eine Minimierung der Ziehkraft und nicht auf die Minimierung der Kernschädigung ausgelegt. Daher wurde in weiterer Folge ein Auslegungsalgorithmus entwickelt, mit dessen Hilfe ein schädigungsoptimierter Ziehwinkel berechnet werden kann. Dies erfolgte unter Anwendung eines zentral zusammengesetzten Versuchsplans und anschließender Analyse und Diskussion der Regressionspolynome. Mit Hilfe der in dieser Arbeit entwickelten Gleichung zur Auslegung eines schädigungsoptimierten Ziehwinkels konnte die simulierte Kernschädigung im Draht während des Ziehens auf Null gesenkt werden. Die dadurch gewonnene Schädigungsreserve kann in den darauffolgenden Walzprozessen genutzt werden, um höhere Umformgrade ohne das Auftreten von „Aufplatzungen“ zu erzielen.

Vergleichende Betriebsversuche zeigten die Richtigkeit der in dieser Arbeit durchgeführten Simulationen. So konnten durch Anwendung eines schädigungsoptimierten Ziehplanes wesentlich dünnere Drähte ohne „Aufplatzungen“ gewalzt werden. Diese Erkenntnisse ermöglichen in weiterer Folge die Herstellung von Profildrähten mit komplexer Geometrie, da hier die Umformgrade und somit die Schädigung während des Walzens wesentlich höher sind als bei der Herstellung von Rechteckprofilen. Weiters können die in dieser Arbeit entwickelten Modelle auch für eine Auslegung der Umformschritte für diese Profildrähte genutzt werden.

Abbildungsverzeichnis

2.1	Gliederung der Umformverfahren nach DIN 8582.	2
2.2	Kaliberwalzenpaar mit konzentrisch eingedrehten Rillen.	3
2.3	Kaliberformen zum Walzen von Stabstahl und Draht.	4
2.4	Kalibrierung eines Dreiwalzen-Kocks-Blocks.	5
2.5	Ziehring mit Fassung und Ziehholgeometrie.	6
2.6	Umformkraft F in Abhängigkeit vom Ziehwinkel α	9
2.7	Walzenanordnung beim Walzziehen.	11
2.8	Walzenanordnung eines Universaltürkenkopfs.	12
2.9	Sonderprofilfertigung mit vier Walzen.	12
3.1	Fließort zur Fließbedingung nach Tresca und von Mises bei $\sigma_3 = 0$	16
3.2	Fließort zur Fließbedingung nach Tresca und von Mises im Raum.	16
3.3	Isotrope Verfestigung.	18
3.4	Spannungs-Dehnungs-Kurven zur Darstellung des Bauschinger-Effektes.	19
3.5	Verschiebung der Fließortkurve bei kinematischer Verfestigung.	20
3.6	Spannungs-Dehnungsdiagramm eines kinematisch verfestigenden Werkstoffs.	21
3.7	Einfluss des Spannungszustandes auf das Umformvermögen nach Stenger.	23
3.8	Zentralbruch beschrieben mit dem Geschwindigkeitsfeld.	26
4.1	Zentral zusammengesetzter Versuchsplan.	28
5.1	Längsschliff des Drahtes.	33
5.2	Längsschliff mit Rissbeginn.	34
6.1	Fließkurve C75 approximiert aus den Zugversuchen.	36
6.2	Geometrie und Randbedingungen der Ziehsimulation.	37
6.3	Geometrie und Randbedingungen des plättenden Walzstiches.	38

