

Numerische Untersuchungen zur Auslegung
von Präzisionsumformprozessen am Beispiel
schrägverzahnter Stirnräder

Vom Fachbereich Maschinenbau
der Universität Hannover
zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor-Ingenieur
genehmigte Dissertation
von

Dipl.-Ing. Ingo Neubauer
geboren am 16. September 1967 in Braunschweig

2001

1. Referent: Prof. Dr.-Ing. E. Doege
 2. Referent: Prof. Dr.-Ing. B. Heimann
- Tag der Promotion: 15.01.2002

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen der Universität Hannover.

Dem Leiter des Instituts, Herrn Prof. Dr.-Ing. E. Doege, gebührt mein besonderer Dank für die großzügige Unterstützung bei der Durchführung dieser Arbeit. Desweiteren danke ich an dieser Stelle Herrn Prof. Dr.-Ing. B. Heimann für die eingehende Durchsicht der Arbeit und die Übernahme des Koreferates, sowie Herrn Prof. Dr.-Ing. F.-W. Bach für dessen Bereitschaft, den Vorsitz der Prüfungskommission zu übernehmen.

Dr.-Ing. Rüdiger Bohnsack und Dr.-Ing. Marius-Ioan Rotarescu danke ich für ihre stetige Diskussionsbereitschaft und ihre Anteilnahme am Fortgang dieser Arbeit.

Für die kritische Durchsicht und ihre vielfältigen Anregungen möchte ich mich außerdem bei Dr.-Ing. Christoph Kaminsky, Dr.-Ing. Tarik El-Dsoki, Guido Dreyer und Dr.-Ing. André Kröff bedanken.

Weiterhin danke ich den Projektpartnern der DFG-Forschergruppe „Präzisionsumformung von schrägverzahnten Zahnrädern, Herstellung, Wärmebehandlung und Prüfung“, die diese Arbeit durch wertvolle Anregungen und Hinweise unterstützt haben.

Allen Mitarbeitern des Instituts für Umformtechnik und Umformmaschinen spreche ich meinen Dank für die langjährige Zusammenarbeit aus.

Mein größter Dank gilt meiner Ehefrau Kerstin Neubauer und meinen Kindern, die diese Arbeit mit uneingeschränkter Unterstützung begleitet haben.

Inhaltsverzeichnis

Vorwort	III
1 Einleitung	1
2 Stand der Kenntnisse	4
2.1 Massivumformverfahren zur Fertigung von Präzisionsteilen	8
2.1.1 Kaltfließpressen	8
2.1.2 Warmumformung.....	9
2.2 Konzepte zur umformtechnischen Herstellung schrägverzahnter Stirnräder	13
2.3 Methoden zur Modellierung von Umformprozessen	18
2.3.1 „Analytische“ Lösungsmöglichkeiten in der Umformtechnik	18
2.3.1.1 Elementare Plastizitätstheorie	18
2.3.1.2 Schrankenverfahren	20
2.3.1.3 Fehlerabgleichverfahren	21
2.3.2 Finite-Elemente-Methoden für die Berechnung von Umformprozessen.....	21
2.3.3 Spezielle Algorithmen zur numerischen Simulation von Umformprozessen.....	24
2.3.3.1 Dimension der Modellierung.....	24
2.3.3.2 Thermo-mechanische Kopplung	25
2.3.3.3 Beschreibung des Wärmeübergangs.....	28
2.3.3.4 Modellierung der Umformwerkzeuge	30
2.3.3.5 Netzqualität.....	31
2.3.3.6 Explizite Zeitintegrationsverfahren	35
2.3.3.7 EULERSche Betrachtungsweise	35
2.3.4 Ermittlung von Material- und Prozeßdaten	38

3	Zielsetzung.....	40
4	FEM-Simulation schrägverzahnter Zahnradgeometrien.....	44
4.1	Ansätze zur Reduzierung des Modellumfanges.....	45
4.2	Auswahl eines Rechenmodells für Stoffflußuntersuchungen.....	52
5	Untersuchungen zum Stofffluß während der Umformung.....	55
5.1	Modelle zur Stoffflußuntersuchung.....	56
5.2	Ermittlung der Materialdaten.....	66
5.2.1	Aufnahme von Fließkurven für aufgekohlte Einsatzstähle.....	66
5.2.2	Zylinderstauchversuche.....	68
5.2.3	Berechnung isothermer Fließkurvenscharen.....	77
5.2.4	Analytische Beschreibung von Fließkurven.....	85
5.3	Implementierung eines Zweistoff-Materialmodells.....	91
5.4	Resultate der Stoffflußuntersuchungen.....	93
6	Untersuchung der auftretenden Werkzeugbelastungen.....	96
6.1	Möglichkeiten zur Behandlung des Werkstück-Werkzeug-Kontaktes.....	96
6.2	Implementation eines Programmmoduls zur Übertragung der Randbedingungen.....	98
6.3	Untersuchung der mechanischen Belastungen einer Verzahnungsmatrize.....	104
6.4	Untersuchung der thermischen Belastungen unter zyklischer Beanspruchung.....	109
7	Zusammenfassung und Ausblick.....	113
	Literatur.....	115
	Lebenslauf.....	121

Symbolverzeichnis

Symbol	Einheit	Bedeutung
α_{film}	$\frac{\text{mW}}{\text{mm}^2 \text{K}}$	vereinfachter Wärmeübergangskoeffizient
Δ	-	Inkrementelle Änderung der nachfolgenden Größe
δ	-	beliebige, zulässige Variation von
$\frac{\partial}{\partial x}$	-	partielle Ableitung einer Größe nach der unabhängigen Variablen x
ε	-	Dehnung, Formänderungszustand
$\dot{\varepsilon}$	s^{-1}	Formänderungsgeschwindigkeit
η	-	Umformwirkungsgrad
ρ	$\frac{\text{kg}}{\text{mm}^3}$	Massendichte
σ	MPa	Spannung, Spannungszustand
$\bar{\sigma}$	MPa	Vergleichsspannung
τ	MPa	Schubspannung
τ	s	Taktzeit
ϕ	-	(Vergleichs-)Umformgrad
ϕ_{seg}	°	Segmentwinkel
$\dot{\phi}$	s^{-1}	(Vergleichs-)Umformgeschwindigkeit
ω	s^{-1}	Winkelgeschwindigkeit
[A]	-	Matrix
A_0	mm^2	Ausgangsquerschnittsfläche
a	-	Skalar
\vec{a}	-	Vektor
C_{ijkl}^e	MPa	Elastischer Materialtensor

Symbol	Einheit	Bedeutung
C_{ijkl}^{ep}	MPa	Elastisch-plastischer Materialtensor
C_{rel}	-	Relativer Aufkohlungsgrad
c	$\frac{J}{gK}$	spezifische Wärmekapazität
E	MPa	Elastizitätsmodul
F	N	Kraft
h_i	-	Ansatzfunktion für Knoten i
$[K]$	MPa	Steifigkeitsmatrix
k	$\frac{W}{mK}$	Wärmeleitfähigkeit
k_f	MPa	Fließspannung
P	W	Leistung
Q	J	Absolute Wärmemenge
q	$\frac{J}{kg} mm^3$	spezifische Wärmemenge
\dot{q}_{12}	$\frac{Jmm^3}{kgs}$	spezifischer Wärmestrom zwischen zwei Körpern '1' u. '2'
\vec{r}	-	Ortsvektor, natürliches Koordinatensystem
S	mm^2	Flächeninhalt
s_{ij}	MPa	Spannungsdeviator in Tensorschreibweise
T	$^{\circ}C$	Temperatur
$[T]$	-	Transformationsmatrix
\dot{T}	$\frac{K}{s}$	Erste Ableitung der Temperatur nach der Zeit
t	s	Zeit

Symbol	Einheit	Bedeutung
u	mm	Verschiebung
V	mm^3	Volumeninhalt
v	$\frac{\text{mm}}{\text{s}}$	Geschwindigkeit
w_{tot}	$\frac{\text{J}}{\text{kg}} \text{mm}^3$	gesamte spezifische Energie
\vec{x}	mm	Ortsvektor, kartesisches Koordinatensystem

Für die Darstellung von Gleichungen in Tensorschreibweise wird die EINSTEINSche Summenkonvention verwendet, wonach über einen doppelt auftretenden Index stets zu summieren ist, wenn nicht ausdrücklich das Gegenteil vermerkt ist.

Kurzfassung

Damit präzisionsgeschmiedete Zahnräder bei Verwendung von Einsatzstählen prozeßintegriert wärmebehandelt werden können, müssen sie bereits vor der Umformung aufgekohlt werden. Die Ermittlung der benötigten Aufkohlungstiefe erfordert hohen experimentellen Aufwand. Daher werden Wege aufgezeigt, wie sich diese Stofffluß-Untersuchungen an mantelseitig aufgekohlten Vorformen mit der Finite-Elemente-Methode (FEM) durchführen lassen.

Um neben einer geometriebezogenen Betrachtungsweise auch die unterschiedlichen Materialeigenschaften in Kernbereich und Randschicht berücksichtigen zu können, wird ein Zweistoff-Material-Unterprogramm entwickelt und in kommerzielle FE-Software implementiert. Für die numerischen Untersuchungen ist es dann erforderlich, Fließkurvendaten für Kern- und Randbereich bereitzustellen. Hierzu wurde ein Verfahren entwickelt, das diese Daten aus den beim Stauchen mantelseitig aufgekohlter Proben gewonnenen Rohdaten extrahiert.

Schließlich wurde die beim Präzisionsschmieden von schrägverzahnten Stirnrädern auftretende thermische und mechanische Werkzeugbeanspruchung ermittelt. Hierzu wurde ein Verfahren verwendet, bei dem die Berechnung der Werkzeuge entkoppelt von der Umformsimulation erfolgen kann.

Stichworte: Präzisionsschmieden, Finite-Elemente-Methode, Wärmebehandlung

Abstract

To perform process-integrated heat treatment for precision-forged gear wheels out of case-hardened steels, the slugs need to be carburized before forging. The determination of the necessary carburizing depth requires high experimental efforts. Therefore ways are pointed out how these material flow investigations of carburized slugs can be accomplished with the finite element method (FEM).

To be able to consider also apart from a geometry-referred viewpoint the different material properties in core and outer zone, a multi-material-subroutine is developed and implemented into commercial FE software. For the numerical investigations it is further necessary to make available flow curves for core and outer zone. Therefore a procedure was developed, which extracts these data from the raw data won by upsetting tests of laterally carburized samples.

Finally the thermal and mechanical die loads resulting from the precision forging process of helical spur wheels were determined. This was achieved with a procedure that decouples the computation of the tools from the forging simulation.

Keywords: Precision Forging, Finite Element Method, Heat Treatment

1 Einleitung

Umformtechnisch gefertigte Bauteile sind wegen ihrer im Vergleich zu alternativen formgebenden Fertigungsverfahren günstigen Betriebsfestigkeitseigenschaften mit einem besonderen Qualitätsanspruch behaftet. Die in ihrem Fertigungsverfahren erworbenen Eigenschaften sollen Schmiedeteile belastungsfähiger, verschleißbeständiger, betriebsicherer und somit wirtschaftlicher machen als vergleichbare, mit anderen Verfahren gefertigte Teile.

Obwohl sich die Umformteile wegen ihrer hervorragenden Eignung als sicherheitsrelevante Bauteile oftmals in den hochtechnologischen Produkten der Automobil-, Luft- und Raumfahrtindustrie wiederfinden, vermittelt der bloße Anblick einer unter Produktionsbedingungen laufenden Schmiedeanlage wohl in den seltensten Fällen das Gefühl, es hier ebenfalls mit einer Hochtechnologie zu tun zu haben. Dabei erfordern gerade die rauen Bedingungen des Schmiedebetriebs besondere Sorgfalt bei der Prozeßauslegung, um hinreichend gleichbleibende Fertigungsqualitäten sicherstellen zu können.

Durch den zunehmenden Verdrängungswettbewerb der konkurrierenden Fertigungsverfahren aus den Bereichen Zerspanen bzw. Urformen ist die umformende Industrie genötigt, mit einer ständigen Weiterentwicklung ihrer Fertigungsprozesse ihre Wettbewerbsfähigkeit sicherzustellen. Als wesentlicher Schritt ist hierzu die Entwicklung und Einführung der Genauschmiedeverfahren anzusehen, mit denen die Vorteile höherer Werkstoffausnutzung und reduziertem Weiterverarbeitungsaufwand in idealer Weise kombiniert werden.

Zahnräder für die Getriebe der Personenkraftfahrzeug- und Nutzfahrzeugindustrie bilden aufgrund der hohen Stückzahl, in der diese Maschinenelemente benötigt werden sowie wegen der bereits angesprochenen positiven Eigenschaften einer umformenden Fertigung ihrer Funktionselemente eine besonders attraktive Teileklasse zur endkonturnahen Fertigung durch die Schmiedetechnik. Jedoch erfordert der Schritt von der konventionellen umformenden Fertigung des Zahnradrohrlings mit anschließend spanend erfolgreicher Einbringung der Laufverzahnung zu einer vollständigen umformenden Formgebung mit endkonturnahen Funktionsflächen einen erheblichen Mehraufwand für die Konzeption und Auslegung. Welche Mittel und Werkzeuge ste-

hen dem Ingenieur zur Verfügung, um diese Aufgabe unter Beachtung aller ökonomischen Faktoren erledigen zu können?

Der Inhalt dieser Arbeit soll eine Antwort auf diese Frage geben. Die Simulation bietet dem in der Schmiedeindustrie tätigen Ingenieur oftmals die einzige Chance, sein Erfahrungswissen durch eine Art „virtuelle Trial-and-error-Methode“ zu erweitern und Informationen über das Prozeßverhalten zu gewinnen, die an der realen Schmiedepresse nur unter erheblichem meßtechnischen Aufwand zu ermitteln sind. Neben den Aspekten der Meßtechnik wirkt sich einerseits die Tatsache, daß reale Versuche eben auch reale, aufwendig zu fertigende Werkzeuge benötigen, und andererseits der durch Versuchsschmiedungen bedingte Produktionsausfall an der Presse nachteilhaft auf die Kosten-Nutzen-Bilanz aus.

Grundvoraussetzung für den Einsatz der in dieser Arbeit angeführten numerischen Simulationsverfahren bildet die Akzeptanz der EDV in den Schmiedeunternehmen. Gerade bei Gravuren für Verzahnungen vermag erst die rechnergestützte Konstruktion der Umformwerkzeuge die erforderliche Genauigkeit zu reproduzieren [61]. Die für derartige Geometrien zulässigen Toleranzen liegen oftmals im Bereich weniger Mikrometer und sind ohne diese Technologie kaum zu realisieren.

Erst die Verfügbarkeit der Werkzeuggeometrie in elektronisch weiterverarbeitbarer Form gestattet dem in der Entwicklung tätigen Ingenieur, den Übergang von der rechnergestützten Konstruktion mittels CAD in eine „computer aided engineering“ (CAE)-Technologie zu vollziehen, welche ihn mittels Simulation bei der Prozeßauslegung unterstützt.

Derzeit erleben wir einen dramatischen Entwicklungsschub in diesen Technologien, der unter anderem durch den massiven Preisverfall bei gesteigerter Leistungsfähigkeit im Bereich der Hardware verursacht wird. Dies gestattet auch den traditionell mittelständischen Unternehmen der Schmiedeindustrie bei vergleichsweise geringen Investitionen in EDV den Einstieg in diese Technologie.

Die vorliegende Arbeit zeigt auf, wie die numerische Simulation als Werkzeug zur effizienten Auslegung von Präzisionsschmiedeprozessen angewendet werden kann. Dazu wird in Kapitel zwei zunächst ein Überblick über den derzeitigen Entwicklungsstand im Bereich der Umform- u. Simulationstechnologie gegeben. Kapitel drei

definiert die Zielsetzung dieser Arbeit, deren Umsetzung in den nachfolgenden Kapiteln vier bis sechs erörtert wird. Abschließend werden die wesentlichen Erkenntnisse in Kapitel sieben zusammengefaßt.

2 Stand der Kenntnisse

Wie in fast allen Bereichen der heutigen Technik ist auch die Entwicklung und Optimierung von Präzisionsumformverfahren gekennzeichnet durch eine zunehmend enger werdende Verzahnung der technologischen Komponente mit den Möglichkeiten moderner numerischer Simulationsverfahren. Dabei ist die Analyse von Realprozessen mittels Simulation auch in der Umformtechnik ein seit langer Zeit eingesetztes Verfahren. In der Vergangenheit wurde größtenteils von der sog. physikalischen Simulation, in welcher der Umformvorgang mit Modellwerkstoffen wie Blei oder Plastilin modelliert wurde, Gebrauch gemacht. Das primäre Ziel dieser Simulationen bestand darin, mit gemessen an dem Fertigungsaufwand für die späteren Produktionswerkzeugen möglichst einfachen Mitteln den resultierenden Stofffluß vorhersagen zu können, um eine optimierte Prozeßauslegung zu ermöglichen. Die in [Abbildung 1](#) dargestellte Umformsimulation eines Achslappens liefert im wesentlichen Informationen über das Füllungsverhalten. Aus der Deformation der farblich gekennzeichneten Plastilinstreifen lassen sich außerdem der Stofffluß und die lokale Verzerrung im Material ableiten. Eine Auswertung von Füllungsverhalten, Stofffluß und räumlicher Verzerrungsverteilung liefert Hinweise auf mögliches Verbesserungspotential bei der Gestaltung der Werkzeuggeometrie.

Der technische Fortschritt im Bereich von Hard- und Software hat heute dazu beigetragen, daß die physikalische Simulation weitgehend durch numerische Berechnungsverfahren ersetzt werden konnte. Mit der numerischen Simulationstechnik eröffnet sich nun eine ganze Reihe von neuen Möglichkeiten, Umformprozesse unter Verwendung moderner Werkzeugtechnologien effizient auszulegen. Als Beispiel sei hierzu auf die in [Abbildung 2](#) dargestellte Stoffflußsimulation eines mit unterschiedlichen Vorformgeometrien modellierten Präzisionsschmiedeprozesses verwiesen. Die numerische Simulation liefert zusätzlich zur Geometrie des Werkstücks auch örtlich und zeitlich aufgelöste Zustandsgrößen des Werkstückwerkstoffes, wie es in [Abbildung 3](#) anhand der Verteilung des Umformgrades dargestellt ist. Damit ergeben sich gegenüber der physikalischen Simulation weitergehende Möglichkeiten zur Auswertung der Simulationsergebnisse. So kann zu beliebigen Zeitpunkten während des (virtuellen) Umformprozesses verfolgt werden, mit welchen Geschwindigkeiten und auf welchen Bahnen sich die einzelnen Werkstoffpartikel des umzuformenden Bauteils bewegen. Die gewonnenen Informationen sind sehr hilfreich, um bereits

frühzeitig in der Simulation die Ursachen für spätere Schmiedefehler wie Falten oder Unterfüllungen entdecken zu können und wirksame Abhilfemaßnahmen in Form von Korrekturen bei Geometrie und/oder Prozeßparametern zu entwickeln.

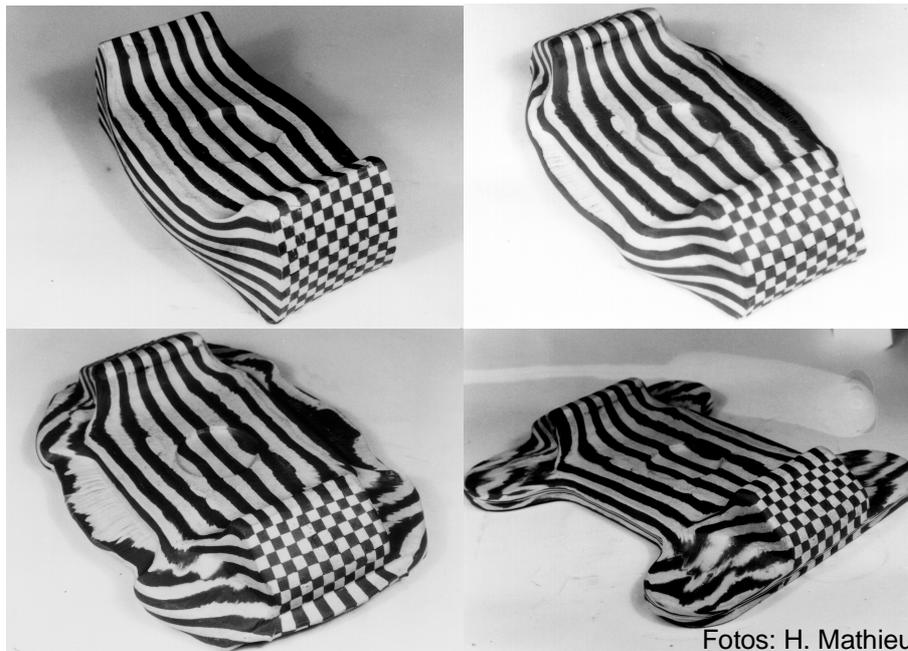


Abbildung 1: *Physikalische Umformsimulation mit dem Modellwerkstoff Plastilin [36]: Oben - Reales Schmiedestück; unten - Deformationsstadien aus dem Modellversuch*

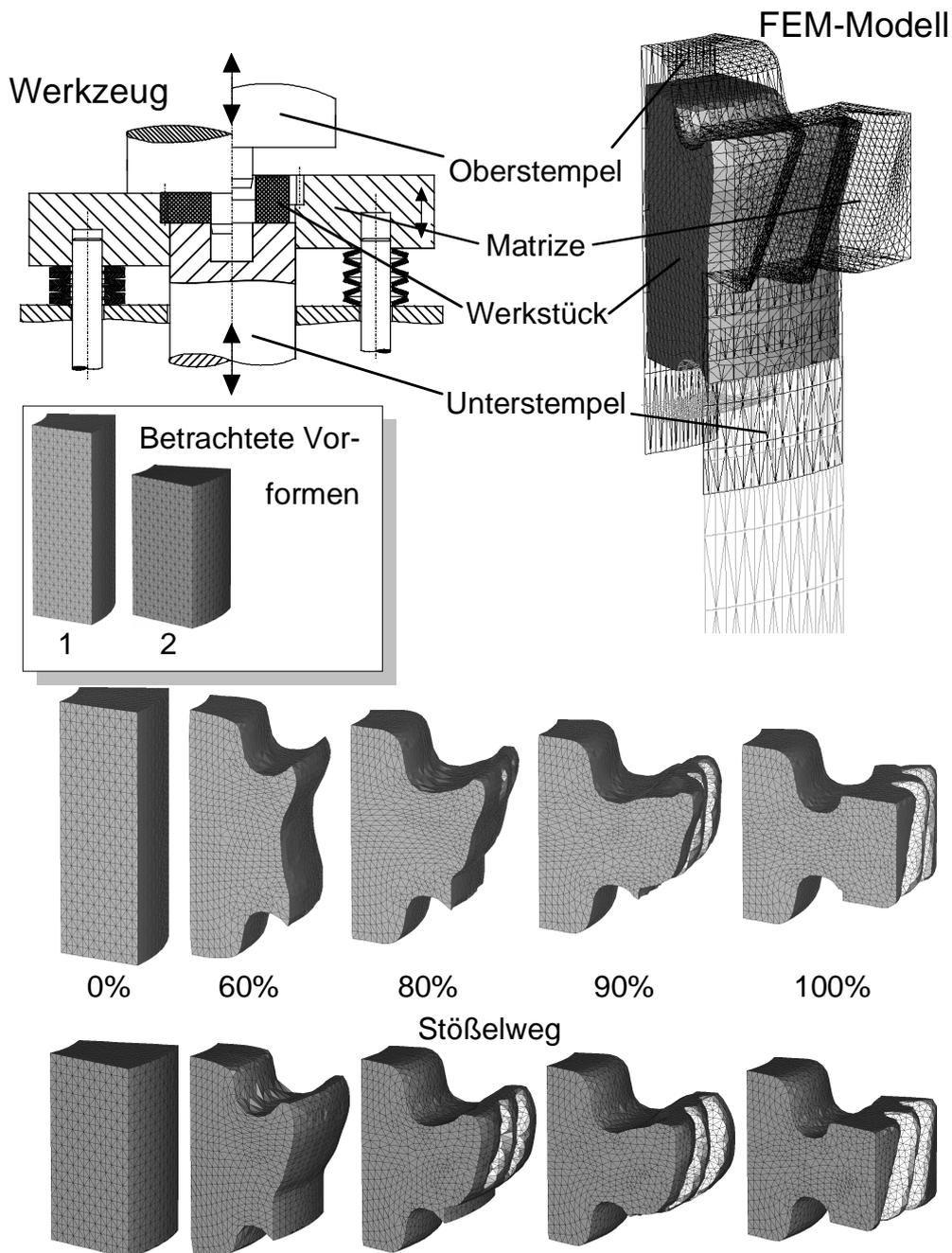


Abbildung 2: Stofffluß-Simulation eines Präzisionsschmiedeprozesses. Oberer Bildteil: Werkzeugprinzip und dazugehöriges FEM-Modell; unterer Bildteil: Berechneter Stofffluß bei unterschiedlichen Vorformgeometrien

Die heutige Leistungsfähigkeit der Simulationsverfahren erleichtert auch die Entwicklung und Anwendung neuer Werkzeugtechnologien und Umformverfahren. Als

Beispiel sei hierzu auf die in [7] beschriebene Entwicklung eines neuartigen Schieberwerkzeuges zur Masseverteilung beim Präzisionsschmieden von Langteilen hingewiesen. Bei diesem Verfahren erfolgt die Masseverteilung durch das seitliche Eindringen mehrerer Stempel in eine geschlossene Hohlform. Durch die numerische Simulation läßt sich die erforderliche Kinematik der Schieberelemente, also die zeitliche Abfolge, in der sich diese in die geschlossene Hohlform bewegen, bestimmen. Sie ist somit zu einem integralen Bestandteil im Entwicklungsprozeß geworden. Um diesem Dualismus Rechnung zu tragen, wird in den folgenden Abschnitten dieses Kapitels sowohl auf den Entwicklungsstand der Präzisionsschmiedetechnik als auch auf Lösungsverfahren und Einsatzmöglichkeiten von Simulationsverfahren bei der Entwicklung neuartiger Umformverfahren eingegangen.

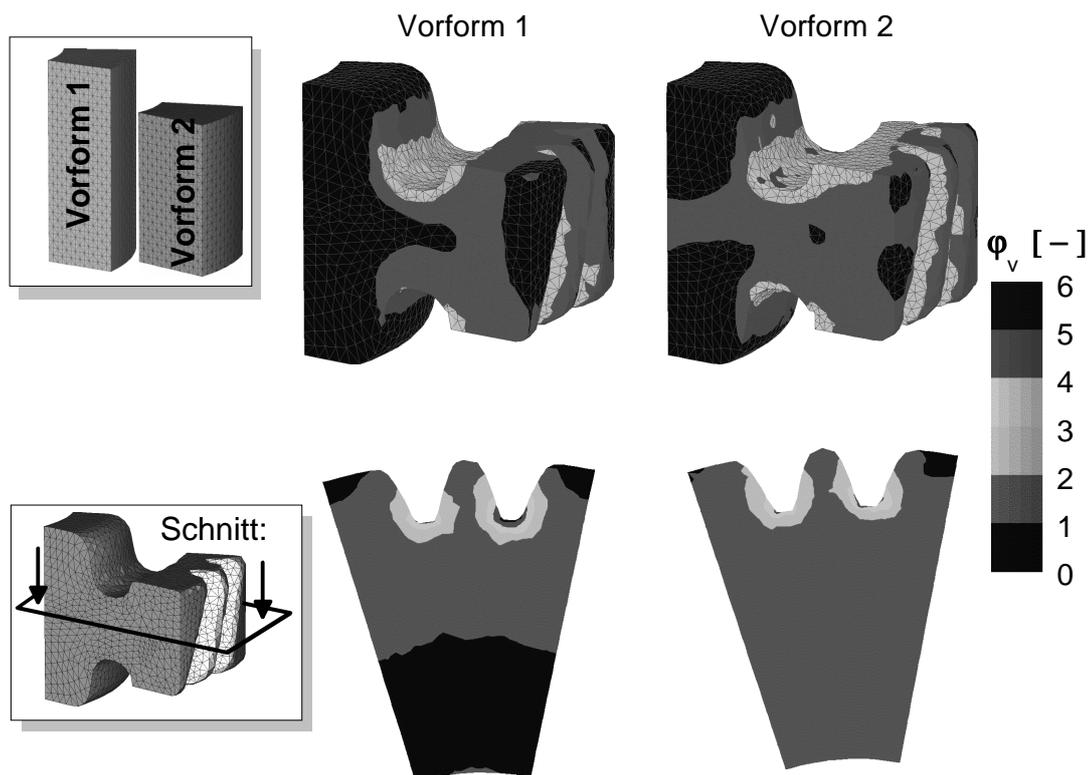


Abbildung 3: Verteilung des Umformgrades bei Verwendung unterschiedlicher Vorformgeometrien

2.1 Massivumformverfahren zur Fertigung von Präzisionsteilen

2.1.1 Kaltfließpressen

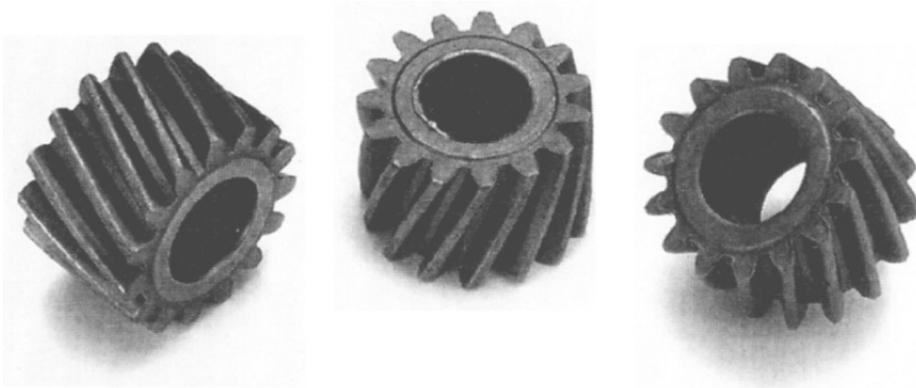


Abbildung 4: Durch Kaltfließpressen gefertigte Verzahnungen [14]

Das Kaltfließpressen bietet eine Reihe von Eigenschaften, welche dieses Verfahren für die Herstellung von Verzahnungen in gewissem Umfang geeignet erscheinen lassen [55]. Zu nennen sind hier insbesondere:

- optimale Werkstoffausnutzung,
- hohe Mengenleistung bei kurzen Stückzeiten,
- hohe und reproduzierbare Maß- und Formgenauigkeit,
- hohe Oberflächengüte sowie
- günstige Bauteileigenschaften durch Ausnutzung der Kaltverfestigung.

Demgegenüber weist dieses Verfahren jedoch auch Nachteile auf, die einerseits in dem eingeschränkten Umformvermögen der Werkstoffe, andererseits in den resultierenden Werkzeugbeanspruchungen begründet sind. So schränkt das begrenzte Umformvermögen die herstellbaren Verzahnungen hinsichtlich Modul und Schrägungswinkel ein, da mit (relativ zum Zahnradgrundkörper) schlankerer Zahnform unzulässig große Umformgrade im Zahnfuß auftreten können.

Das Einbringen stirnseitiger Nebenformelemente wie Anlaufkonus oder Kupplungsverzahnung ist bei der kaltumformenden Herstellung durch Fließpressen aus den genannten Gründen nur in Ausnahmefällen möglich.

2.1.2 Warmumformung

Ist die Entwicklung der Stadienfolge eines Kaltumformprozesses geprägt von der Forderung nach Begrenzung der auftretenden Umformgrade auf ein vom Werkstoff „ertragbares“ Maß, können bei Warmumformprozessen extrem große Formänderungen auftreten, ohne daß werkstoffseitiges Versagen auftritt. Dieser elementare Unterschied zwischen Kalt- und Warmumformung liegt in den oberhalb eines bestimmten Temperaturniveaus kontinuierlich auftretenden, sich bei fortschreitenden Verzerrungen ständig wiederholenden Rekristallisationsvorgängen begründet, welche eine (zum Versagen führende) Konzentration der Versetzungsdichte verhindern.

Ein weiterer, positiver Nebeneffekt der Warmumformverfahren besteht in der gegenüber Kaltumformprozessen erheblich geringeren Fließspannung, die bei gleicher Maschinenkapazität die Ausformung erheblich größerer und komplexerer Bauteile, wie sie in Abbildung 5 gezeigt werden, gestattet.

„Erkauft“ werden diese Vorteile der Schmiedetechnik mit den Problemen, die die hohe Werkstücktemperatur mit sich bringt: Hier sind einerseits die thermischen Werkzeugbelastungen infolge des Wärmeübergangs vom heißen Schmiedestück in die oberflächennahen Bereiche der Werkzeuge zu nennen, andererseits die aus Werkzeugerwärmung und Bauteilschrumpfung resultierenden Maßunsicherheiten. Der erstgenannte Punkt erfordert daher im allgemeinen den Einsatz spezieller vergüteter Warmarbeitsstähle für die Werkzeuge, die auch im Temperaturbereich um 650°C noch ausreichende Festigkeit und Verschleißbeständigkeit aufweisen. Die resultierenden Maßunsicherheiten erfordern entweder eine komplexe rechnerische Berücksichtigung ihrer Ursachen bei der Bestimmung der Werkzeuggeometrie („thermische Kompensation“) oder eine entsprechend grob tolerierte Bauteilgeometrie.

Während die ersten drei Punkte dieser Liste direkt aus geometrischen Überlegungen resultieren, verbirgt sich hinter den letzten beiden Punkten die Forderung nach konstanter Vorformmasse und konstantem Vorformvolumen, wobei sich erstgenannter Punkt auf die Maßhaltigkeit, letztgenannter auf die Gravurfüllung auswirkt.

Dem mit der Erfüllung obengenannter Punkte verbundenen Aufwand steht eine Reihe von Vorteilen der Präzisionsschmiedetechnik gegenüber [35]. Zu nennen sind:

- höhere Materialausnutzung,
- geringere Kosten der Weiterbearbeitung,
- höhere Belastbarkeit durch beanspruchungsgerechte Orientierung der Materialfasern sowie
- erweiterte Gestaltungsmöglichkeiten durch Wegfall fertigungsbedingter Geometrielemente wie z.B. Freistriche.

Aus wirtschaftlichen Erwägungen ist jedoch zu berücksichtigen, daß die Substitution bestehender Fertigungsverfahren und -abläufe durch die Präzisionsschmiedetechnik nur mit geringeren Fertigungskosten zu rechtfertigen ist. Lediglich in Einzelfällen können verfahrensbedingte Vorteile den Ausschlag für die Anwendung umformender Verfahren bilden [34]. Insbesondere für die Produktgruppe der Turbinen- und Verdichterschaufeln konnte sich die Präzisionsschmiedetechnik bereits vor geraumer Zeit gegenüber spanenden Verfahren etablieren [35]. Im Bereich der Getriebeteile bietet das Präzisionsschmieden von Bauteilen mit einbaufertigen Funktionsflächen nicht nur wirtschaftliche, sondern auch technologische Vorteile: Anhand von im Pulsatorversuch aufgenommenen WÖHLERlinien wurde bei Kegelrädern eine signifikant höhere Zahnfußtragfähigkeit der geschmiedeten gegenüber einer konventionell gespannten Variante nachgewiesen [31].



Abbildung 6: Auswahl an durch Präzisionsschmieden hergestellter Bauteile

Industriell angewendete Präzisionsschmiedeprozesse besitzen in der Regel eine oder mehrere Vorformstufen und eine Endformstufe. Die finalen Maße erhält das Bauteil in einer bei Raumtemperatur auf einer Kalibrierpresse durchgeführten Kalibrieroperation. Damit beschränkt sich die Anwendbarkeit dieser Verfahren jedoch auf Bauteile, deren zu kalibrierende Funktionsflächen eine Projektionsfläche in Achsrichtung des Kalibrierwerkzeuges besitzen [34]. Typische Bauteile hierfür sind geradverzahnte Kegel- und Tellerräder, dagegen sind Zylinderräder mit Ausnahme der KONOZYL-Verzahnung nicht kalibrierfähig. Damit erfordert die umformende Fertigung von Zylinderrädern die vollständige Ausformung der Funktionsflächen in einer Operation, die kein abschließendes Kalibrieren erfordert. Selbstverständlich können dieser Operation Vorformstufen vorgeschaltet sein und sich weitergehende Operationen wie z.B. Lochen oder das Ausformen von Kupplungsverzahnungen anschließen.

2.2 Konzepte zur umformtechnischen Herstellung schrägverzahnter Stirnräder

Die einstufige Ausformung von Stirnrädern erfordert neben einer exakt ausgelegten Werkzeuggeometrie, in der die Effekte von Bauteilschrumpfung sowie thermischer und mechanischer Werkzeugdehnung berücksichtigt sind, eine geeignete Werkzeugtechnologie, die ein einwandfreies Füllverhalten gewährleistet.

Hierzu entwickelte ADAMS ein Fertigungssystem zum Präzisionsschmieden von geradverzahnten Zylinderrädern [1], welches von BEHRENS in einer automatisierten Pilotanlage umgesetzt wurde. Die von ihm konstruierte und in [Abbildung 7](#) skizzierte Anlage mit den Komponenten Rohteilmagazin, Erwärmungsanlage, Umformmaschine, Werkzeugsystem, Fertigteilablage sowie Kühl- und Schmiereinrichtung erfüllt die obengenannten Anforderungen zur Reproduzierbarkeit. Das verwendete Werkzeugsystem ([Abbildung 8](#)) basiert auf dem Umformverfahren „Formstauchen“, in dem die Zahnräder aus Zylinderrohren durch das Eindringen paralleler Stauchbahnen in einem geschlossenen Werkzeug geschmiedet werden. Durch Verwendung einer frei beweglichen („schwimmenden“) Matrize konnte die Kantenausfüllung wesentlich verbessert werden.

Das Verfahren erfordert, daß Ober- und Unterstempel (Auswerfer), welche die Stauchbahnen bilden, die Negativform der Matrizengeometrie enthalten und somit als verzahnte Stempel ausgeführt werden müssen. Damit erfordert die Anwendung dieses Verfahrens zur Fertigung schrägverzahnter Stirnräder die Überlagerung einer gesteuerten Drehbewegung zur translatorischen Bewegung des Oberstempels. Hierzu stellen ADAMS und DOEGE ein Werkzeugsystem vor, das sich durch eine drehbar gelagerte Matrize auszeichnet [10]. Wie in [Abbildung 9](#) dargestellt, dringen die verzahnten Stempel mit einer Schraubbewegung axial in die Matrizenverzahnung ein und führen die Umformung aus.

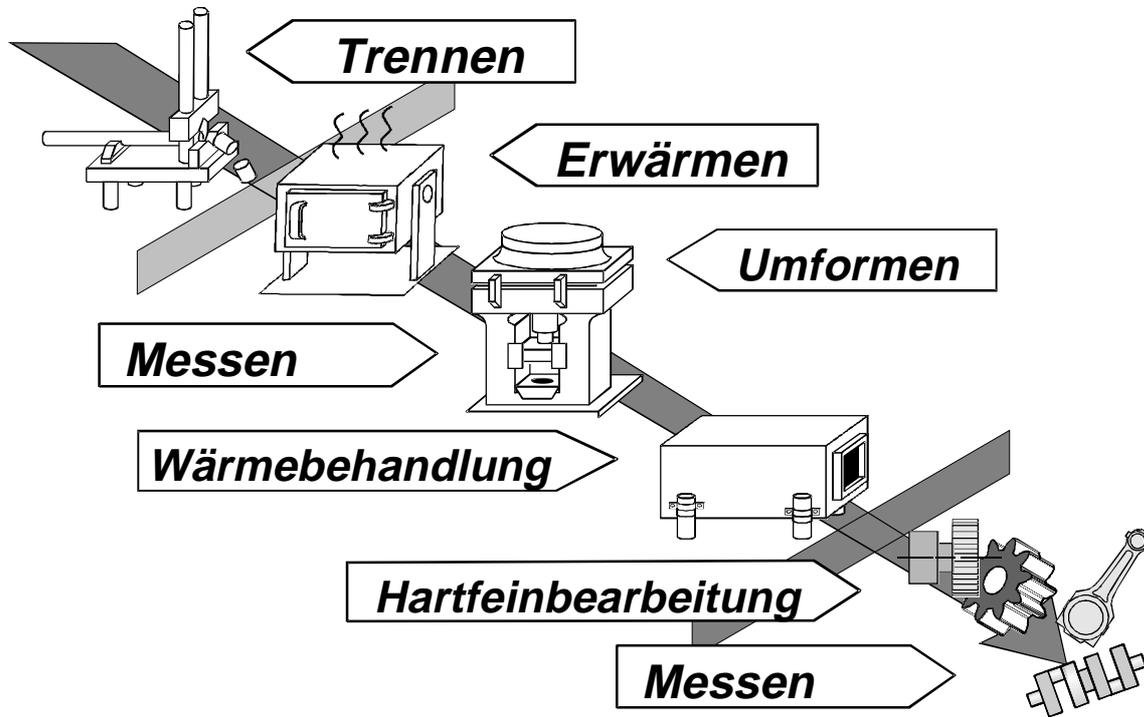


Abbildung 7: Anlage zum Präzisionsschmieden von geradzahnten Zylinderrädern [4]

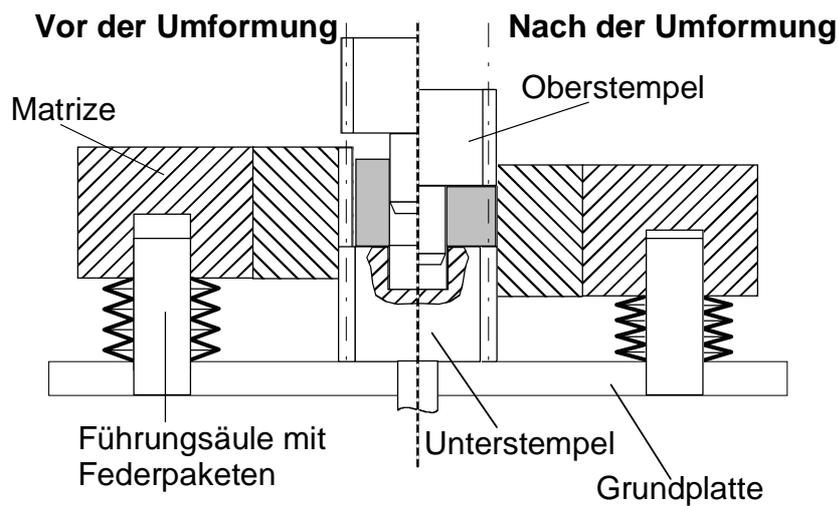


Abbildung 8: Präzisionsschmieden von Zylinderrädern nach [1]

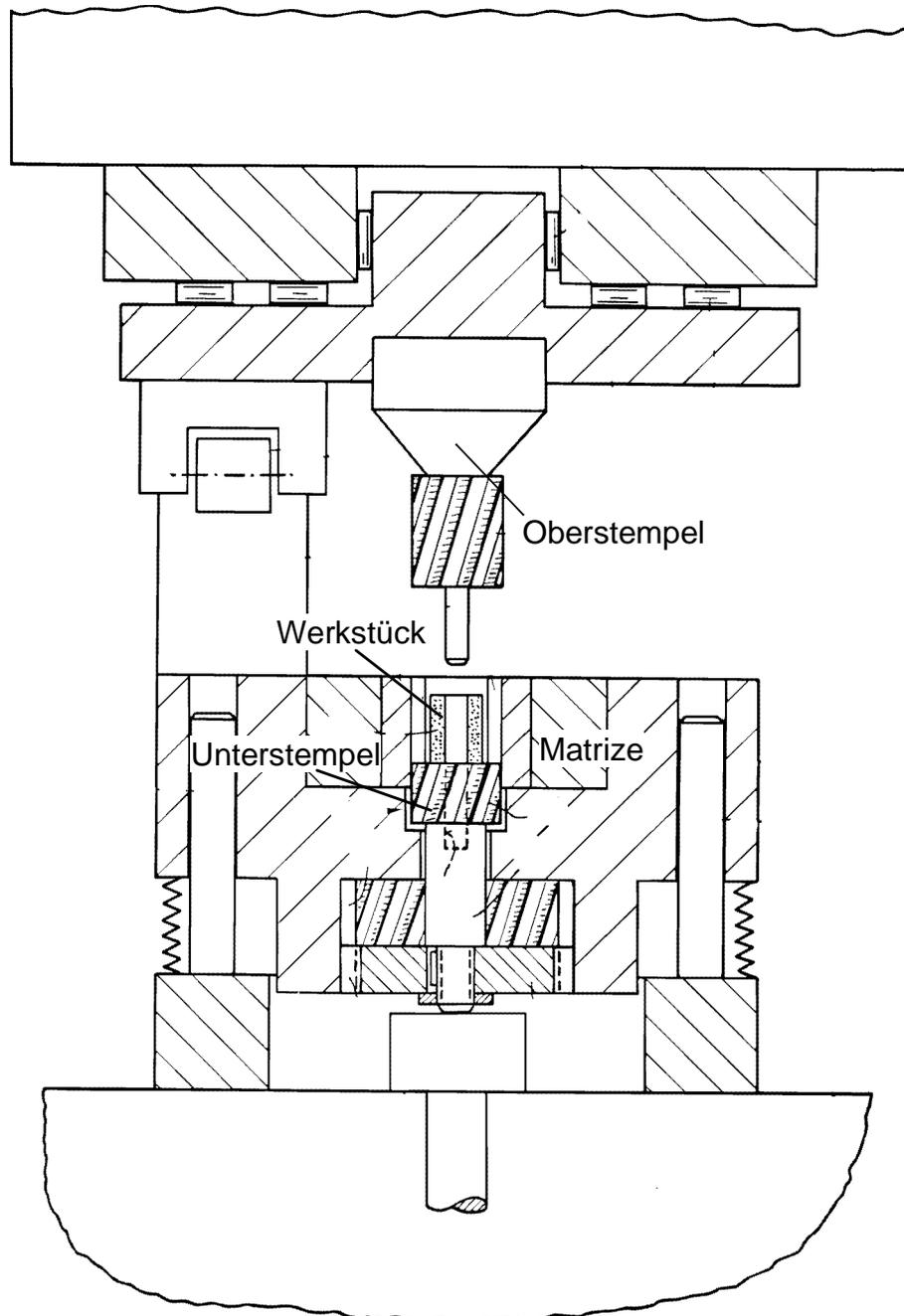


Abbildung 9: *Werkzeugsystem zum Formstauchen schrägverzahnter Stirnräder*

WESTERKAMP verwendet für das Präzisionsschmieden schrägverzahnter Antriebselemente ein erheblich einfacheres und mithin robusteres Werkzeugsystem [59]. Als besonderes Kennzeichen des Werkzeuges findet eine auf Federpaketen gelagerte, in Stoßelrichtung verschiebbliche Matrize Verwendung (Abbildung 10). Das Funktionsprinzip besteht darin, daß nach Einlegen des erwärmten Halbzeuges die mit dem

Oberstempel verbundene Schließplatte auf die ebene Stirnseite der Matrize auffährt und somit das Gesenk verschließt. Im weiteren Verlauf der Stößelbewegung bewegen sich Schließplatte und Matrize gemeinsam relativ dem feststehenden Unterstempel entgegen und bewirken somit die Füllung der Hohlform. Die von den Federpaketen aufzubringende Kraft wird benötigt, um das Werkzeug trotz des vom umzuformenden Werkstoff aufgebrauchten Innendruckes geschlossen zu halten. Sie ist von der Presse zusätzlich zur eigentlichen Umformkraft bereitzustellen.