6.4	Geometrie und Randbedingungen der Türkenkopf-Anordnung.	39
6.5	Drahtquerschnitt nach dem ersten Walzstich mit isotroper Verfestigung. . .	41
6.6	Vergleich der in Abaqus implementierten Verfestigungsmodelle.	42
6.7	Drahtquerschnitt nach dem ersten Walzstich mit kinematischer Verfestigung.	43
6.8	Schnitt durch die Umformzone der ersten Ziehstufe.	44
6.9	Schädigung beim bestehenden Walzprozess.	45
6.10	Schädigungsentwicklung im bestehenden Umformprozess.	46
7.1	Eingabeoberfläche der Ziehplanberechnung in Excel.	48
7.2	Schädigungsentwicklung mit Ziehwinkeloptimierung nach Literatur.	50
7.3	Umformzone der ersten Ziehstufe des nach Literatur berechneten Ziehplans.	51
8.1	Kern- und Randschädigung durch Variation des Ziehwinkels α	52
8.2	Axialsymmetrisches Modell einer Ziehstufe.	56
8.3	Dreidimensionales und achsensymmetrisches Modell im Vergleich.	56
8.4	Regression der Kernschädigung \hat{D}_K bei $\mu = 0,05$	59
8.5	Regression der Randschädigung \hat{D}_R bei $\mu = 0,05$	60
8.6	Kern- und randschädigungsoptimierte Ziehwinkel $\alpha_{opt,K}$ und $\alpha_{opt,R}$	62
8.7	Schädigungsverläufe D der zur Validierung berechneten Ziehpläne.	64
8.8	Umformzone einer Ziehstufe mit $\varphi = 0,51$ und $\alpha_{opt,K} = 7,1^\circ$	65
8.9	Umformzone einer Ziehstufe mit $\varphi = 0,38$ und $\alpha_{opt,K} = 5,7^\circ$	66
9.1	Schädigung beim freien Plätten des ersten Walzstichs.	68
10.1	Fließkurve C80 approximiert aus den Zugversuchen.	71
10.2	Schädigung D nach den Zieh- und Walzversuchen.	72
10.3	Simulierte Schädigung D der durchgeführten Versuche.	73
11.1	Schädigung über den Querschnitt für die einzelnen Ziehplanvarianten. . . .	75
11.2	Schädigungsanteile der Umformschritte bis zum Endprodukt Profildraht. . .	76

Tabellenverzeichnis

4.1	Versuchsmatrix für drei Faktoren.	29
5.1	Chemische Zusammensetzung des Werkstoffes C75.	32
5.2	Üblicher Ziehplan mit Daten aus der Zugprüfung.	32
5.3	Üblicher Stichplan und Walzenabmessungen.	32
7.1	Ziehplan berechnet nach Literatur.	49
8.1	Normierung der Faktoren.	54
8.2	Versuchsmatrix zur Schädigungsoptimierung des Ziehwinkels.	55
8.3	Schädigungswerte aus den 15 Versuchen.	57
8.4	Koeffizienten der Regressionspolynome \hat{y}_1 und \hat{y}_2	58
8.5	Ziehplan mit schädigungsoptimiertem Ziehwinkel $\alpha_{\text{opt,K}}$ und drei Ziehstufen.	63
8.6	Ziehplan mit schädigungsoptimiertem Ziehwinkel $\alpha_{\text{opt,K}}$ und vier Ziehstufen.	63
8.7	Ziehplan mit schädigungsoptimiertem Ziehwinkel $\alpha_{\text{opt,K}}$ und fünf Ziehstufen.	63
10.1	Chemische Zusammensetzung des Werkstoffes C80.	69
10.2	Ziehplan für die firmeninterne Versuchsreihe.	69
10.3	Geometrie und Daten aus der Zugprüfung aus dem Versuch mit $\alpha \approx 8,0^\circ$	70
10.4	Geometrie und Daten aus der Zugprüfung aus dem Versuch mit $\alpha \approx 4,5^\circ$	71