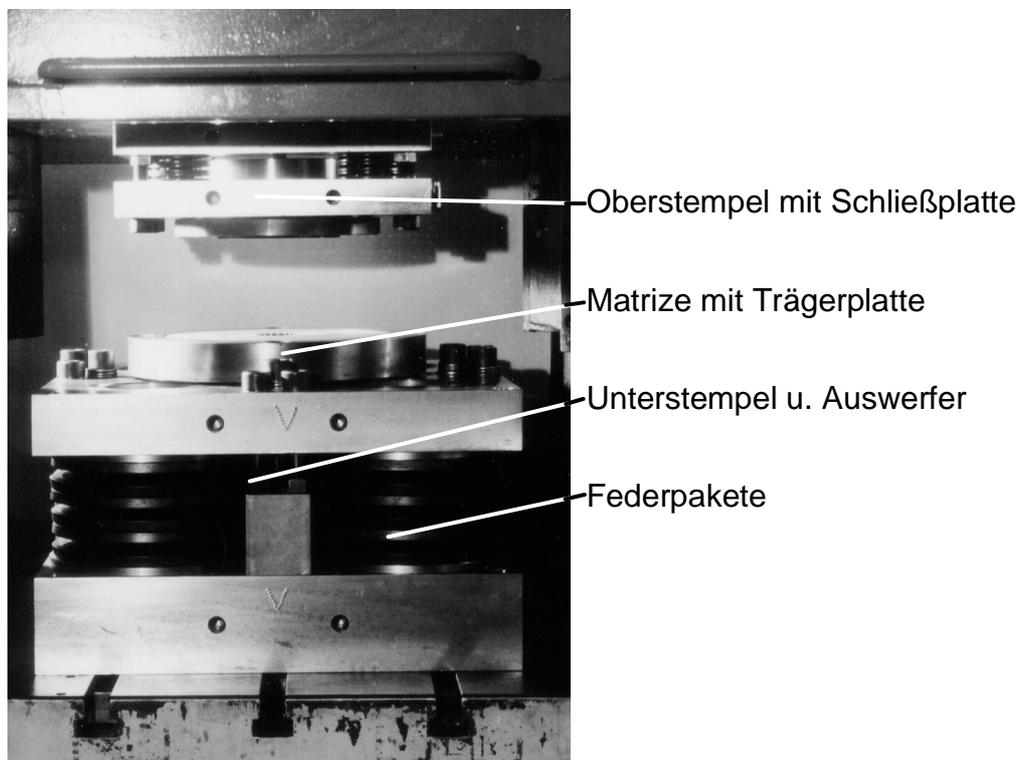


Abbildung 10: *Werkzeugsystem zum Präzisionsschmieden schrägverzählter Stirnräder [59]*

Beide bisher vorgestellten Verfahren verwenden als Halbzeug zylindrische Rohrab-schnitte. Alternativ hierzu beschreibt BOHNSACK die umformtechnische Fertigung von geradverzählten Planetenrädern mit dem Verfahren „Napfformstauchen“ [6]. Dieses Verfahren verwendet vollzylindrisches Halbzeug. In dem von BOHNSACK entwickelten Werkzeug (Abbildung 11) wird analog zu der Entwicklung von WESTERKAMP die erforderliche Schließkraft über Federelemente aufgebracht, jedoch befinden sich diese im stempelseitigen Teil des Werkzeugsystems. Die ebenfalls in

Abbildung 11 skizzierte Gestellkraft setzt sich daher aus der eigentlichen Umformkraft und der sich aus der Federkennlinie ergebenden Schließkraft additiv zusammen. Die Ausformung der Verzahnung erfolgt durch Werkstoffverdrängung infolge des Eindringens des Preßdorns in die geschlossene Hohlform.

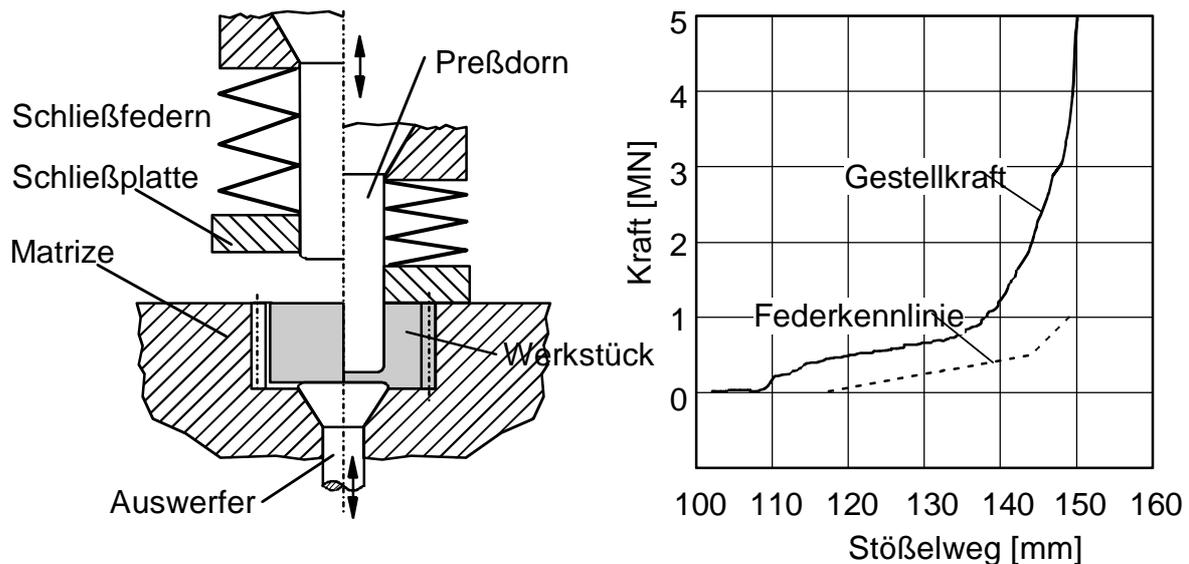


Abbildung 11: Werkzeugprinzip „Napfformstauchen“ [6]

Mit diesem Verfahren ist das ausformbare Zahnvolumen durch das aus Eindringtiefe und -radius des Preßdorns resultierende Verdrängungsvolumen vorgegeben. Leider reicht dieses nicht für jede in der Praxis auftretende Zahnradgeometrie aus. Daher kombinierte BOHNSACK das Werkzeugprinzip des Napfformstauchens mit dem des Querfließpressens und entwickelte ein Werkzeugsystem zum Präzisionsschmieden von schrägverzahnten Stirnrädern mit kombiniertem Napfformstauchen-Querfließpressen [6], dessen Prinzipskizze in Abbildung 12 dargestellt ist. In beiden Varianten ist im Anschluß an die Umformoperation in einem zweiten Schritt eine zusätzliche Lochoperation erforderlich.

Auch SCHMIEDER verwendet das Verfahren Querfließpressen zum Präzisionsschmieden schrägverzahnter Stirnräder [48]. Das von ihm entwickelte Werkzeug verwendet entgegengesetzt wirkende Stempel und ist für die Verwendung zylindrischer Rohrab-schnitte als Vorform ausgelegt.

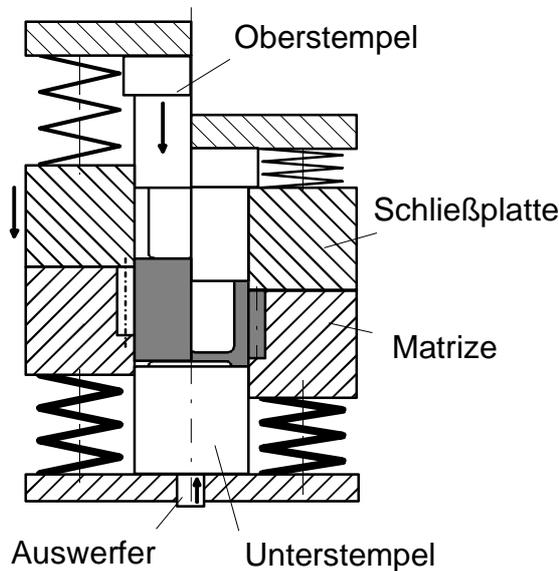


Abbildung 12: *Werkzeugprinzip „Kombiniertes Napfformstauchen-Querfließpressen“ [6]*

2.3 Methoden zur Modellierung von Umformprozessen

2.3.1 „Analytische“ Lösungsmöglichkeiten in der Umformtechnik

Obwohl die physikalischen Grundlagen zur Beschreibung irreversibler plastischer Deformationen metallischer Werkstoffe mit der Plastizitätstheorie bereits seit geraumer Zeit formuliert sind (vgl. die umfangreichen Recherchen in [32]), ergeben sich hinsichtlich der technischen Anwendbarkeit dieser Theorie im Sinne der ingenieurmäßigen Auslegung von Umformprozessen aufgrund der zugrundeliegenden Mathematik erhebliche Schwierigkeiten. Um diese zu umgehen, wurden im Laufe der Zeit unterschiedliche Näherungsverfahren entwickelt, die eine Lösung unter Anwendung spezifischer Vereinfachungen gestatten. Stellvertretend werden im folgenden die bedeutendsten Verfahren kurz umrissen.

2.3.1.1 Elementare Plastizitätstheorie

Die von SIEBEL aufgestellte und auf das Walzen von Blechen angewendete *Streifenmethode* [51], deren Übertragung auf das Drahtziehen durch SACHS [47] (*Scheibenmodell*) und die Anwendung auf das Stauchen durch SIEBEL und POMP [52]

(*Röhrenmodell*) stehen unter dem Oberbegriff der elementaren Plastizitätstheorie als einfache und brauchbare Werkzeuge zur Analyse von Umformprozessen zur Verfügung. Die Verfahren sind auf ebene bzw. rotationssymmetrische Problemstellungen anwendbar, sofern die zugrunde liegenden Vereinfachungen eine Berechnung sinnvoll erscheinen lassen. Als wesentliche Vereinfachung ist neben der Vernachlässigung elastischer Deformationen die kinematische Festlegung des Deformationsverhaltens zu nennen, mit der bewirkt wird, daß die Topologie eines Werkstoffsegments während der Umformung unverändert bleibt. Vorstellbar ist dieser Sachverhalt durch die Annahme gedachter „Korsettstangen“, welche eine homogene Übertragung der Axialspannung sicherstellen und somit ein Ausbauchen der Werkstoffstreifen verhindern (Abbildung 13).

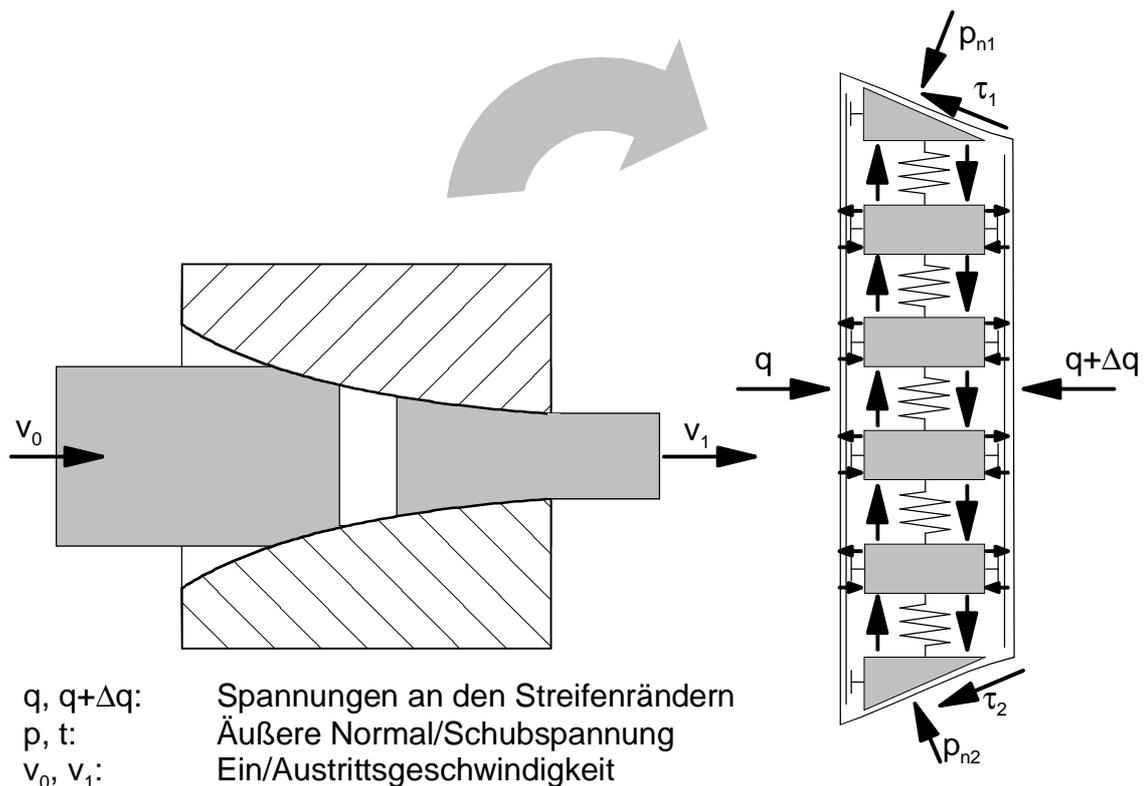


Abbildung 13: Anwendung der Streifenmethode (nach [5])

Durch die Vereinfachung bei der Beschreibung der Kinematik der Formänderungen folgt, daß die Formänderungen nur entlang der Hauptachsen, die zugleich die globalen Koordinatenachsen darstellen, erfolgt. Die Methode ist anwendbar zur Berech-

nung der Umformkräfte vorzugsweise bei stationären bzw. quasistationären Umformvorgängen wie beim Drahtziehen, Fließpressen oder (mit gewissen Einschränkungen) beim Walzen und Flachstauchen. Umformvorgänge mit Bewegungs-umkehr, wie z.B. das Rückwärtsfließpressen, müssen von vornherein mit komplexeren Ansätzen behandelt werden [5].

2.3.1.2 Schrankenverfahren

Schrankenverfahren erlauben durch Anwendung von Extremalsätzen starr-plastischer Körper eine Abschätzung der mit den plastischen Formänderungen verbundenen Dissipationsleistungen, Kräften oder Momenten. Als Extremalaussagen stehen der auf PHILLIPS und SADOWSKY zurückgehende Satz von der unteren Schranke (Gleichung 1) sowie der von MARKOV und HILL formulierte Satz von der oberen Schranke (Gleichung 2) zur Verfügung. Angewendet auf einen Körper, der sich zum betrachteten Zeitpunkt gemäß der v. MISESSchen Plastizitätstheorie deformiert, läßt sich mit der Leistung P_{ex}^* eines Kraftsystems $(F_{ex}^*, \sigma_{ij}^*)$, welches überall im betrachteten Bereich die Gleichgewichtsbedingungen erfüllt und nirgends das Fließkriterium verletzt, eine untere Schranke für die wahre Leistung P_{ex} angeben.

$$P_{ex}^*(F_{ex}^*, v) = P_{in}(\sigma^*, \dot{\epsilon}) \leq P_{in}(\sigma, \dot{\epsilon}) = P_{ex}(F_{ex}, v) \quad (1)$$

Analog dazu liefert die Leistung P_{in}^\dagger aus kompatiblen, die Inkompressibilitätsbedingung erfüllenden Formänderungsgeschwindigkeiten eine obere Schranke der externen Leistung eines dazu passenden Geschwindigkeitsfeldes.

$$P_{ex}^\dagger(F_{ex}, v^\dagger) = P_{in}(\sigma, \dot{\epsilon}^\dagger) \leq P_{in}^\dagger(\sigma^\dagger(\dot{\epsilon}^\dagger), \dot{\epsilon}^\dagger) \quad (2)$$

Die Verfahren sind anwendbar auf stationäre bzw. quasi-stationäre Umformprozesse wie Strangpreß- oder Fließpreß-Prozesse. Stauchvorgänge lassen sich mit der vereinfachenden Annahme, daß eine Zerlegung des Gesamtprozesses in viele kleine, quasi-stationäre Teilschritte möglich ist unter Anwendung einer expliziten Zeitintegration (Gleichung 3) inkrementell lösen.

$$\Delta \varepsilon = \int_{\Delta t} \dot{\varepsilon} dt \Rightarrow \dot{\varepsilon} \Delta t \quad (3)$$

2.3.1.3 Fehlerabgleichverfahren

Das Fehlerabgleichverfahren ermöglicht für bestimmte Umformprozesse eine näherungsweise Berechnung des Spannungszustands und des Geschwindigkeitsfeldes. Der Kern des Verfahrens besteht darin, die freien Parameter der verwendeten Ansatzfunktionen für Spannungs- und Geschwindigkeitsfelder durch Lösung der aus den Gleichungen des Fließgesetzes gebildeten Fehlergleichungen zu bestimmen.

STECK wendet dieses Verfahren auf die Berechnung des Voll-Vorwärts-Fließpressens und des reibungsbehafteten Stauchens an [53]. Seine Untersuchungen belegen die Möglichkeit, bei Verwendung geeigneter Strom- und Spannungsfunktionen eine Näherungslösung für Spannungszustand und Geschwindigkeitsfeld zu erhalten. Hierzu verwendete er das ideal-starrplastische Stoffgesetz nach V. MISES. Er weist darauf hin, daß die vorgestellte Methode auch für komplexere Geometrien anwendbar ist, indem diese in mehrere einfacher zu beschreibende Gebiete aufgeteilt werden. In diesem Fall sind Spannungs- und Stromfunktionen gebietsweise zu definieren und mit geeigneten Übergangsbedingungen zu koppeln.

2.3.2 Finite-Elemente-Methoden für die Berechnung von Umformprozessen

Der Finite-Elemente-Methode (FEM) wird von der Fachwelt aufgrund der vielfältigen Berechnungsmöglichkeiten auch für die Untersuchung umformtechnischer Fragestellungen ein hohes Potential eingeräumt. Die Entwicklung dieser Berechnungsmethode ist, da es sich um ein numerisches Verfahren handelt, unmittelbar mit der Evolution der digitalen Rechner-technik verbunden. Weil diese Entwicklung neben der dramatischen Leistungssteigerung auch zu einer Steigerung der Verfügbarkeit von zur FEM-Simulation geeigneten Rechenanlagen geführt hat, ist dieses Berechnungsverfahren auch für die (zumeist mittelständische) Schmiedeindustrie interessant geworden.

Bei der Anwendung der FEM auf die Berechnung von Umformprozessen lassen sich im wesentlichen zwei Methoden unterscheiden. Zum einen sind Verfahren entwickelt worden, die ein elastisch-plastisches Werkstoffverhalten abbilden können, zum anderen bestehen Algorithmen zur Modellierung von starr-plastischem Materialverhalten. Letztere sind im wesentlichen auf Grund der einfacheren numerischen Behandlung (sämtliche Beziehungen werden für infinitesimale Verzerrungszuwächse formuliert) und der damit verbundenen höheren Rechengeschwindigkeiten für die Entwicklung spezieller Programme zur Simulation von Massivumformvorgängen sehr beliebt.

Verfolgt man die zeitliche Abfolge einiger „Meilensteine“ in der Entwicklung des FEM-Einsatzes in der Umformtechnik, so ist festzustellen, daß ausgehend von rein elastischen Problemstellungen bereits vor rund 30 Jahren versucht wurde, auch Probleme mit irreversiblen, plastischen Deformationen zu berechnen [63]. Überwiegend wurde hierzu der auf PRANDTL und REUSS zurückgehende Ansatz zur additiven Zerlegung der Gesamtformänderungsgeschwindigkeiten $\dot{\epsilon}$ in einen elastischen ($\dot{\epsilon}^e$) und einen plastischen Anteil ($\dot{\epsilon}^p$) verwendet:

$$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}^e + \dot{\epsilon}^p \quad (4)$$

Mit den zu diesem Zeitpunkt verfügbaren Ansätzen beschränkte sich deren Einsatzbereich jedoch auf kleine plastische Deformationen mit der Größenordnung der auftretenden elastischen Verzerrungen, so daß auch dieses Verfahren lediglich auf die Untersuchung des Tragverhaltens von Strukturen unter Last angewendet werden konnte.

Erst die Verwendung von geeigneten Verzerrungsmaßen zur Beschreibung finiter Deformationen sowie die Berücksichtigung der Drehung der Hauptspannungsachsen ermöglichte die Anwendung der elasto-plastischen FEM auf Probleme der Umformtechnik, in denen der plastische Anteil gegenüber den elastischen Formänderungen dominiert. Entsprechende richtungsweisende Überlegungen wurden von MCMEEKING und RICE angestrengt [37].

Die Anwendungsmöglichkeit der FEM beschränkte sich in der Folgezeit auf sehr einfache Umformprozesse. Ein in [26] dargelegter Vergleich der mit den unterschiedlichen Berechnungsansätzen erzielten Ergebnisse liefert dabei z.T. gravierende Unterschiede, die als Zeichen für den großen Entwicklungsbedarf gewertet wurden. Die durchgeführten Berechnungen bezogen sich dabei auf einen rotationssymmetrischen Stauchvorgang unter Annahme vollständiger Haftung im Werkstück-Werkzeug-Kontakt. Im Vorfeld jener Simulationen wurde eine einheitliche Definition des zu untersuchenden Prozesses erarbeitet, der eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse sicherstellen sollte. Auf einen Vergleich mit experimentellen Ergebnissen wurde von den Autoren verzichtet.

Die steigende Verfügbarkeit von Rechenanlagen sowie die fortschreitende Entwicklung im Bereich der Hard- und Software ermöglichten eine Weiterentwicklung dieser Verfahren in vielfältigen Forschungsbemühungen. So wendet ROLL verschiedene Finite-Elemente-Verfahren auf die Simulation ebener bzw. rotationssymmetrischer Stauch- und Fließpreßvorgänge an [45]. Dazu entwickelte er ein auf der Methode der Anfangsspannungen aufsetzendes, elasto-plastisches Finite-Elemente-Verfahren sowie eine auf dem oberen Schrankenverfahren basierende, für starr-plastische Werkstoffe ausgelegte Finite-Elemente-Methode. Obwohl seine Modelle wegen der im Vergleich zu heutigen Möglichkeiten stark eingeschränkten Leistungsfähigkeit der Rechenanlagen nur grob diskretisiert werden konnten, zeigte die gute Übereinstimmung der erzielten Ergebnisse mit entsprechenden experimentellen Untersuchungen das enorme Potential der FEM im Bereich der Kaltmassivumformung auf.