Literaturverzeichnis

- [1] E. Doege† und B.-A. Behrens: *Handbuch Umformtechnik – Grundlagen, Technologien, Maschinen*, Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 2007.
- [2] R. Kopp und H. Wiegels: *Einführung in die Umformtechnik*, Verlag Mainz, Aachen, 2. Aufl., 1999.
- [3] B. Buchmayr: *Umformtechnik Einführung – Studienrichtung Montanmaschinenwesen – Skriptum zur Vorlesung*, Ausgabe WS 07/08, Lehrstuhl für Umformtechnik, MU-Leoben, Leoben, 2007.
- [4] G. Spur und T. Stöferle† (Hg.): *Handbuch der Fertigungstechnik – Band 2/1 Umformen*, Carl Hanser Verlag, München Wien, 1983.
- [5] H. Neumann (Hg.): *Kalibrieren von Walzen*, Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 2. Aufl., 1975.
- [6] A. Hensel, P. I. Poluchin und W. P. Poluchin (Hg.): *Technologie der Metallformung Eisen- und Nichteisenwerkstoffe*, Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1. Aufl., 1990.
- [7] A. Hensel und T. Spittel: *Kraft- und Abreitsbedarf bildsamer Formgebungsverfahren*, Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1. Aufl., 1978.
- [8] H. Fritz und G. Schulze (Hg.): *Fertigungstechnik*, VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf, 3. Aufl., 1995.
- [9] K. Lange (Hg.): *Umformtechnik – Handbuch für Industrie und Wissenschaft – Band 2: Massivumformung*, Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 2. Aufl., 1988.
- [10] K. Lange (Hg.): *Umformtechnik – Handbuch für Industrie und Wissenschaft – Band 1: Grundlagen*, Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 2. Aufl., 1984.
- [11] G. Spur und T. Stöferle† (Hg.): *Handbuch der Fertigungstechnik – Band 2/2 Umformen*, Carl Hanser Verlag, München Wien, 1984.
- [12] V. Gerth: “Produktivität und Präzision beim Kaltwalzen von Profildrähten – Aktueller Stand der Technik”, in: “4. Sommerschule Umformtechnik – Kaltumformung”, (B. Buchmayr, Hg.), S. 35–39, Lehrstuhl für Umformtechnik, MU-Leoben, Leoben, 2009.

- [13] D. Gross und T. Seelig: *Bruchmechanik – Mit einer Einführung in die Mikromechanik*, Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 4. Aufl., 2007.
- [14] J. Rösler, H. Harders und M. Bäker: *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*, Vieweg+Teubner / GWV Fachverlage GmbH, Wiesbaden, 3. Aufl., 2008.
- [15] F. Klocke und W. König†: *Fertigungsverfahren 4 – Umformen*, Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 5. Aufl., 2006.
- [16] M. Ayada, T. Higashino und K. Mori: “Central Bursting in Extrusion of Inhomogeneous Materials”, *Advanced Technology of Plasticity* 1:553–558, 1987.
- [17] Z. Zimmerman und R. J. Henry: “Drawing fine wire on wet wiredrawing machines”, *Wire Journal International* 17:242–257, 1984.
- [18] B. Avitzur: *Metal Forming: Processes and Analysis*, Materials Science and Engineering, McGraw-Hill Book Company, New York, 1968.
- [19] B. Avitzur: “Analysis of central bursting defects in extrusion and wire drawing”, *Engineering of Industry – Transactions of the ASME* B:79–91, 1968.
- [20] D. Klemens und I. Ständer: *Ziehfehlerkatalog – Fehlererscheinungen an gezogenen Drähten, Rohre, Stäben*, Deutsche Gesellschaft für Metallkunde - Informationsgesellschaft, Oberursel, 1985.
- [21] Verein Deutscher Eisenhüttenleute (Hg.): *Walzdrahtfehler*, Verlag Stahleisen mbH., Düsseldorf, 1973.
- [22] W. Kleppmann: *Taschenbuch Versuchsplanung*, Hanser Verlag, München Wien, 5. Aufl., 2008.
- [23] E. Scheffler: *Statistische Versuchsplanung und -auswertung*, Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Stuttgart, 3. Aufl., 1997.
- [24] Firma Pengg Austria GmbH in Thörl: “Versuchsdaten – Zieh- und Stichpläne”, E-Mail, 2009/10.
- [25] A. Walzl: *Schliffbilder*, Lehrstuhl für Umformtechnik, MU-Leoben, Leoben, 2009.
- [26] Dassault Systèmes: *Abaqus Online Documentation, Version 6.9*, 2009.