Die Erfolge werden offenkundig, wenn man einen von ROLL 1988 gehaltenen Übersichtsvortrag [46] mit einem Zeitschriftenaufsatz von TEKKAYA aus dem Jahre 1998 [56] vergleicht. In der zwischen beiden Veröffentlichungen liegenden Dekade wurden folgende Eigenschaften realisiert:

1. Ein wesentlicher Meilenstein ist die Entwicklung vollautomatischer Neuvernetzungsalgorithmen für zwei- und dreidimensionale Modelle, die von ROLL eingefordert und laut TEKKAYA für ebene Netze uneingeschränkt, für 3D-Simulationen mit weiterem Verbesserungspotential verfügbar sind.

2. Hinsichtlich der von ROLL definierten Anforderungen potentieller Benutzer stellt TEKKAYA fest, daß diese in den Punkten
- a) benutzerfreundliches Pre-/Postprocessing
 - b) Import-/Exportmöglichkeiten von CAD-Daten
 - c) branchenspezifische Lösungen
 - d) Verfügbarkeit von Materialdaten

erfüllt werden konnten. Dennoch weist TEKKAYA darauf hin, daß eine wirtschaftliche Prozeßsimulation dreidimensionaler Problemstellungen auch heute noch erhebliche Vereinfachungen im Modell erfordert, wie es bereits von ROLL formuliert wurde. Dazu ist anzumerken, daß mit der zweifelsohne ungeheuren Leistungssteigerung, die sowohl seitens der Rechnertechnik als auch bezüglich der eingesetzten Algorithmen vollzogen wurde, auch die Ansprüche an die Detailtreue und Genauigkeit der Simulationsergebnisse erhöht wurde, so daß ihnen auch heute oft nur unzureichend genügt werden kann.

2.3.3 Spezielle Algorithmen zur numerischen Simulation von Umformprozessen

Nachdem im vorherigen Abschnitt bereits ein grober Überblick über die Entwicklung der Finite-Elemente-Technologie hinsichtlich deren Einsatz im Bereich der Umformtechnik gegeben wurde, sollen in diesem Abschnitt Algorithmen vorgestellt werden, die für die Prozeßsimulation in der Umformtechnik in vielen Fällen unverzichtbar geworden sind.

2.3.3.1 Dimension der Modellierung

Im Gegensatz zu den in Abschnitt 2.3.1 behandelten Verfahren der elementaren Plastizitätstheorie ist die Anwendung der FEM-Simulation nicht an bestimmte Vereinfachungen in der räumlichen Dimension des Simulationsmodells gebunden. So lassen sich die in den Elementformulierungen verwendeten Ansatzfunktionen in der Regel problemlos sowohl für ebene, rotationssymmetrische wie dreidimensionale Fälle formulieren. Gleiches gilt für die zum Einsatz kommenden Materialgleichungen. Dennoch bedeutet der Übergang von Simulationsmodellen in zweidimensiona-

ler Idealisierung auf ein analoges dreidimensionales Modell einen gravierenden Anstieg in der benötigten Rechenkapazität, da

1. jeder Knotenpunkt einen weiteren Verschiebungs-Freiheitsgrad erhält und die Anzahl erforderlicher Knotenpunkte für eine räumliche Modellierung exponentiell (überschlagsweise um die Potenz 1,5) erhöht wird,
2. die Anzahl der Rechenoperationen je Berechnungspunkt im Element wegen der zusätzlichen Freiheitsgrade ansteigt, die Anzahl der Berechnungspunkte je Element in der Regel verdoppelt wird und die Elementanzahl im räumlichen Modell ebenfalls exponentiell ansteigt und da
3. der Übergang von einer linienförmigen zu einer flächenhaften Beschreibung der Kontaktflächen erheblichen Mehraufwand in den numerischen Operationen des Kontaktprozessors erfordert.

Unter Berücksichtigung dieser Punkte beschreiben RAMMELKAMP, DUNG und MAHRENHOLTZ die Erweiterung des Programmsystems FARM zur Berechnung dreidimensionaler Fragestellungen [44]. Die Autoren weisen darauf hin, daß (aus damaliger Sicht) eine Annahme starr-plastischen Materialverhaltens vom Standpunkt der effizienten Simulation auf Kleinrechnern unbedingt notwendig ist. Wurde in der 2D-Variante von FARM die Erfüllung der Inkompressibilitätsbedingung mit Hilfe von LAGRANGE-Parametern realisiert, erfolgte dies zur Verringerung der Größe des Gleichungssystems für den dreidimensionalen Anwendungsfall mit Hilfe einer Straffunktion. Effekte der Reibung wurden durch Implementation des Reibfaktorgesetzes berücksichtigt, wobei auf Konvergenzschwierigkeiten hingewiesen wird, die bei ungenauer Annäherung der Richtung der anfänglichen Reibkräfte auftreten.

2.3.3.2 Thermo-mechanische Kopplung

Die bisher vorgestellten Ansätze zur Modellierung von Umformprozessen unter der Annahme eines elastisch-plastischen bzw. starr-plastischen Werkstoffverhaltens ermöglichen, allgemein dargestellt, die Lösung *eines* Feldproblems. Bei der Umformung metallischer Werkstoffe sind neben der Beziehung zwischen Kräften und Verschiebungen bzw. zwischen Spannungs- und Verzerrungsgeschwindigkeiten jedoch auch die Beziehungen über den Temperaturhaushalt im Werkstück von Interesse, da das Materialverhalten in vielen Fällen eine starke Abhängigkeit von der Temperatur

aufweist. Die Berechnung auftretender Wärmeströme und resultierender Temperaturen erfordert somit die quasi-simultane Lösung eines weiteren Feldproblems. Dies ermöglicht die numerische Behandlung z. B. mit der Methode der Finiten Elemente (FEM) in Form einer Kopplung dieser Feldprobleme mit dem Ziel, die Lösungsgenauigkeit und damit die Aussagekraft der Resultate zu steigern.

Hierzu verwendet WESTERLING eine kombinierte Finite Elemente/Finite Differenzen Methode und untersucht das thermomechanische Werkstoffverhalten bei instationären Umformverfahren [60]. Er setzt die FEM auf der Basis des MARKOVschen Variationsprinzips für starr-plastisches Materialverhalten ein und koppelt diese mit einem Finite-Differenzen-Verfahren zur Berechnung der sich einstellenden Temperaturverteilung.

GERHARDT entwickelte ein auf der Finite-Elemente-Methode aufbauendes Simulationsverfahren für die Kalt-, Halbwarm- und Warmmassivumformung [15]. Der verwendete Ansatz setzt starr-plastisches Materialverhalten, dessen Fließeigenschaften mit dem LÉVY-MISESSchen Stoffgesetz beschrieben werden können, voraus. Das von ihm verwendete Verfahren zur Behandlung der Umformschritte setzt ebenfalls auf MARKOVs Extremalprinzip auf. Die Inkompressibilität wird im diskretisierten Funktional durch LAGRANGESche Multiplikatoren erzwungen. Die für die thermomechanische Kopplung erforderliche Berechnung des Temperaturfeldes im Werkstückwerkstoff basiert auf der Lösung der FOURIERSchen Wärmeleitungsgleichung:

$$k \frac{\partial^2}{\partial x^2} T + \eta(\sigma \otimes \dot{\epsilon}) - \rho c \dot{T} = 0 \quad (5)$$

Gleichung 5 enthält mit dem Term $\eta(\sigma \otimes \dot{\epsilon})$ bereits den Teil der spezifischen Umformleistung, welcher durch Dissipation in einen Wärmestrom umgewandelt wird. Die Evaluierung dieses Terms muß dabei aus den im mechanischen Berechnungsteil ermittelten Spannungen respektive plastischen Formänderungsgeschwindigkeiten erfolgen. Zur Lösung der Differentialgleichung verwendet GERHARDT das GALERKIN-Verfahren, mit dem Gleichung 5 wie folgt formuliert wird:

$$\int_V \left(k \frac{\partial^2}{\partial x^2} T \right) \delta T dV + \int_V (\eta(\sigma \otimes \dot{\epsilon})) \delta T dV - \int_V (\rho c \dot{T}) \delta T dV = 0 \quad (6)$$

Unter Voraussetzung von Materialverhalten nach dem LÉVY-MISESSchen Stoffgesetz und nach Anwendung des GAUSSchen Integralsatzes ergibt sich aus Gleichung 6 die schwache Form der ursprünglichen Gleichung 5, welche einer näherungsweisen Lösung mittels FE-Diskretisierung zugänglich ist:

$$\int_V k \left(\frac{\partial}{\partial x} T \right) \delta \left(\frac{\partial}{\partial x} T \right) dV + \left(\int_V (\eta k_f \dot{\phi}) \delta T dV \right) + \int_V (\rho c \dot{T}) \delta T dV - \int_{S_q} k \left(\frac{\partial}{\partial x} T \right) n \delta T dS_q = 0 \quad (7)$$

Anhand von Stauchversuchen und mit der Methode der Visioplastizität überprüfte GERHARDT seine Simulationsergebnisse hinsichtlich der Temperaturfeldentwicklung. Er konnte gute Übereinstimmung zwischen den experimentellen und numerischen Untersuchungen erzielen.

Mit der Kopplung der thermischen Berechnung des Temperaturfeldes an die instationäre Umformsimulation ermöglicht KIM die Simulation von Warmumformprozessen unter Beachtung der Temperaturabhängigkeit. Auch er implementierte Gleichung 7 in das von ihm weiterentwickelte, starr-plastische FEM-Programm [21]. Innerhalb eines Zeitschrittes ermittelte er zunächst die Dissipationsleistung, welche zusammen mit den thermischen Randbedingungen unter Zuhilfenahme der NEWMARKSchen Integrationsmethode zur Zeitintegration in einem NEWTON-RAPHSON-Verfahren iterativ gelöst wird.

DOHMEN verglich die Berechnungsergebnisse eines eindimensionalen Wärmeleitungsproblems mit der analytischen Lösung [12]. Für die numerische Lösung verwendete er das Programm LARSTRAN (LASSO, Deutschland), dessen thermischer Berechnungsteil ebenfalls auf Gleichung 7 aufsetzt. Unter bestimmten Randbedingungen wiesen die Ergebnisse ein physikalisch unsinniges Verhalten auf, was auf eine nicht problemangepaßte Diskretisierung zurückgeführt wurde. Um für thermo-mechanisch gekoppelte Umformsimulationen im thermischen Berechnungsteil unabhängig von der Diskretisierung der mechanischen Elemente zu sein, modifizierte er den Programmcode und ermöglichte somit die Verwendung eines bereichsweise verfeinerten Netzes für die thermische Berechnung.

2.3.3.3 Beschreibung des Wärmeübergangs

Nachdem die thermo-mechanische Kopplung durch die Berücksichtigung des temperaturabhängigen Fließverhaltens einen wesentlichen Beitrag zur Steigerung der Simulationsgenauigkeit leisten konnte, beschäftigten sich weiterführende Untersuchungen mit der Analyse des Wärmehaushaltes im Schmiedestück in den relevanten Prozeßphasen. Als Randbedingungen für die Berechnungen kommen dabei recht einfache Modelle zum Einsatz. Es wird davon ausgegangen, daß die Umformarbeit aus den entlang der plastischen Verzerrungen wirkenden Spannungen nur teilweise als Quellen-Wärmestromdichte in den thermischen Berechnungsteil eingeht:

$$\Delta q = \eta \int_{\Delta \varepsilon_{ij}^{pl}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}^{pl} \quad (8)$$

Für Stahlwerkstoffe wird von verschiedenen Autoren der Anteil der in Wärme umgewandelten Umformarbeit mit $\eta \approx 0,85$ angegeben.

Der Wärmeübergang an den Berandungen läßt sich vereinfacht mit Gleichung 9 bestimmen:

$$\dot{q}_{12} = \alpha_{film} (T_1 - T_2) \quad (9)$$

Der Proportionalitätsfaktor α_{film} zwischen abgeführter Wärmestromdichte \dot{q}_{12} und Temperaturdifferenz der Kontaktpartner wird dabei als Wärmeübergangskoeffizient oder Filmkoeffizient bezeichnet. Um dessen Größenordnung für die in der Umformtechnik vorliegenden Kontaktpaarungen bestimmen zu können, untersuchte STEININGER die FE-Simulation von Gesenkschmiedeprozessen mit dem kommerziellen FE-Paket MARC (MSC.SOFTWARE CORP., USA) [54]. Aus Messungen mit einem Video-Thermografie-System leitete er die Notwendigkeit der Berücksichtigung der Wärmeabgabe in den Prozeßphasen „Transport“ und „Liegen vor der Umformung“ in der Simulation ab. In Kombination aus Experiment und Simulation ermittelte er die Werte des Wärmeübergangskoeffizienten zwischen Werkstück und freier Umgebung bzw. im Werkstück/Werkzeug-Kontakt.

WEISS führte numerische Simulationen von Präzisionsschmiedeprozessen mit der Finite-Elemente-Methode durch [57]. Hierzu entwickelte er ein Konzept, diese Umformprozesse mit vertretbarem Aufwand abzubilden und zu analysieren. Ferner stellte er fest, daß für die von ihm untersuchten Modelle die Annahme starr-viskoplastischen Materialverhaltens bis zum Zeitpunkt der vollständigen Umformung zulässig ist. Zur Erfassung der resultierenden Maßabweichungen ist seinen Untersuchungsergebnissen zufolge eine Einbeziehung der elastischen Dehnungen von Werkstück und Werkzeug erforderlich.

Zur Verbesserung der Abbildung des Wärmeübergangs an den freien Werkstückoberflächen und im Werkzeug-Werkstück-Kontakt entwickelte NÄGELE ein erweitertes Wärmeübergangsmodell, dessen Parameter ebenfalls experimentell bestimmt wurden [39]. Dabei ergab sich eine lineare Abhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten vom wirkenden Kontaktdruck. Leider beschränken sich die experimentellen Untersuchungen auf Fugenpressungen von max. 100 MPa, obwohl bei Präzisionsschmiedeprozessen gegen Ende der Umformung durchaus Werte um 500 MPa (vgl. [6]) erreicht werden können. Dennoch zeigen die Ergebnisse seiner Berechnungen eine gute Übereinstimmung zu entsprechenden experimentellen Resultaten, wodurch die Bedeutung einer problemangepaßten Beschreibung des Wärmeübergangs unterstützt wird.

NÄGELE führte numerische Untersuchungen zum Präzisionsschmieden von Zahnradern durch [39]. Anhand eines geradverzahnten Kegel- und Stirnrades simulierte er die zum Herstellungsprozeß gehörigen Phasen Erwärmung des Rohteils, Transport in das Werkzeug, Liegen im Werkzeug vor der Umformung, Umformung und Liegen im Werkzeug nach der Umformung. Hierzu benutzte er ein dreidimensionales FE-Modell, welches mit einem kommerziellen Programmsystem in thermisch-mechanisch gekoppelter Analyse unter Berücksichtigung von elastisch-plastischem Materialverhalten berechnet wird. Da das von ihm eingesetzte System MARC in der verwendeten Version lediglich die Algorithmen zur Übertragung der Zustandsgrößen bei der Neuvernetzung (Rezoning) bereitstellte, mußte er die erforderlichen Neugenerierungen des Werkstücknetzes manuell vornehmen.

2.3.3.4 Modellierung der Umformwerkzeuge

Neben der Ermittlung des Stoffflusses ist bei der Auslegung von Umformprozessen auch die auftretende Werkzeugbelastung ein wesentliches Optimierungskriterium, da die rein konstruktiven Mittel zur Belastbarkeitssteigerung von Umformwerkzeugen (z.B. durch mehrfache Armierungen oder hochfeste Werkstoffe) häufig nur begrenzt (z.B. durch beschränkten Einbauraum) einsetzbar sind.

Zur Beurteilung der mechanischen Werkzeugbeanspruchungen verwendet WESTERLING die in einem Berechnungsschritt ermittelten Reaktionskräfte der mit dem Werkzeug in Kontakt stehenden Knotenpunkte des Werkstücknetzes für eine linear-elastische FE-Berechnung der Werkzeugbelastung [60]. Zur Übertragung dieser Kräfte zwischen den in der Regel nicht zusammenliegenden Knotenpunkten wendet er das Hebelgesetz an. Dabei beschränkt er sich auf die Untersuchung ebener und rotationssymmetrischer Problemstellungen.

KNÖRR ET AL. untersuchten mit Hilfe der FEM-Simulation das Werkzeugversagen bei der Kaltmassivumformung [24]. Zur Bestimmung der Belastungen im Umformstempel eines Querfließpreß-Werkzeuges wurde zunächst eine zweidimensionale Simulation an einem entsprechend vereinfachten Modell mit dem Programm DEFORM (SFTC, USA) durchgeführt. Unter der Annahme, daß die maximalen Werkzeugbelastungen bei Umformende auftreten, wurden die in diesem Zeitpunkt wirkenden normalen und tangentialen Spannungskomponenten abgespeichert und mit einem selbstentwickelten Übertragungsprogramm in geeignete mechanische Lasten umgewandelt, die in einer nachgeschalteten mechanischen Analyse zur Ermittlung des Spannungszustands verwendet wurden. Im Falle des untersuchten Werkzeuges zur Fertigung von Kegelrädern ergaben die Analysen sowohl eine Überschreitung der Fließgrenze des Werkzeugwerkstoffes als auch das Auftreten hoher Zugspannung in dem Bereich der auftretenden Risse. Basierend auf den Simulationsergebnissen wurde die Stempelgeometrie verändert, woraufhin eine deutliche Reduktion der Belastungen erreicht werden konnte.

LANGE ET AL. untersuchten die Aufweitung von Kaltfließpreß-Matrizen mit nicht rotationssymmetrischen Innenformen mit der Randelement-Methode (BEM) [29]. Hierzu wurde die Oberfläche der Matrize unter Ausnutzung bestehender Symmetrieeigenschaften mit Flächenelementen vernetzt. Die Belastung durch den Umformpro-

zeß wurde vereinfacht durch die Applikation eines konstanten Innendrucks auf die Flächenelemente der Hohlform modelliert. Dabei wurde die Vorspannung, welche durch das Einschrumpfen der mit Übermaß gefertigten Matrize in einen Armierungsring eingebracht wird, berücksichtigt.

SMENTMIHÁLYI untersuchte Möglichkeiten, mit dem Verfahren Querfließpressen die kaltumformende Fertigung schrägverzahnter Zahnräder durchzuführen [28], [55]. Er erkannte die enorme Aussagekraft einer numerischen Behandlung dieser Umformprozesse und führte umfangreiche Simulationsrechnungen durch. Dazu setzte er das kommerzielle, für starr-viskoplastisches Materialverhalten entwickelte Programm FORGE3 (Transvalor S. A., Frankreich) ein. Zur Abschätzung der auftretenden Werkzeugbelastungen wurde die Randlement-Methode angewendet. Hierzu wurden die gemittelten Kontaktnormalspannungen aus der mit starren Werkzeugen durchgeführten Umformsimulation auf ein BEM-Modell des Fließpreßwerkzeuges übertragen. Die Beanspruchungsgrößen wurden unter der vereinfachten Annahme eines linear-elastischen Werkstoffverhaltens mit dem Programm BETSY (TU München) ermittelt. Der durch eine Bandarmierung eingebrachte Vorspannungszustand wurde in den Berechnungen nur näherungsweise berücksichtigt. Basierend auf den ermittelten Werkzeugdeformationen berechnete SMENTMIHÁLYI Korrekturdaten für die Verzahnungsgeometrie.

Zur näheren Untersuchung der aus thermomechanischen Spannungen resultierenden Werkzeugbeanspruchungen entwickelten BRUCELLE und BERNHART eine Methodik, in der die während der Umformsimulation berechnete mechanische Werkzeugbeanspruchung zusammen mit den berechneten Knotenpunkttemperaturen als Randbedingungen in einer thermo-elastischen Nachlaufrechnung verwendet werden [8]. Die in der Umformsimulation berechneten Temperaturfelder wurden experimentell validiert. Mit den Untersuchungen ließ sich belegen, daß das Versagen des untersuchten Umformwerkzeuges auf die Überlagerung der Effekte von mechanischen und thermischen Spannungen zurückzuführen war.

2.3.3.5 Netzqualität

Bereits ROLL erkannte die mit der aufdatierten LAGRANGESchen Betrachtungsweise verbundene, bei fortschreitender Umformung auftretende exzessive Netzverzerrung

und beschreibt die Vorgehensweise, die Berechnung mit einem neuformierten Netz fortzusetzen [45]. LUGINSLAND entwickelte hierzu ein effektives Verfahren, um die Feldgrößen zwischen den verschiedenen Diskretisierungen zu übertragen [33]. Als wesentliches Problem ist jedoch weniger die Initialisierung eines neuen Netzes mit den im verzerrten Ausgangsnetz vorliegenden Feldgrößen anzusehen, vielmehr bedarf es einer automatisierten Erzeugung eines Netzes für die Fortsetzung der Berechnungen. Daher beschreibt LUGINSLAND zusätzlich eine Vorgehensweise zur indikatorgesteuerten Anpassung der Diskretisierung im Verlauf der Berechnung. Bei dem Verfahren wird das verzerrte Netz durch Modifikation der Knotenkoordinaten ohne Topologieänderung derart manipuliert, daß es hinsichtlich geometrischer und kinematischer Aspekte verbessert wird und zudem einen mit Indikatoren nachgewiesenen geringeren Diskretisierungsfehler aufweist.

Obwohl die Netzneuaufteilung durch bloße Manipulation der Knotenkoordinaten ohne Topologieänderung aus rechentechnischer Sicht (Dimensionierung der Datenfelder etc.) große Vorteile hinsichtlich ihrer Effizienz aufweist, hat sich dieses Verfahren nicht durchsetzen können. Als hauptsächlicher Grund ist dabei die Tatsache anzusehen, daß Schmiedeprozesse im allgemeinen durch eine stetige Vergrößerung der Bauteiloberfläche im Verlaufe der Umformung von der Vorform zur Endform charakterisiert sind. Dieser Flächenvergrößerung kann bei Netzaufteilung ohne Topologieänderung nur eingeschränkt begegnet werden und erfordert bereits bei der Vernetzung der Vorform detaillierte Vorstellungen über den zu erwartenden Stofffluß.

Daher ist die automatische Erzeugung eines geeigneten Netzes zur Fortführung der Berechnung eine wesentliche Forderung für den wirtschaftlichen Einsatz der FEM-Simulation im Bereich der Massivumformung. Eine manuelle Vernetzung, wie sie beispielsweise in [39] zur Umformsimulation von Planetenrädern vollzogen wurde, erfordert mit steigender geometrischer Komplexität unakzeptable Bearbeitungszeiten. Daher wurden und werden in vielfältigen Bemühungen die unterschiedlichsten Verfahren zur automatischen Netzgenerierung entwickelt. Nach HO-LE [18] lassen sich diese in vier „Grundtypen“ kategorisieren:

1. Knotenverbindungsverfahren
2. Gitterbasierte Vernetzung

3. Makro-Element-Verfahren

4. Advancing-Front (Paving) Verfahren

Es ist festzustellen, daß die derzeitigen kommerziellen FE-Systeme, die einen integrierten Algorithmus zur Netzneuaufteilung besitzen, überwiegend mit dem Verfahren 2 bzw. 4 arbeiten, da diese am ehesten eine Anwendbarkeit auf beliebige Geometrien erlauben. Die Entwicklung hat dabei im Bereich ebener und rotations-symmetrischer Modelle bereits ein Niveau erreicht, das sowohl hinsichtlich Stabilität als auch hinsichtlich Wirtschaftlichkeit kaum noch verbesserungsfähig ist [56].

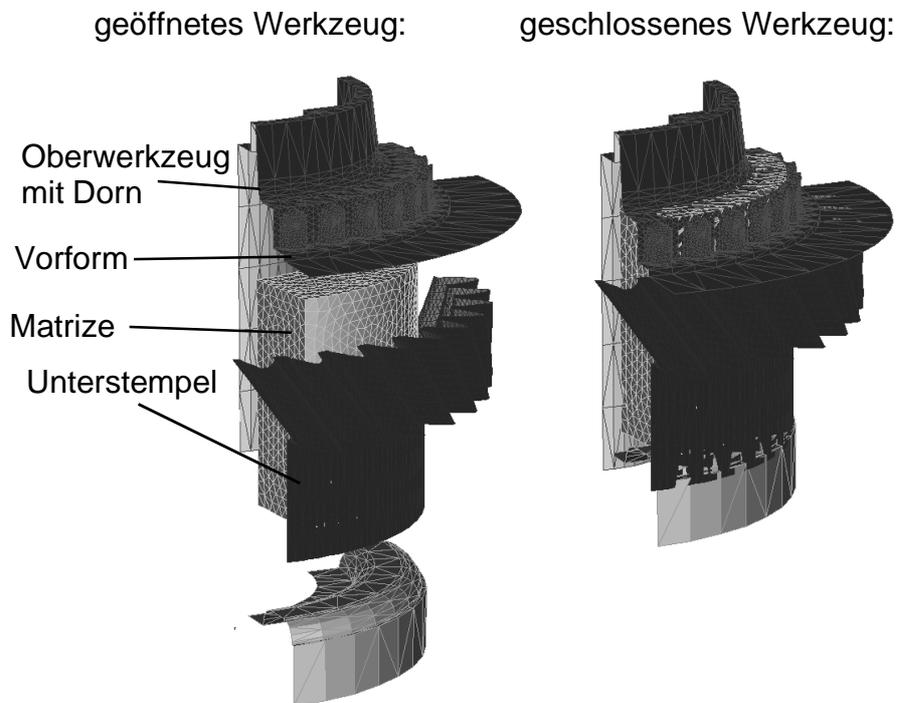


Abbildung 14: FEM-Modell zur Simulation der umformenden Fertigung eines PKW-Gangrades

Allerdings ist dieses Niveau bei 3D-Netzen für möglichst allgemeine Anwendbarkeit noch nicht erreicht. Zudem ist zu berücksichtigen, daß nicht jedes der obengenannten Verfahren mit allen Element-Topologien arbeiten kann. Die Klasse der Advancing-Front-Verfahren beispielsweise konnte bisher nicht für eine Vernetzung mit Hexaeder-Elementen verwendet werden [50], die jedoch hinsichtlich ihrer Lösungseigenschaften den geometrisch einfacheren Tetraedern wesentlich überlegen sind.

Demgegenüber ermöglicht die einfache geometrische Beschreibung von Tetraederelementen die automatisierte Neuvernetzung von sehr komplexen Geometrien, wie es in [Abbildung 14](#) und [Abbildung 15](#) am Beispiel einer Umformsimulation eines Zahnradschmiedeprozesses mit dem Softwareprodukt FORGE3 (Transvalor S.A., Frankreich) gezeigt wird. Derartige Geometrien stellen insbesondere wegen der schraubenförmig angeordneten Zahnflanken extreme Anforderungen an gitterbasierte Vernetzungsalgorithmen, da diese in der Regel auf einem Anfangsnetz aufsetzen, welches ausschließlich aus entlang der globalen Koordinatenachsen orientierten Hexaedern besteht [50]. Die Anpassung der Oberflächenelemente auf die Werkstückkontur erfordert hier die Verwendung komplexer Projektionsalgorithmen.

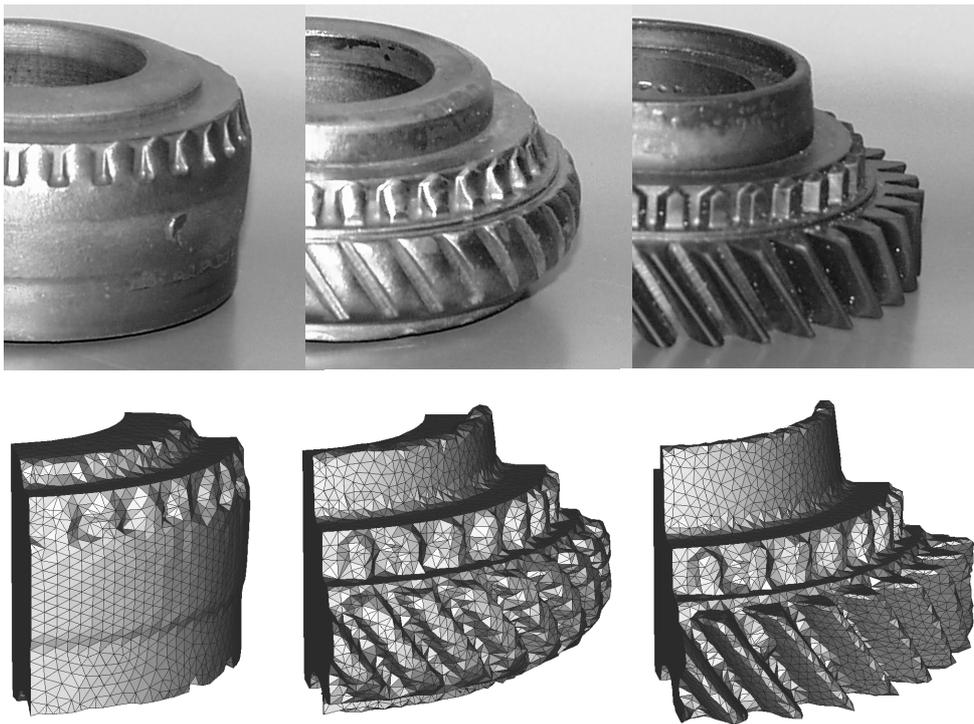


Abbildung 15: Simulation der Präzisionsumformung eines PKW-Gangrades

Es ergibt sich jedoch das Problem, daß infolge der Projektion der Randknoten auf die Hülle der deformierten Struktur ein Netz entsteht, welches gerade in den oberflächennahen Bereichen lediglich befriedigende Qualitäten aufweist. Bedenkt man, daß die größten Verzerrungen bei derartigen Umformprozessen in den oberflächennahen

Bereichen des Zahnfußes auftreten, so wird klar, daß die Anwendbarkeit dieser Netze nur für kleine Deformationszuwächse möglich ist und entsprechend für den Gesamtprozeß eine Vielzahl von Neuvernetzungen (mit den damit verbundenen Interpolationsfehlern) erforderlich ist.

2.3.3.6 Explizite Zeitintegrationsverfahren

Während die Finite-Elemente-Verfahren mit expliziter Zeitintegration im Bereich der Simulation von Blechumformprozessen bereits seit geraumer Zeit auch im industriellen Umfeld eingesetzt werden, dominieren im Bereich der Massivumformung die impliziten Lösungsverfahren. Daher studierte KOCH Einsatzmöglichkeiten der expliziten Finite-Elemente-Methode auf Probleme der Massivumformung [25]. Dazu untersuchte er auch den Einfluß der zur Steigerung der Effizienz erforderlichen Massenskalierung auf die Qualität der Lösungen. Anhand von Simulationen des Stauchens von Vollzylindern ermittelte er ein starkes Ansteigen der Berechnungsfehler oberhalb eines bestimmten Massenskalierungsfaktors. Dieses Verhalten wurde ebenfalls von DOEGE ET AL. für die Simulation des Ringstauchens beobachtet [11].

Durch Kopplung des expliziten FE-Programmes UFO-3D an den Pre-/Post-Prozessor PEP konnte KOCH die Neuvernetzungs-funktionalität des letztgenannten Programmes zur explizit-dynamischen Simulation von Umformprozessen heranziehen, um auch Prozesse mit hohen lokalen Umformgraden berechnen zu können. Die von ihm analog zu den von FLEISCHER [13] durchgeführten Untersuchungen zum Kurbelwellen-Schmieden belegten das große Potential dieser Methode: Gegenüber der Verwendung eines statisch-impliziten Solvers ergab sich eine Rechenzeiterparnis von 85%.

2.3.3.7 EULERSche Betrachtungsweise

Zur Umgehung der mit der aufdatierten LAGRANGESchen Betrachtungsweise verbundenen Probleme infolge der auftretenden Netzverzerrung wird von verschiedenen Autoren die Modellierung in EULERScher Betrachtungsweise vorgeschlagen (z.B. [16], [19] oder [62]). Bei diesem insbesondere für Fragestellungen der Strömungsmechanik entwickelten Ansatz ist das Berechnungsgitter zeitlich und örtlich fixiert, jedes Element des Berechnungsgitters stellt ein Kontrollvolumen dar, in welchem die Gleichungen zur Massenerhaltung (Gleichung 10), Momentenerhaltung

(Gleichung 11) und Energieerhaltung (Gleichung 12) sowie die konstitutiven Materialgleichungen gelöst werden.

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho dV = - \int_S \rho v dS \quad (10)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho v dV = - \int_S \rho v^2 dS + \int_S T dS \quad (11)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho w_{\text{tot}} dV = - \int_S \rho w_{\text{tot}} v dS + \int_S v T dS \quad (12)$$

Der transiente Werkstofffluß wird durch einen Transport aller materialbezogenen Zustandsgrößen Φ unter Beachtung der Kontinuitätsgleichung (Gleichung 13) realisiert. Demnach können die einzelnen Zellen des Finite-Volumen-Netzes entweder vollständig leer oder mit Werkstoff gefüllt sein oder eine teilweise Füllung aufweisen, was über einen Materialindex, der Werte zwischen Null und Eins annehmen kann, ausgedrückt wird.

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \Phi) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho \Phi u_j) = 0 \quad (13)$$

Mit dem Programm SUPERFORGE (MSC.SOFTWARE CORP., USA) steht ein kommerzielles System zur Verfügung, welches nach der oben skizzierten Methodik, die als Finite-Volumen-Methode (FVM) bezeichnet wird, arbeitet [38]. Beispielhaft ist in Abbildung 16 die Modellierung eines Umformprozesses mit diesem Programm dargestellt.

Als „Besonderheit“ verwendet SUPERFORGE zusätzlich zum Materialindex eine triangularisierte Begrenzungsfläche zur Definition einer eindeutigen Lage der Werkstückoberfläche. Damit lassen sich die Simulationsergebnisse in der gleichen Form darstellen, wie man es von den in LAGRANGEScher Betrachtungsweise rechnenden Programmen gewohnt ist. Neben den plausibleren Visualisierungsmöglichkeiten wird diese Oberfläche zur Einkopplung der Prozeßrandbedingungen verwendet.

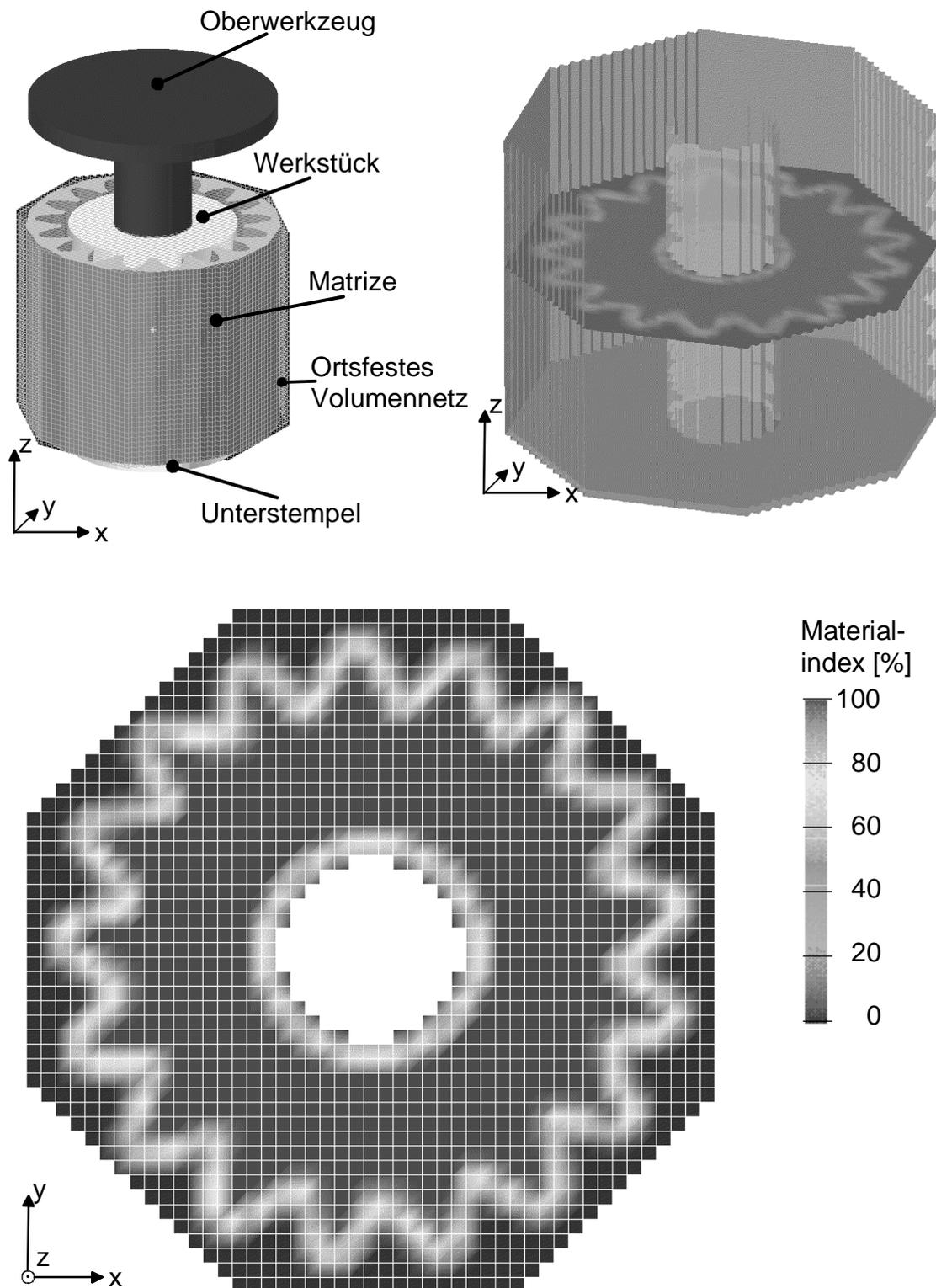


Abbildung 16: Modellierung eines Umformprozesses mit der Finite-Volumen-Methode [40]

Die Leistungsfähigkeit dieser Technologie kann anhand der in Abbildung 17 dargestellten Simulation eines Umformprozesses zur Fertigung eines schrägverzahnten Stirnrades abgeschätzt werden. Die in der oberen Bildreihe dargestellte Simulation erfolgte in einem FVM-Modell von ca. 200.000 Volumen-Elementen und benötigte eine Rechenzeit von unter zwei Tagen auf einer Workstation mittlerer Leistungs-klasse (HP J2240, HEWLETT-PACKARD CORP., USA).

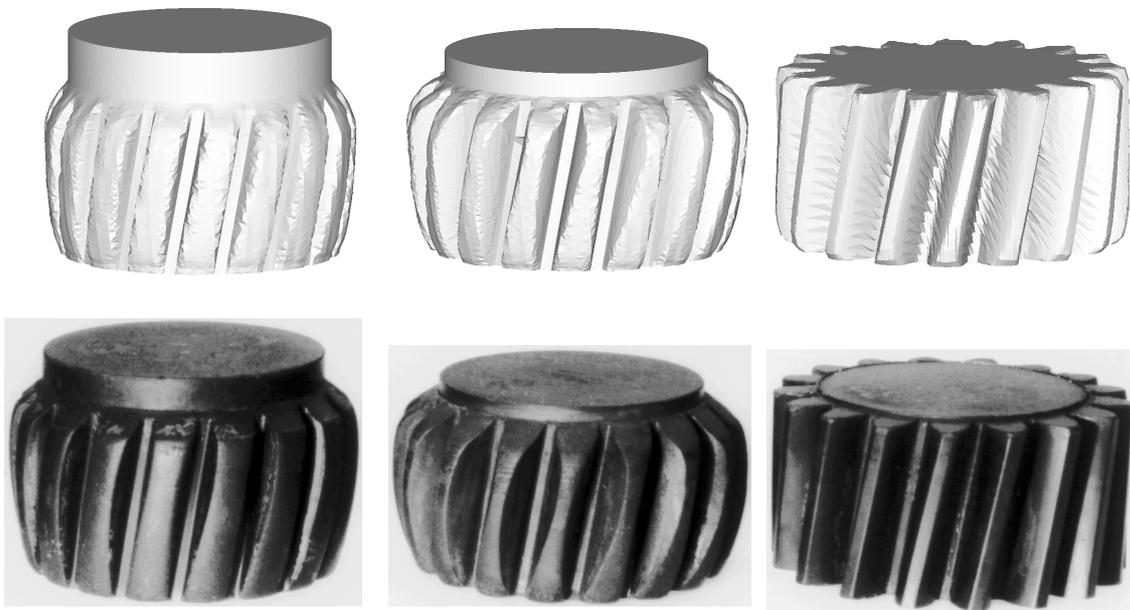


Abbildung 17: *Umformsimulation mit einem Finite-Volumen-Modell gemäß Abbildung 16: Obere Bildreihe - Simulation; untere Bildreihe - Experiment*

2.3.4 Ermittlung von Material- und Prozeßdaten

Bereits in Abschnitt 2.3.3.3 wurde auf einen wesentlichen Aspekt hinsichtlich der Realitätsnähe von Umformsimulationen hingewiesen: Die verwendeten Modelle und Algorithmen können nur dann ein brauchbares Ergebnis liefern, wenn die in diesen Modellen erforderlichen Parameter oder Koeffizienten, die unter dem Oberbegriff „Material- und Prozeßdaten“ zusammengefaßt werden sollen, mit akzeptabler Genauigkeit bekannt sind. Deren Bestimmung ist jedoch häufig nur eingeschränkt mit rein experimentellen Methoden möglich.

Daher nutzte WEISS den Einsatz der numerischen Simulation zur Identifikation unzureichend bekannter bzw. meßbarer Prozeßparameter [57]. Es gelang ihm, die unterschiedlichen Wärmeübergangskoeffizienten in den Prozeßphasen „Liegen im Gesenk vor der Umformung“, „Umformung“ und „Liegen im Gesenk nach der Umformung“ durch Korrelation mit Meßergebnissen zu identifizieren. Seine Überlegungen bildeten den Grundstein der von WERNER entwickelten Algorithmen zur Kalibrierung von Finite-Elemente-Simulationsmodellen für Schmiedeprozesse [58].

BEDERNA untersuchte Möglichkeiten zur realitätsgetreuen Abbildung der Reibung im Werkstück-Werkzeug-Kontakt [2]. Hierzu entwickelte er ein als „indirekte Reibschubspannungsanalyse“ bezeichnetes, experimentell-numerisches Verfahren, welches zur Bestimmung der Parameter seines Zwischenschichtgesetzes diente. Ferner ermittelte er über eine Finite-Differenzen-Diskretisierung die Oberflächentemperaturen und die in die Stauchbahnen abgeführte Wärmestromdichte bei Stauchversuchen mit den Werkstoffpaarungen Stahl/Stahl bzw. Stahl/Aluminium.

LI führte numerische Untersuchungen der Umformverfahren „Schmieden“ und „Querfließpressen“ mit der FEM durch [30]. Die von ihm untersuchten geradzahnten Stirnräder wiesen keine stirnseitigen Nebenformelemente auf, so daß er das Simulationsmodell unter Ausnutzung der an den geometrischen Symmetrieflächen vorliegenden Fliebscheiden auf einen Schnitt durch ein halbes Zahnsegment reduzieren konnte. Der für das Auspressen der Verzahnung erforderliche Werkstoff stammte in LIS Modell nicht aus der Werkstückdicke, da dies eine 3D-Betrachtung erfordert hätte. Vielmehr wird in seinem Modell der Werkstoff für die Verzahnung durch radiale Verschiebung des Werkstoffes im Kernbereich bereitgestellt, was eine Abwandlung der realen Verhältnisse darstellt. Damit beschränkt sich die Aussagekraft seiner Untersuchungen auch auf die Abbildung des Formänderungsverhaltens in der Verzahnung. Dort identifizierte er entsprechend den vorliegenden Zwischenschichtgrößen im Werkstück-Werkzeug-Kontakt unterschiedliche Reib-Bereiche, für die er aus problemangepaßten Reibversuchen ermittelte Reibwerte appliziert. Mit dieser Methodik verbesserte er die Lösungsgenauigkeit gegenüber der Annahme eines konstanten Reibwertes.

3 Zielsetzung

Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, durch eine detaillierte Untersuchung des Umformprozesses zur Herstellung präzisionsgeschmiedeter, schrägverzahnter Zahnräder ein vertiefendes Verständnis über den Fertigungsprozeß zu erlangen, das eine Beurteilung aus wirtschaftlicher und technologischer Sicht ermöglicht.

Prinzipiell bietet sich zur Erlangung dieses Zieles die Verfolgung von zumindest zwei unterschiedlichen Strategien an. Zu nennen sind die systematische Durchführung und Bewertung experimenteller Untersuchungen einerseits, die numerische Prozeßsimulation andererseits.

Im vorangegangenen Kapitel wurde ein Überblick über den derzeitigen Stand der Technik sowohl hinsichtlich der Präzisionsschmiede-Technologie als auch hinsichtlich der numerischen Prozeßsimulation gegeben. Demnach ergeben sich die folgenden Anwendungsschwerpunkte der jeweiligen Verfahren:

1. Experimentelle Untersuchungen dienen in erster Linie dazu, einerseits die Realisierbarkeit eines Fertigungsverfahrens zu belegen und andererseits Sensitivitäten des Prozesses gegenüber den verschiedensten Einflußgrößen aufzudecken bzw. zu quantifizieren. Die Durchführung experimenteller Untersuchungen ist wegen der hohen Kosten für die Fertigung der Versuchswerkzeuge und der eigentlichen Probeschmiedungen bereits mit einem beträchtlichen unternehmerischen Risiko behaftet.
2. Numerische Untersuchungen verfolgen demgegenüber andere Ziele. Mit bloßen „Machbarkeitsstudien“ setzt die Simulation vor der Realisierung eines neuen Fertigungsverfahrens in Form des Baus von Versuchswerkzeugen zur Klärung der prinzipiellen Eignung eines neuartigen Werkzeugkonzeptes an. An ein positives Resultat dieser Art numerischer Untersuchungen würde sich die technologische Realisierung mit dem Bau von Versuchswerkzeugen bzw. idealerweise mit Konstruktion und Fertigung der Werkzeugsätze anschließen. Nachgeschaltete Simulationsrechnungen können hier zur Klärung von Detailfragen, wie etwa die in Abbildung 18 dargestellte Ermittlung der zu erwartenden Bauteilschwindung dienen.

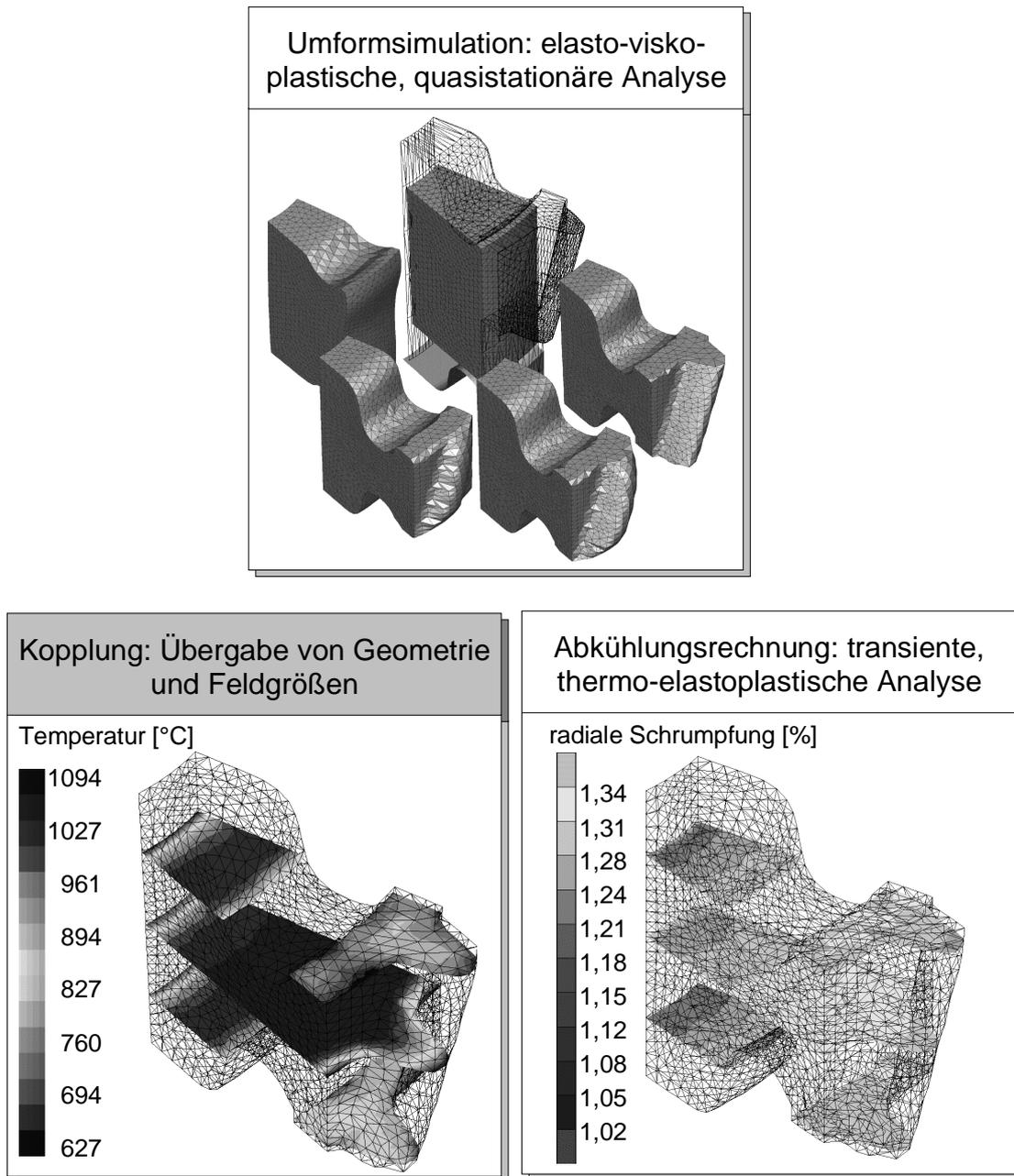


Abbildung 18: Berechnung von Schrumpfungsmaßen durch Kopplung der Umformsimulation an eine thermo-elastisch-plastische Simulation der Abkühlung

Ein weiteres im Rahmen dieser Arbeit verfolgtes Motiv für die Anwendung der Finite-Elemente-Simulation auf spezielle Umformprozesse ist die Erlangung von Informationen über die Konstitution von Werkstück- und Werkzeug-Werkstoff und deren Korrelation mit den geometrischen bzw. technologischen Prozeßmerkmalen.

Die Simulation ermöglicht es, den Umformprozeß transparent zu machen und zu fast beliebigen Zeitpunkten während des Prozesses Informationen über wirkende mechanische bzw. thermische Lasten sowie über konstitutive Größen örtlich aufgelöst zu gewinnen. Damit stellt sie ein geeignetes Mittel zur Untersuchung des Prozeßverhaltens dar, was in dieser Art durch Schmiedeversuche aufgrund fehlender Transparenz nicht bzw. nicht rechtzeitig (vgl. Abbildung 19) zu ermitteln ist.

Damit definiert sich die Zielsetzung wie folgt: Im Abschnitt 2.2 auf Seite 13 wurden unterschiedliche umformtechnische Verfahren zum Zahnradschmieden vorgestellt. Diese Verfahren sind bereits erprobt und zumindest teilweise im industriellen Einsatz. Gerade wegen des hohen (experimentellen) Aufwands fehlt es jedoch an einer geometriebezogenen Aufschlüsselung des Einflusses der Bestimmungsgrößen eines Zahnrades auf dessen Herstellungsprozeß. Daher sollen im Rahmen dieser Arbeit einerseits die Werkzeuge für Simulation und Auswertung entwickelt und erprobt werden, andererseits sollen bereits grundlegende Wechselwirkungen aufgedeckt und dokumentiert werden. Dazu wird in Kapitel 4 die Entwicklung eines geeigneten Berechnungsmodells beschrieben, welches die komplexe Geometrie eines schrägverzahnten Stirnrades zulässig vereinfacht.

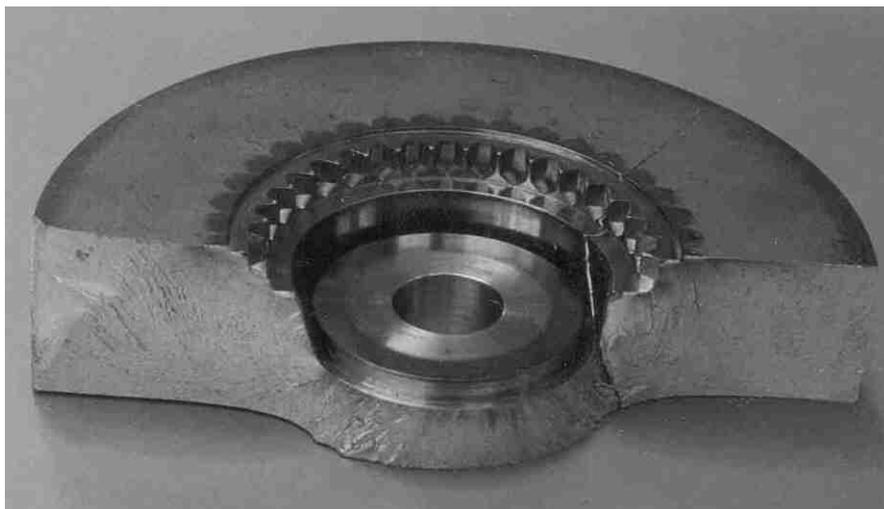


Abbildung 19: *Nach Überlastung gebrochenes Versuchswerkzeug zum Präzisions-
schmieden*

In Kapitel 5 wird ein Verfahren vorgestellt, mit dem die unterschiedlichen Materialeigenschaften der Vorformen, die für die prozeßintegrierte Wärmebehandlung bereits vor der Umformung mantelseitig aufgekohlt sein müssen, ermittelt werden können. Es wird beschrieben, wie in experimentellen Untersuchungen die Fließkurven aufgenommen und für die Verwendung in der thermo-mechanisch gekoppelten Prozeßsimulation numerisch aufbereitet werden. Weiterhin wird ein Berechnungsverfahren dargestellt, welches diese Materialdaten in Form eines Unterprogramms den FEM-Programmen zur Umformsimulation zur Verfügung stellt.

In Kapitel 6 wird der Belastungszustand der Umformwerkzeuge betrachtet. Hierzu wird ein Kopplungsprogramm entworfen, mit dem die mechanische und thermische Belastungssimulation der Werkzeuge unabhängig von der rechenintensiven Simulation des Umformprozesses erfolgen kann.

4 FEM-Simulation schrägverzahnter Zahnradgeometrien

In den vorangegangenen Kapiteln wurde bereits auf die Notwendigkeit des Einsatzes von Simulationsverfahren bei der Auslegung von Präzisionsschmiedeprozessen hingewiesen. Ebenso wurde erörtert, daß nach dem derzeitigen Stand der Kenntnisse die Finite-Elemente-Methode (FEM) ein Verfahren darstellt, welches hinsichtlich Genauigkeit und Aussagekraft der Ergebnisse für die numerische Simulation derartiger Prozesse am ehesten in Frage kommt.

Während sich aus theoretischer Sicht nur wenige Einschränkungen hinsichtlich des Einsatzes der FEM zur Berechnung von Präzisionsschmiedeprozessen ergeben, zeigt die Berechnungspraxis, daß bei numerischen Untersuchungen dieser Umformverfahren häufig die Grenzen der Leistungsfähigkeit der Simulationssysteme erreicht werden. Hierbei stellt sich im wesentlichen die Komplexität der Geometrie des Schmiedeteils als limitierendes Kriterium dar, denn mit steigender Anzahl der formbestimmenden Geometrielemente erhöht sich zwangsläufig die Anzahl der für eine problemangepaßte Vernetzung erforderlichen Elemente. Dies hat Auswirkungen auf die benötigten Rechenzeiten, die zumindest bei Verwendung impliziter Lösungsverfahren mit steigender Anzahl der im Werkstücknetz verwendeten Elemente überproportional ansteigen. Die Zunahme der Rechenzeiten resultiert daraus, daß die Anzahl der besetzten Elemente in der Systemmatrix stark ansteigt, die Schrittweite wegen der starken geometrischen Nichtlinearität wesentlich reduziert werden muß und daß die Anzahl der aktiven Kontaktpaarungen zwischen dem Werkstück und den Werkzeugelementen erhöht wird. Ferner benötigt die auf Elementebene vollzogene Stoffgesetzintegration mit steigender Elementzahl ebenfalls mehr Rechenzeit.

Schrägverzahnte Zahnräder stellen wegen der Vielzahl ihrer komplexen geometrischen Elemente daher besondere Anforderungen an die Simulation. Eine Berücksichtigung von Symmetrieebenen, wie sie etwa in Form von Fließscheiden beim Querfließpressen von geradverzahnten Stirn- und Kegelrädern vorhanden sind, scheidet bei dieser Teileklasse aus.

Das für numerischen Untersuchungen einzusetzende Simulationsmodell muß sich daher im Spannungsfeld folgender, zum Teil gegensätzlicher Forderungen bewegen:

1. Die Modellgröße und die damit verbundene Rechenzeit müssen wegen der großen Anzahl durchzuführender Rechenläufe möglichst klein sein.
2. Das Berechnungsergebnis darf nicht durch diskretisierungsbedingte Randeffekte verfälscht werden.
3. Die aus gekrümmten Freiformflächen gebildete Geometrie der Bauteiloberfläche ist mit der Diskretisierung akkurat abzubilden.

Um diese Forderungen erfüllen zu können, ist es erforderlich, das Berechnungsmodell in geeigneter Weise zu vereinfachen. Dabei ist zu überprüfen, wie stark die Berechnung eines entsprechend vereinfachten Modelles von den Berechnungsergebnissen des gesamten Zahnrades, die als Referenz verwendet werden, abweicht.

In diesem Kapitel werden mögliche Ansätze zur Reduzierung des Modellumfanges erörtert. Für die entsprechenden Untersuchungen wurde die in [Abbildung 20](#) dargestellte Verzahnungsgeometrie verwendet.



Abbildung 20: Präzisionsgeschmiedetes Zahnrad mit den zugehörigen Verzahnungsdaten

4.1 Ansätze zur Reduzierung des Modellumfanges

Traditionell werden in der angewandten Mechanik alle Ansätze verfolgt, die eine Reduzierung der Modellgröße und die damit einhergehende Verringerung des Berechnungsaufwands ermöglichen. Die hierzu wohl bekannteste Option ist die Ausnutzung von Symmetrien. Bezogen auf die thermo-mechanische Problemstel-

lung eines Umformprozesses lassen sich Symmetrien zur Reduktion der Modellgröße heranziehen, wenn sich sowohl die Geometrie als auch die Belastung spiegelsymmetrisch zum jeweiligen Symmetrieelement (Gerade im ebenen Fall, Ebene im Raum) verhält. Bei Vorliegen eines symmetrischen Problems läßt sich das Modell auf die kleinste Symmetrieeinheit reduzieren, wenn entsprechende Randbedingungen (Symmetriebedingungen) an den Symmetrieflächen vorgeschrieben werden. Aus kinematischer Sicht stellen Symmetrieflächen Fließscheiden dar, d. h., der Werkstoff kann sich in tangentialer Richtung frei bewegen, ein Ablösen in Normalenrichtung ist jedoch ausgeschlossen. Die Einbringung dieser Randbedingung in ein FEM-Modell erfolgt, indem die Verschiebungen aller in der Symmetriefläche liegenden Knotenpunkte \vec{x}_{Γ_s} in deren Normalenrichtung \vec{n}_{sym} festgelegt werden:

$$\vec{u}(\vec{x}_{\Gamma_s})\vec{n}_{\text{sym}} = 0 \quad (14)$$

Hinsichtlich der Wärmeleitung stellen die Symmetrieebenen einen perfekten Isolator dar, der stets dieselbe Temperatur des angrenzenden Werkstoffs aufweist und keinen Wärmestrom abfließen läßt:

$$\dot{q}(\vec{x}_{\Gamma_s}, t) = 0 \text{ für alle } t \quad (15)$$

Eine wesentlich unbekanntere, jedoch nicht weniger bedeutsame Möglichkeit zur kinematisch zulässigen Vereinfachung bei der Diskretisierung bestimmter Problemstellungen besteht in der Anwendung sogenannter sich wiederholender Randbedingungen (engl. recurrent boundary conditions). Diese werden von PARK und YANG auf die Berechnung des Querfließpressens einfacher Stirnräder angewendet, wobei sich das numerische Modell auf ein Zahnsegment beschränken kann [41]. Die Autoren haben hierbei die ursprünglich von ZIENKIEWICZ und SCOTT angestrebten Überlegungen zur Vereinfachung komplexer Modelle für Turbinenräder [64] auf die Fragestellung bei der in aufdatierter LAGRANGEScher Betrachtungsweise durchgeführten Umformsimulation von schrägverzahnten Zahnradern übertragen.

Hierzu wurde der kleinste wiederkehrende Ausschnitt aus dem Gesamtmodell, also ein einzelnes Zahnsegment, betrachtet. Die Berandung dieses Segmentes läßt sich nun in drei Bereiche einteilen, wie es in [Abbildung 21](#) dargestellt ist.

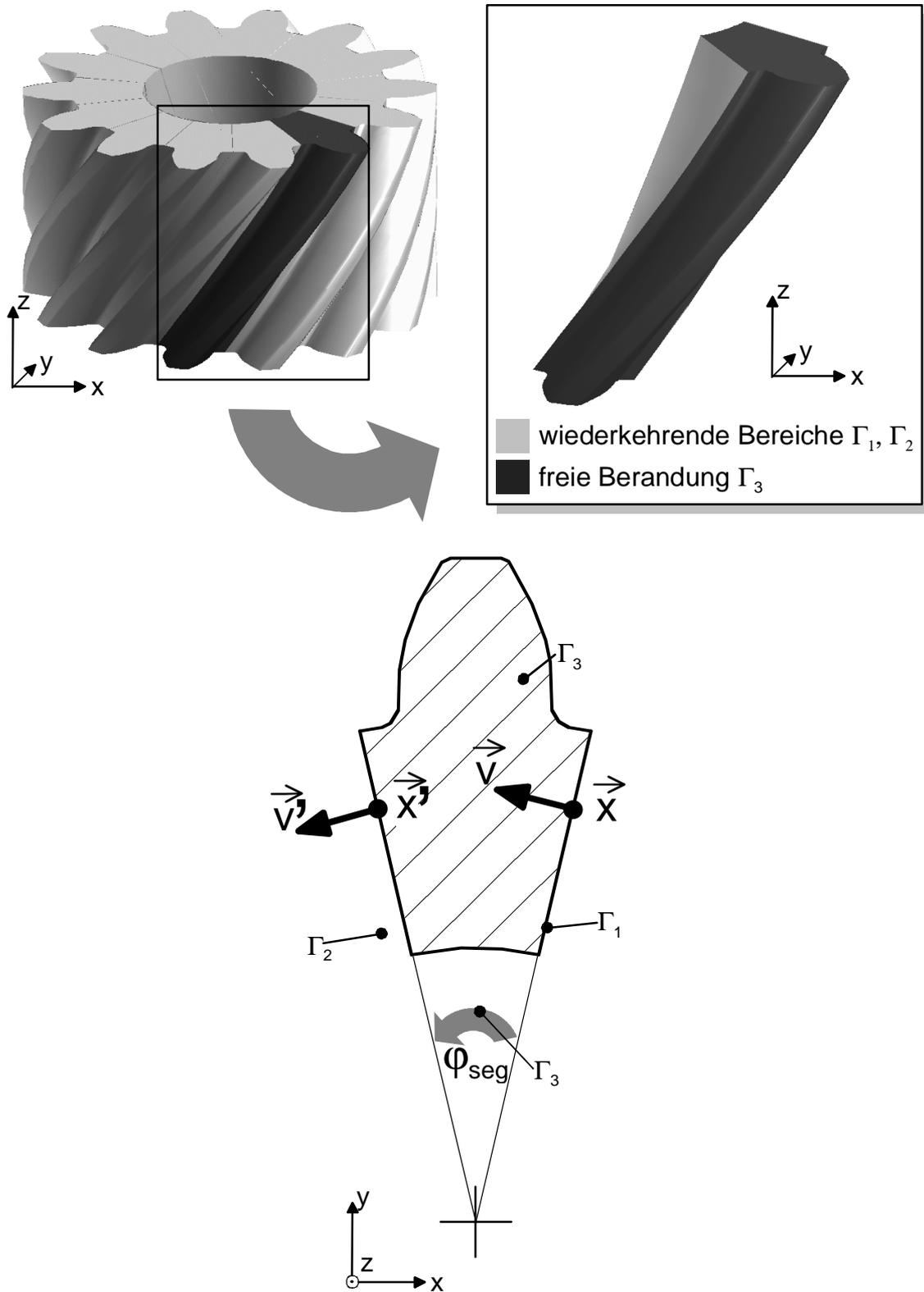


Abbildung 21: Anwendung rekursiver Randbedingungen auf das Querfließpressen schrägverzahnter Stirnräder

Die Bereiche Γ_1 und Γ_2 sind die Schnittflächen des Zahnsegmentes, der Bereich Γ_3 enthält die freie Oberfläche. Unter der Voraussetzung, daß in dem Modell alle Knotenpunkte auf der Berandung Γ_1 entsprechende, durch Rotation um den Segmentwinkel φ_{seg} zu erzeugende Bildpunkte in der Berandung Γ_2 besitzen, läßt sich folgende Randbedingung formulieren:

$$\left[\mathbf{T}(\varphi_{\text{seg}}) \right] \vec{v}(\vec{x}_{\Gamma_1}) = \vec{v}'(\vec{x}'_{\Gamma_2}) \text{ mit} \quad (16)$$

$$(\vec{x}'_{\Gamma_2}) = \left[\mathbf{T}(\varphi_{\text{seg}}) \right] \vec{x}_{\Gamma_1} \quad (17)$$

Die Transformationsmatrix $\left[\mathbf{T}(\varphi_{\text{seg}}) \right]$ hängt neben der Größe des Segmentwinkels auch von der Lage der Rotationsachse im globalen Koordinatensystem ab. Für den Fall, daß diese Achse mit der globalen z-Achse zusammenfällt, ergibt sich:

$$\left[\mathbf{T}(\varphi_{\text{seg}}) \right] = \begin{bmatrix} \cos(\varphi_{\text{seg}}) & -\sin(\varphi_{\text{seg}}) & 0 \\ \sin(\varphi_{\text{seg}}) & \cos(\varphi_{\text{seg}}) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (18)$$

Die wesentliche Idee bei der Ausnutzung dieser Randbedingung besteht darin, sie fest in das iterativ zu lösende Gleichungssystem (Gleichung 19) zu implementieren:

$$[\mathbf{K}]_{n-1} [\Delta \mathbf{v}]_n = [\mathbf{R}]_{n-1} \quad (19)$$

mit der Steifigkeitsmatrix aus der (n-1)ten Iteration $[\mathbf{K}]_{n-1}$

und dem dazugehörigen Knotenkraftvektor $[\mathbf{R}]_{n-1}$

Hierzu wird der Vektor der inkrementellen Knotenpunktgeschwindigkeiten $[\Delta \mathbf{v}]_n$ entsprechend der Lage der Knotenpunkte in verschiedene Untervektoren aufgespalten:

$$[\Delta \mathbf{v}]_{\mathbf{n}} = \begin{bmatrix} [\Delta \mathbf{v}_{\Omega}] \\ [\Delta \mathbf{v}_{\Gamma_1}] \\ [\Delta \mathbf{v}_{\Gamma_2}] \\ [\Delta \mathbf{v}_{\Gamma_3}] \end{bmatrix}_{\mathbf{n}} \quad (20)$$

Wird die Steifigkeitsmatrix hierzu analog in Untermatrizen aufgeteilt, stellt sich das zu lösenden Gleichungssystem wie folgt dar:

$$\begin{bmatrix} [\mathbf{K}_{\Omega\Omega}] & [\mathbf{K}_{\Omega\Gamma_1}] & [\mathbf{K}_{\Omega\Gamma_2}] & [\mathbf{K}_{\Omega\Gamma_3}] \\ [\mathbf{K}_{\Gamma_1\Omega}] & [\mathbf{K}_{\Gamma_1\Gamma_1}] & [\mathbf{K}_{\Gamma_1\Gamma_2}] & [\mathbf{K}_{\Gamma_1\Gamma_3}] \\ [\mathbf{K}_{\Gamma_2\Omega}] & [\mathbf{K}_{\Gamma_2\Gamma_1}] & [\mathbf{K}_{\Gamma_2\Gamma_2}] & [\mathbf{K}_{\Gamma_2\Gamma_3}] \\ [\mathbf{K}_{\Gamma_3\Omega}] & [\mathbf{K}_{\Gamma_3\Gamma_1}] & [\mathbf{K}_{\Gamma_3\Gamma_2}] & [\mathbf{K}_{\Gamma_3\Gamma_3}] \end{bmatrix}_{\mathbf{n}-1} \begin{bmatrix} [\Delta \mathbf{v}_{\Omega}] \\ [\Delta \mathbf{v}_{\Gamma_1}] \\ [\Delta \mathbf{v}_{\Gamma_2}] \\ [\Delta \mathbf{v}_{\Gamma_3}] \end{bmatrix}_{\mathbf{n}} = \begin{bmatrix} [\mathbf{R}_{\Omega}] \\ [\mathbf{R}_{\Gamma_1}] \\ [\mathbf{R}_{\Gamma_2}] \\ [\mathbf{R}_{\Gamma_3}] \end{bmatrix}_{\mathbf{n}-1} \quad (21)$$

Durch die Einführung eines reduzierten Vektors der Geschwindigkeitszuwächse, welcher sich aus der Anwendung von [Gleichung 16](#) ergibt, reduziert sich [Gleichung 21](#) auf:

$$[\mathbf{K}]_{\mathbf{rn}-1} [\Delta \mathbf{v}]_{\mathbf{rn}} = [\mathbf{R}]_{\mathbf{rn}-1} \quad (22)$$

mit

$$[\mathbf{K}]_{\mathbf{rn}-1} = \quad (23)$$

$$\begin{bmatrix} [\mathbf{K}_{\Omega\Omega}] & [\mathbf{K}_{\Omega\Gamma_1} + \mathbf{K}_{\Omega\Gamma_2}] & [\mathbf{K}_{\Omega\Gamma_2}] \\ [\mathbf{K}_{\Gamma_1\Omega} + \mathbf{K}_{\Gamma_2\Omega}] & [\mathbf{K}_{\Gamma_1\Gamma_1} + \mathbf{K}_{\Gamma_1\Gamma_2} + \mathbf{K}_{\Gamma_2\Gamma_1} + \mathbf{K}_{\Gamma_2\Gamma_2}] & [\mathbf{K}_{\Gamma_1\Gamma_3} + \mathbf{K}_{\Gamma_2\Gamma_3}] \\ [\mathbf{K}_{\Gamma_2\Omega}] & [\mathbf{K}_{\Gamma_3\Gamma_1} + \mathbf{K}_{\Gamma_3\Gamma_2}] & [\mathbf{K}_{\Gamma_3\Gamma_3}] \end{bmatrix}$$

$$[\Delta \mathbf{v}]_{\text{rn}} = \begin{bmatrix} [\Delta \mathbf{v}_{\Omega}] \\ [\Delta \mathbf{v}_{\Gamma_1}] \\ [\Delta \mathbf{v}_{\Gamma_3}] \end{bmatrix} \quad (24)$$

$$[\mathbf{R}]_{\text{r}(n-1)} = \begin{bmatrix} [\mathbf{R}_{\Omega}] \\ [\mathbf{R}_{\Gamma_1} + \mathbf{R}_{\Gamma_2}] \\ [\mathbf{R}_{\Gamma_3}] \end{bmatrix} \quad (25)$$

Die Lösung dieses Gleichungssystems beinhaltet nun lediglich die Geschwindigkeitszuwächse an Knotenpunkten im Inneren, am freien Rand Γ_3 sowie am Rand Γ_1 . Die Geschwindigkeiten am Rand Γ_2 können jedoch durch Transformation ermittelt werden.

Die Anwendbarkeit der beschriebenen Methodik wird durch verschiedene Randbedingungen eingeschränkt. So ist es erforderlich, daß das verwendete Element-Netz hinsichtlich der Lage der Knotenpunkte in den Berandungen Γ_1 und Γ_2 Gleichung 17 erfüllt. Ist dies für das Ausgangsnetz noch einfach zu realisieren, erfordert diese Bedingung den Einsatz eines speziell abgestimmten Neuvernetzungsalgorithmus, um die im Verlaufe der Umformsimulation generierten Netze kompatibel zu Gleichung 17 zu halten. Die Autoren verwenden einen eigens für Zahnradgeometrien entworfenen Vernetzer, der auf dem Makro-Element-Verfahren aufsetzt. Ferner ist dieser Ansatz nur für Umformprozesse anwendbar, in denen Gleichung 16 für alle Knotenpunkte auf Γ_1 erfüllt ist. Dies gilt jedoch nicht für Zahnräder, die noch zusätzliche stirnseitige Nebenformelemente aufweisen, welche unter Umständen abweichende Segmentwinkel besitzen. Wegen der unterschiedlichen Teilung von Lauf- und Kupplungsverzahnung entzieht sich das in Abbildung 15 dargestellte Rad von vornherein dieser Methodik.

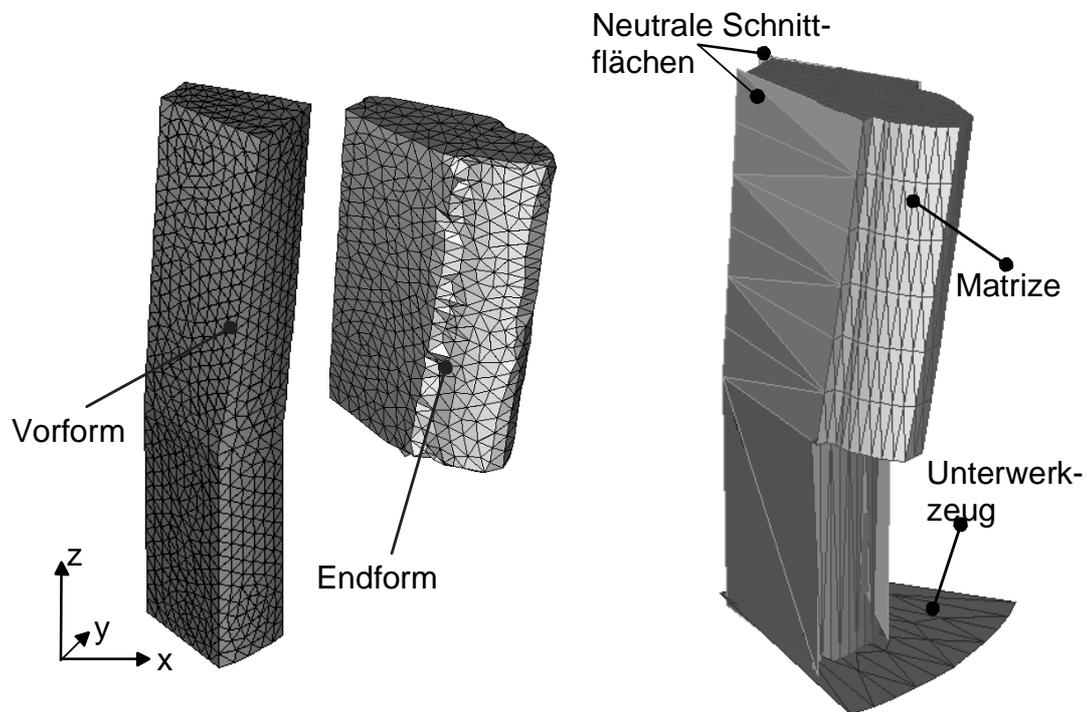


Abbildung 22: Modellierung des Querfließpressens eines Ritzels mit neutralen Schnittflächen

Für die Modellierung des Kaltumformprozesses schrägverzahnter Ritzel schlägt SZENTMIHÁLYI die Betrachtung eines einzelnen Zahnsegmentes vor. Anstelle einer Symmetriebedingung an den tangentialen Begrenzungsflächen dieses Segmentes verwendet er entsprechend geformte neutrale Schnittflächen als Kontaktflächen, die den Werkstoff reibungsfrei und ohne Änderung des Wärmeinhaltes umlenken [55].

Abbildung 22 zeigt eine schematische Darstellung des von SZENTMIHÁLYI eingesetzten Modells. Er weist in seiner Arbeit jedoch darauf hin, daß die mit dieser Maßnahme verbundene Einbringung einer Zwangsverschiebung zwar in guter Übereinstimmung mit den entsprechenden experimentell untersuchten Geometrien steht, jedoch nicht ohne weiteres auf andere Geometrien bzw. größere Schrägungswinkel übertragbar ist.

In den bisher vorgestellten Möglichkeiten zur Reduktion der Modellgröße wurde stets die kleinste wiederkehrende Einheit der Bauteilgeometrie als Berechnungsmodell verwendet. Alternativ hierzu sind jedoch noch zwei weitere Ansätze denkbar.

Diese Ansätze zielen darauf ab, den Stofffluß so gering wie möglich durch die Applikation zusätzlicher „künstlicher“ Zwangsbedingungen zu beeinflussen. So ist es denkbar, bewußt mehrere Zahnsegmente zu modellieren und die Berandungsflächen durch Symmetrie- oder Kontaktbedingungen festzulegen. In diesem Fall ist in den unmittelbar an den Rändern liegenden Segmenten zwar mit ungenauen Ergebnissen zu rechnen, im mittleren Zahnsegment aber wird der Stofffluß praktisch nicht durch die künstlich eingebrachten Randbedingungen verfälscht.

4.2 Auswahl eines Rechenmodells für Stoffflußuntersuchungen

Um den Einfluß der Modellierung auf den berechneten Stofffluß abschätzen zu können, wurde der Umformprozeß für die in [Abbildung 20](#) dargestellte Zahnradgeometrie berechnet. Die Erzeugung der Rechenmodelle erfolgte, indem an die Schnittflächen der Zahnsegmente noch keilförmige Randsegmente ankonstruiert wurden, wie es in [Abbildung 23](#) skizziert ist. Zusätzlich zu der dort dargestellten Variante wurde auch eine Version, bei der zwei Zahnsegmente enthalten sind, betrachtet. Schließlich ist es auch denkbar, als zyklisches Symmetrieelement nicht ein Zahnsegment, sondern ein Zahnstücksegment zu verwenden. Durch analoge Ankonstruktion der keilförmigen Randsegmente, die in diesem Fall auf der Schnittfläche durch den Zahnkopf basieren, erhält man das dritte untersuchte Modell.

Im Ergebnis zeigen alle drei Modelle ein sehr gut übereinstimmende Ausformung der Zahnkontur. Deutliche Unterschiede zeigen sich jedoch, wenn man den Stofffluß im Inneren des Werkstücks mit Hilfe LAGRANGEScher Materialmarker visualisiert (vgl. hierzu auch Abschnitt 5.1 auf Seite 56). Die in [Abbildung 24](#) dargestellten Stirnschnitte durch die jeweiligen Modelle am Ende der Umformung zeigen neben der Außenkontur auch Linien von Materialpunkten, die in der zylindrischen Vorform auf konstanten Radien gelegen haben. Diese Darstellung verdeutlicht, daß der Stofffluß im direkt an den Rand angrenzenden Zahnfuß stark von den Ergebnissen der in der Mitte liegenden Segmente abweicht. Der Effekt, daß sich dieses unterschiedliche Fließverhalten nicht auf die äußere Form auswirkt, liegt darin begründet, daß die Form im Zahnfuß frühzeitig durch die Werkzeuggeometrie bestimmt wird, die in allen Modellen identisch ist.

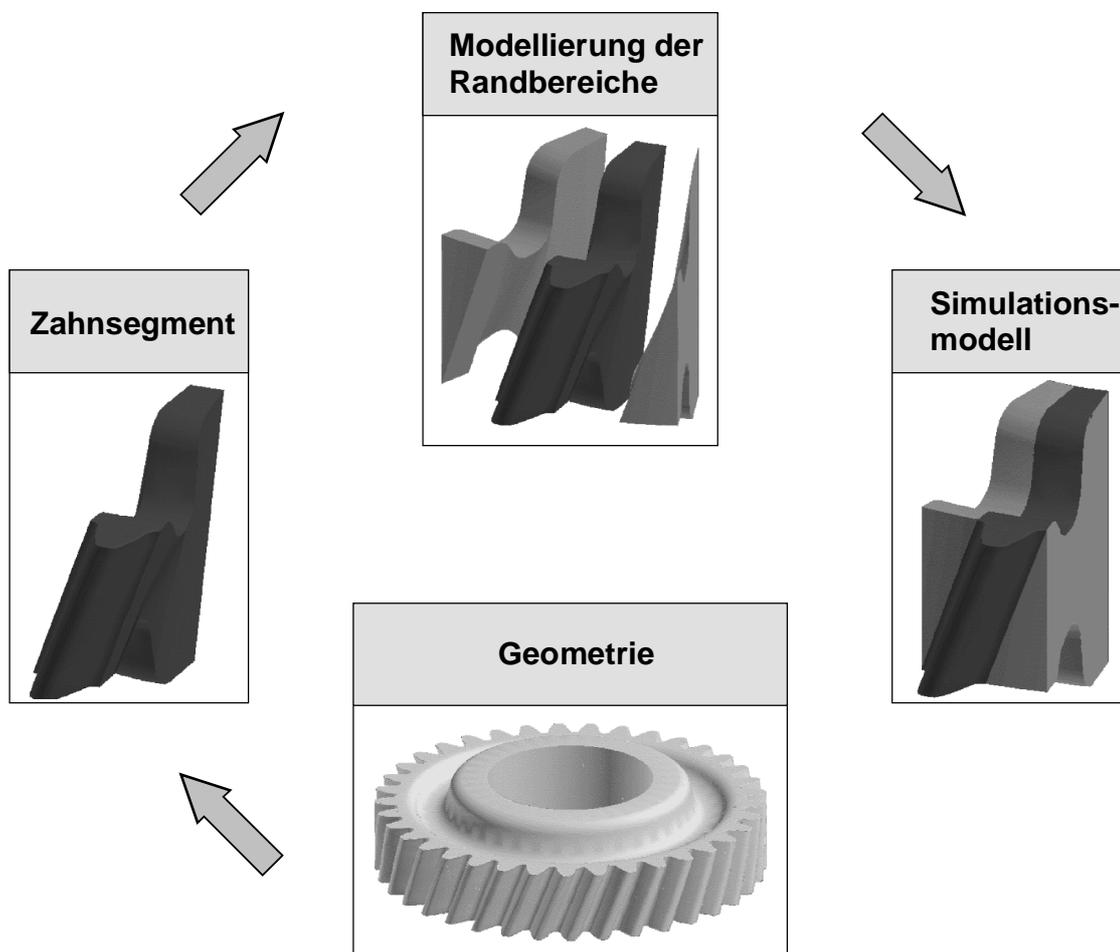


Abbildung 23: Erzeugung der Rechenmodelle für die Stoffflußuntersuchungen

Insbesondere bei Zahnradgeometrien mit großen Schrägungswinkeln können durch das „Herausschneiden“ des Simulationsmodells aus der Geometrie des gesamten Rades scharf geschnittene Zahnabschnitte entstehen, deren Ausformung einerseits deutlich vom realen Prozeß abweicht, andererseits wegen der Scharfkantigkeit große Anforderungen an die Vernetzungsalgorithmen stellt.

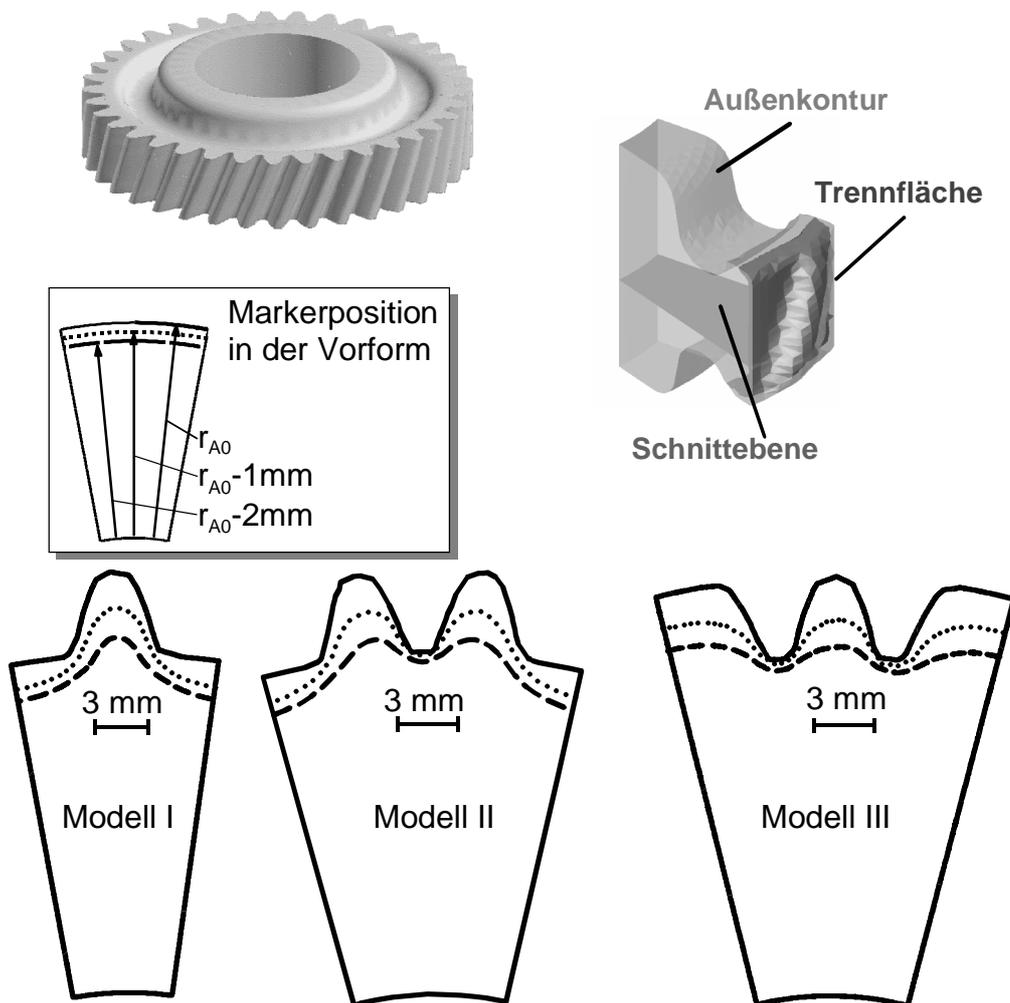


Abbildung 24: Ergebnisse der Umformsimulation mit unterschiedlichen Modellvarianten

5 Untersuchungen zum Stofffluß während der Umformung

Bereits in der Einleitung wurde auf die wirtschaftliche Bedeutung einer endkonturnahen Zahnradfertigung mittels Präzisionsschmieden hingewiesen. Idealerweise schließt sich dem Umformprozeß direkt ein automatisierter, integrierter Wärmebehandlungsvorgang an, der die in den Schmiedestücken vorhandene Restwärme ausnutzt [17], dessen Erfolg jedoch vom Stofffluß während der Umformung abhängt. In diesem Kapitel wird daher auf die Abhängigkeit des Stoffflusses von den vorliegenden Prozeßrandbedingungen eingegangen.

Die Wärmebehandlung von Präzisionsschmiedestücken erfolgt derzeit vorwiegend chargenweise im Anschluß an eine Pufferlagerung. Die damit verbundene Unterbrechung der Fertigungslinie ist einerseits aus logistischer Sicht, andererseits wegen des zusätzlichen Energiebedarfs für die erneute Erwärmung der Schmiedestücke aus ökonomisch-ökologischer Sicht ungünstig. Aus diesem Grund wird bereits seit geraumer Zeit an Verfahren zur Integration der Wärmebehandlung in die Fertigungslinie gearbeitet. Ohne an dieser Stelle auf die komplexen werkstoffkundlichen Aspekte einer Realisierung dieser Fragestellung einzugehen, sei bemerkt, daß im wesentlichen das inhomogene Temperaturfeld im aus dem Werkzeug ausgeworfenen Schmiedestück eine geeignete, gesteuerte Abkühlung zur Einstellung der gewünschten mechanisch-technologischen Eigenschaften erfordert.

Verzahnte Antriebs Elemente benötigen zur Erzielung einer maximalen Lebensdauer einerseits eine harte, verschleißfeste Oberfläche im Wälzbereich der Verzahnung, die in Betrieb den unter Relativbewegung wirkenden, dynamisch veränderlichen Flächenpressungen widersteht, andererseits einen duktilen Kern, der betriebsbedingte Überbeanspruchungen durch geringfügige Plastifizierung abbauen kann, statt spontan zu versagen. Diese gegensätzlichen Forderungen werden durch die Verwendung einatzhärterer Qualitäts- bzw. Edelstähle erreicht: Diese niedriglegierten Stähle mit geringem C-Gehalt weisen das gewünschte duktile Verhalten auf. Die diffusionsgesteuerte Anreicherung der oberflächennahen Bereiche mit Kohlenstoff (die sogenannte Aufkohlung) ermöglicht bei entsprechenden Abkühlgeschwindigkeiten in diesen Bereichen eine martensitische Umwandlung, welche die geforderte harte und verschleißfeste Randschicht bildet. Eine optimale Widerstandsfähigkeit gegen Zahn-

brüche erfordert zudem eine Einhärtungstiefe im Zahnfuß von zumindest 10% des Normalmoduls der Verzahnung [49].

Somit ergibt sich neben der Beherrschung der Temperaturführung im Werkstück während der Abkühlung als wesentliche Forderung für die prozeßintegrierte Wärmebehandlung das Vorliegen einer ausreichend dicken, aufgekohlten Randschicht im ausgeformten Schmiedestück. Erfüllt wird diese Forderung, indem bereits das Halbzeug aufgekohlt wird. Zu beachten ist dabei, daß der Stofffluß die weitestgehend konstante Schichtdickenverteilung über der Oberfläche des Halbzeuges in eine inhomogene Schichtdickenverteilung entlang der Oberfläche des Schmiedestückes überführt. Als Teilziel dieser Arbeit wurde daher eine Methodik entwickelt, die eine Vorhersage dieser Schichtdickenverteilung ermöglicht.

5.1 Modelle zur Stoffflußuntersuchung

Um mit der Umformsimulation den Stofffluß in der Randschicht des Werkstückes untersuchen zu können, ist eine Aufteilung in die Bereiche „Kern“ und „(aufgekohlte) Randschicht“ erforderlich. Zwar sind bei Verwendung der aufdatierten LAGRANGESchen Formulierung in der FE-Rechnung die finiten Elemente materialfest, so daß anhand der Lage der Elemente in der deformierten Struktur auf die Lage des Randschichtbereiches geschlossen werden kann, doch diese Information geht bei einer Neuvernetzung während der Simulation verloren. Um dennoch die Lage der aufgekohlten Randschicht am Ende des Prozesses ermitteln zu können, sind zumindest drei Ansätze denkbar, die schematisch für ein Zahnsegment in Abbildung 25 dargestellt sind:

1. Im ersten Ansatz wird eine Trennung der Bereiche durch die Diskretisierung des Werkstückes vorgenommen. Dazu ist es erforderlich, bei den im Verlauf der Analyse durchzuführenden Neuvernetzungen Kern- und Randbereich eigenständig zu vernetzen, wobei auf die Kompatibilität der Teilnetze geachtet werden muß. Eine Festlegung der Schichtdicke muß somit vor der FE-Analyse (*a priori*) erfolgen.

2. Im zweiten Ansatz erfolgt die Festlegung der Bereiche basierend auf den Berechnungsergebnissen (*a posteriori*), sie ist unabhängig von der verwendeten Diskretisierung und erfordert keine separaten, kompatiblen Teilnetze.
3. Die dritte Möglichkeit besteht in der Einführung einer zusätzlichen Zustandsgröße, die für den Grundwerkstoff den Wert Null, für den aufgekohlten Werkstoff der Randschicht den Wert Eins erhält. Wird diese Zustandsgröße nach erfolgter Neuvernetzung mit einer geeigneten Rezoning-Prozedur vom alten auf das neue Netz übertragen, stellt ein Kontur-Plot dieser Größe in der Endform Form und Lage der dort vorliegenden aufgekohlten Randschicht dar.

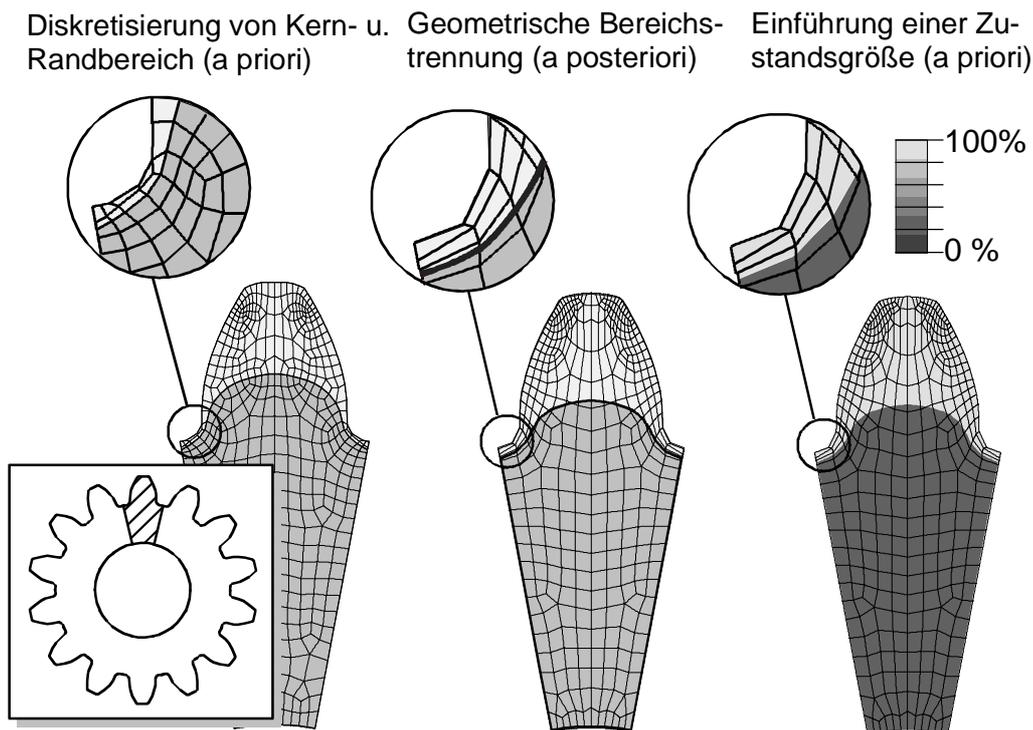


Abbildung 25: Modelle für die Stofffluß-Untersuchungen

Das erste Modell hat den Vorteil, daß es direkt mit den Funktionen berechnet werden kann, die in den meisten für derartige Fragestellungen anwendbaren Simulationssystemen zur Verfügung stehen. Ein Nachteil dieses Modelles besteht jedoch darin, daß für eine Variation der Randschichtdicke in der Ausgangsform stets neue FE-Berech-

nungen durchzuführen sind. Außerdem stellt die getrennte Neuvernetzung der Teilbereiche Kern und Rand einen erheblich höheren Bearbeitungsaufwand dar, der von den derzeit verfügbaren automatischen Neuvernetzungsalgorithmen nicht abgedeckt wird.

Für die im zweiten Modell vorgeschlagene *a posteriori*-Berechnung der Bereichstrennung zwischen Kern- und Randbereich ist ein externes Auswerteprogramm erforderlich. Der Vorteil dieses Modelles besteht jedoch darin, daß die Bereichsaufteilung unabhängig von der FE-Berechnung ist, so daß, basierend auf den Ergebnissen einer FE-Berechnung, die Effekte beliebiger Schichtdickenverteilungen analysiert werden können. Dies ist möglich, da das Auswerteprogramm ausgehend von den Rechenergebnissen die Deformation einer gedachten materialfesten Begrenzung zwischen Kern und Rand berechnet. Da die Bezugspunkte dieser Begrenzung unabhängig vom in der Berechnung verwendeten FE-Netz sind, bleiben diese auch bei einer vollständigen Netzneuaufteilung erhalten.

Eine besonders anschauliche Anwendung dieser Vorgehensweise ergibt sich im Falle zweidimensionaler Untersuchungen bei Verwendung eines Liniengitters: Bei entsprechender Orientierung des Liniengitters in der Ausgangsform läßt sich eine Stofffluß-Visualisierung vornehmen, wie sie aus der visioplastischen Methode bekannt ist. Abbildung 26 veranschaulicht dies beispielhaft anhand eines rotations-symmetrischen Präzisionsschmiedeprozesses [43].

Als Nachteil dieser Methodik ist anzuführen, daß die Berücksichtigung der aus dem unterschiedlichen Kohlenstoffgehalt resultierenden unterschiedlichen Materialeigenschaften hinsichtlich Fließspannung und Verfestigung mit diesem Modell nicht nachvollzogen werden kann, da die Festlegung der jeweiligen Bereiche und damit der Materialeigenschaften erst im Anschluß an die Umformsimulation erfolgt.

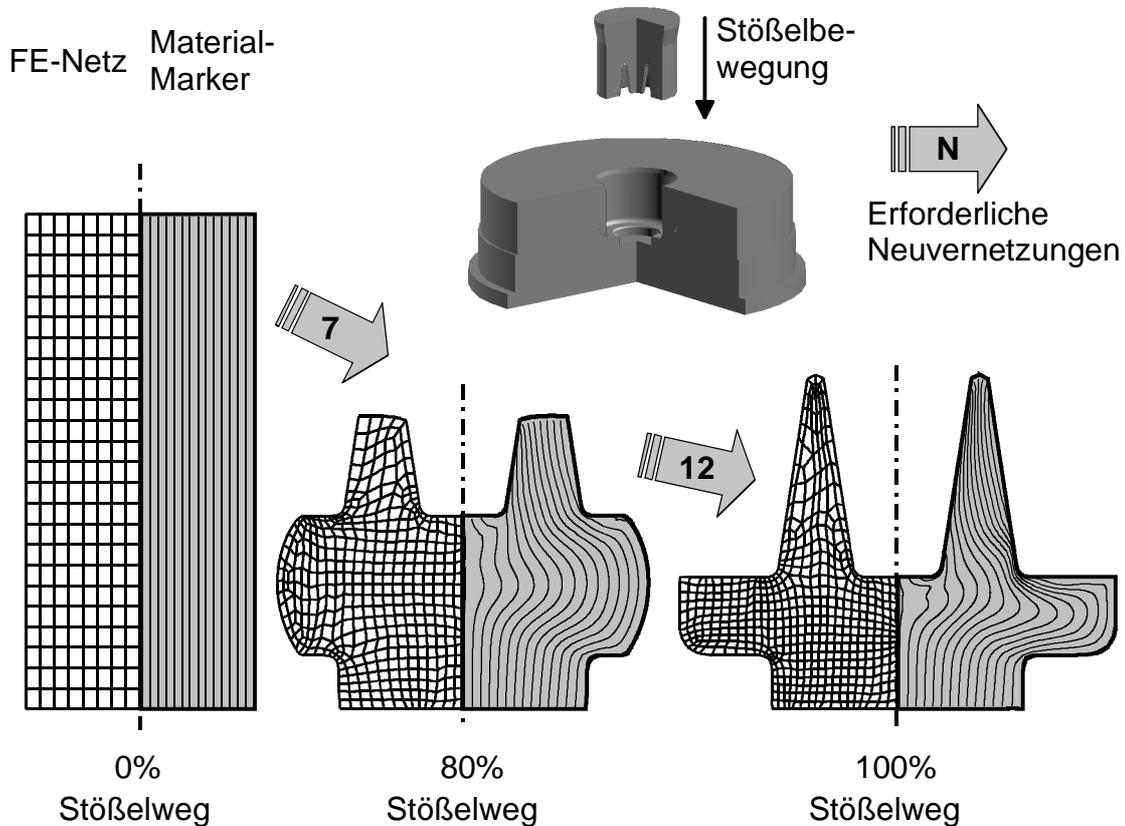


Abbildung 26: Stofffluß-Visualisierung anhand materialfester Markerlinien (in jeweils rechten Bildteil)

Die Methode beruht darauf, daß die Koordinaten eines aus LAGRANGESchen Gitterpunkten \vec{x} bestehenden Netzes (bei 2D-Untersuchungen ein Liniennetz, bei 3D-Untersuchungen ein Flächennetz) nach jedem Berechnungsschritt mit den aus den Knotenverschiebungen interpolierten Verschiebungszuwächsen $\vec{u}(\vec{x})$ aufdatiert werden. Hierzu erfolgt zunächst eine Transformation der Ortskoordinaten eines Stützpunktes in das jeweilige natürliche, elementeigene Koordinatensystem des Elementes, in dem er sich befindet:

$$\vec{x}(t) \Rightarrow \vec{r}(t) \quad (26)$$

Damit lassen sich die Verschiebungen des Punktes durch Interpolation der Knotenverschiebungen \vec{u}_i über die Verschiebungsansätze h_i des verwendeten Elementtyps bestimmen:

$$\vec{u}(\vec{r}(t)) = \sum_{i=1}^n h_i(\vec{r}(t)) \vec{u}_i \quad (27)$$

Am Ende des Zeitschrittes werden die Koordinaten entsprechend dieser Verschiebungen aufdatiert:

$$\vec{x}(t + \Delta t) = \vec{x}(t) + \vec{u}(\vec{r}(t)) \quad (28)$$

Die beschriebene Vorgehensweise ist in Abbildung 27 schematisch am Beispiel eines ebenen Vier-Knoten-Elements dargestellt.

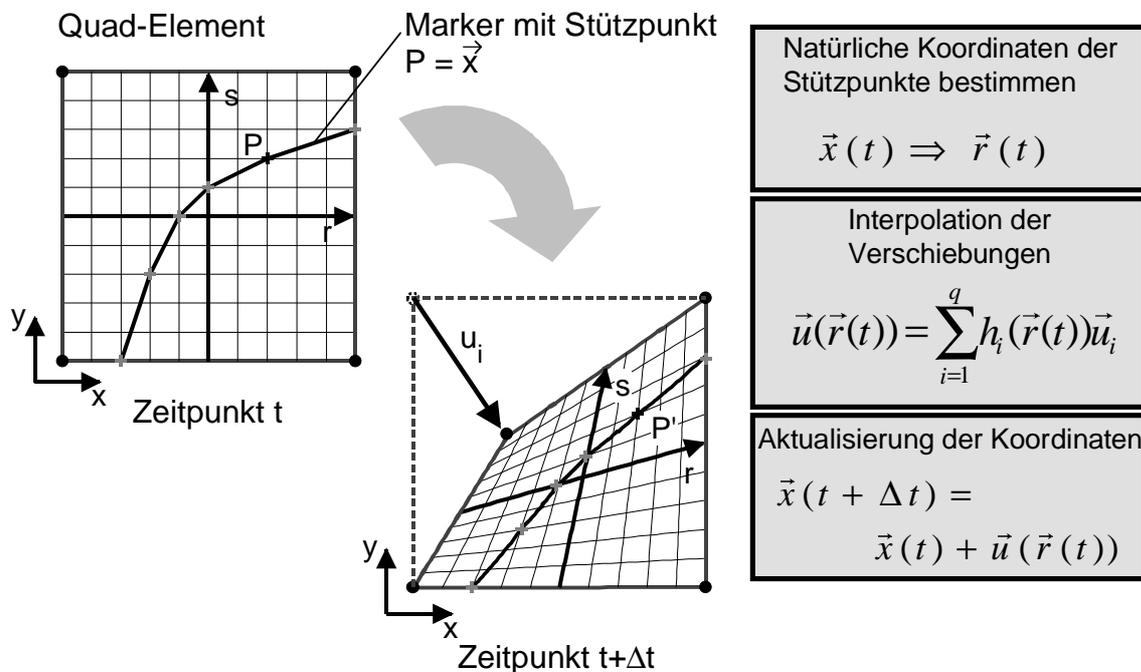


Abbildung 27: Methodik zur Berechnung LAGRANGEScher Gitterpunkte

Bei Verwendung des dritten vorgeschlagenen Ansatzes kann diese Einschränkung hinsichtlich der Berücksichtigung unterschiedlicher Materialeigenschaften umgangen werden. Da die Zustandsgröße, die festlegt, ob der jeweilige Bereich dem Grundmaterial oder dem aufgekohlten Material zuzuordnen ist, auch in den für die Berechnung der Materialeigenschaften verwendeten Programmroutinen verfügbar ist, lassen sich die infolge der Aufkohlung geänderten Materialdaten berücksichtigen. Auch bei diesem Verfahren wird nur ein Netz benötigt, welches entsprechend der vorliegenden Elementqualität im Verlaufe der Umformsimulation mehrfach neu

zu generieren ist. Da die zusätzliche Zustandsgröße über ein geeignetes Set von Anfangsbedingungen zu initialisieren ist, erfordert die Anwendung dieses Modells wie bereits die erste vorgeschlagene Variante für eine Veränderung der Aufkohltiefe die erneute Durchführung der Umformsimulation.

Um die Leistungsfähigkeit der beiden erstgenannten Verfahren gegeneinander abschätzen zu können, erfolgten zunächst qualitative Untersuchungen an einem vereinfachten Modell. Betrachtet wurde der Umformprozeß für ein geradverzahntes Ritzel mit 17 Zähnen, einem Modul von $m = 3\text{mm}$ und einem Teilkreisdurchmesser von $d_{\text{tk}} = 30\text{mm}$. Abbildung 28 zeigt die Prinzipskizze des entsprechenden Werkzeugsystems sowie das zugehörige FE-Modell.

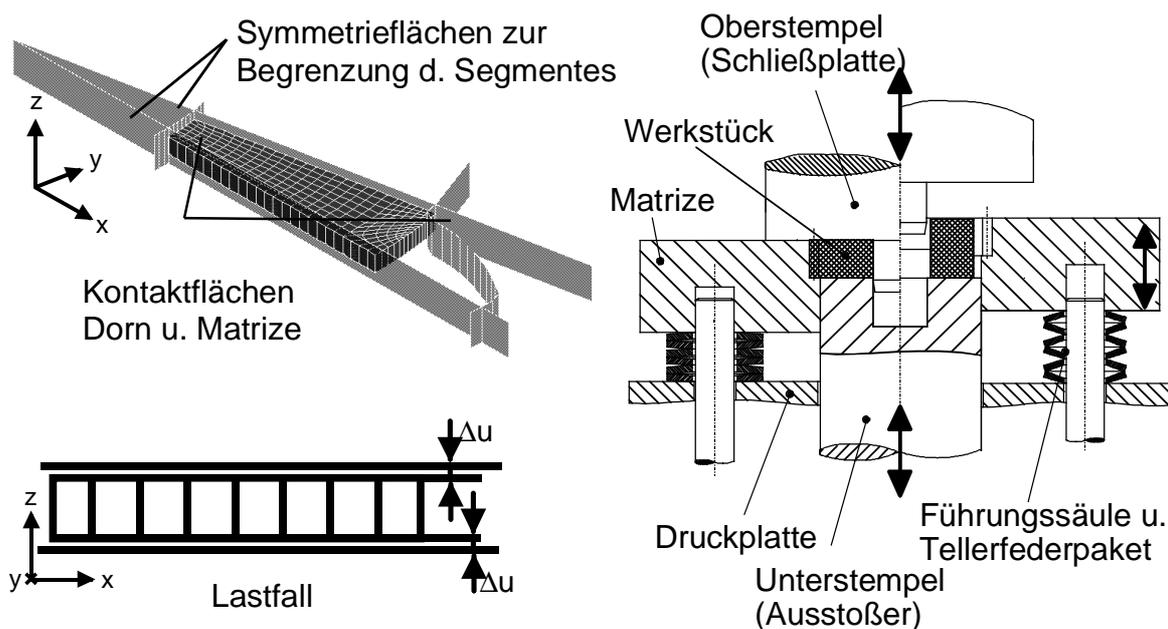


Abbildung 28: Prinzipskizze des eingesetzten Werkzeugsystems und vereinfachtes FE-Modell des zugehörigen Umformprozesses

Es ist ersichtlich, daß sich dieses Modell unter Ausnutzung der bestehenden Spiegelsymmetrien auf das Segment eines halben Zahnes beschränkt und in axialer Richtung¹ lediglich mit einer einzelnen Lage Volumenelemente diskretisiert wurde, deren

1. Die Lage der Zahnradachse fällt bei den verwendeten Modellen immer mit der z-Achse des globalen, kartesischen Koordinatensystems zusammen.

stirnseitige Knoten über sogenannte „multi-point-constraints“ ein in axialer Richtung homogener Verschiebungszustand aufgezwungen wurde. Die getroffenen Vereinfachungen schränken die Aussagekraft der Ergebnisse zwar auf den in axialer Richtung gesehenen mittleren Bereich des Zahnrades ein, da die Effekte der Reibung an den Stirnflächen vernachlässigt werden, hält jedoch den Diskretisierungsaufwand für das in jedem Fall manuell durchzuführende Remeshing überschaubar.

Als Ergebnisse dieser Untersuchung zeigt Abbildung 29 für beide Modelle die sich jeweils am Ende der Umformung einstellende Schichtdickenverteilung bei Annahme einer anfänglichen Aufkohlungstiefe von 2 mm.

Beide Modelle zeigen eine gute Übereinstimmung der im Endzustand berechneten Schichtdickenverteilungen. Die höhere Flexibilität und bessere Automatisierbarkeit läßt den zweiten Ansatz als effiziente Vorgehensweise zur Betrachtung derartiger Fragestellungen erscheinen. In weiterführenden Untersuchungen wurde daher diese Vorgehensweise gewählt, um den Einfluß der Schmierbedingungen auf die Schichtdickenverteilung bei der Umformung eines schrägverzahnten Rades zu untersuchen.

Das Werkzeugprinzip für diesen Prozeß entspricht vollständig dem in Abbildung 28 skizzierten Werkzeug. Die Abbildung der Schrägverzahnung erfordert in diesem Fall jedoch die Verwendung eines Simulationsmodells, welches das Werkstück in seiner gesamten axialen Ausdehnung beinhaltet. Entsprechend den im Abschnitt 4 auf Seite 44 getroffenen Überlegungen wurde hierzu ein Simulationsmodell analog zu Abbildung 22 verwendet.

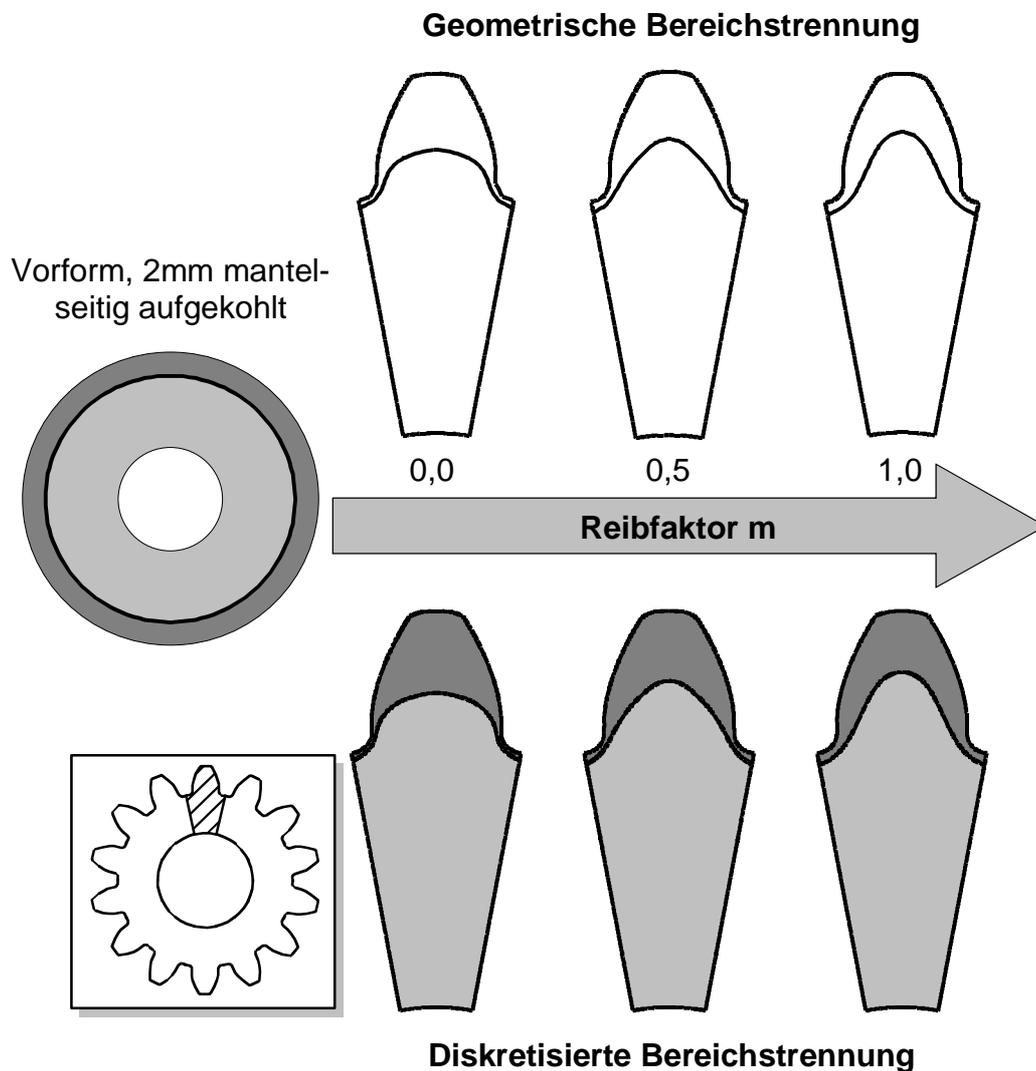


Abbildung 29: Resultate der Stoffflußuntersuchungen am vereinfachten Modell

Zur Validierung der in den Berechnungen gewonnenen Ergebnisse wurden im skizzierten Umformwerkzeug Probeschmiedungen durchgeführt, wobei von geometrisch identischen und gleich aufgekohlten Rohlingen ausgegangen wurde. Drei wie folgt definierte Schmierbedingungen wurden untersucht:

- a) Geringe Reibung durch trockene Graphit-Schmierung - Das Schmiedewerkzeug wurde nach jedem Teil gereinigt und mit Graphit-Wasser-Gemisch geschmiert; Schmiedung erfolgte erst nach vollständiger Verdampfung des Schmierstoffträgers.

- b) Mittlere Reibung durch nasse Graphit-Wasser-Schmierung - Das Schmiedewerkzeug wurde nach jedem Teil gereinigt und mit Graphit-Wasser-Gemisch geschmiert; ein Wasserüberschuß verhindert die vollständige Verdampfung des Schmierstoffträgers.
- c) Hohe Reibung, ungeschmiert - Das Schmiedewerkzeug wurde nach jedem Teil gründlich gereinigt, um einen puren Werkzeug-Werkstück-Kontakt zu realisieren.

Die besten Schmierbedingungen, also geringste Reibschubspannungen, ergeben sich bei der trockenen Schmierung, da in diesem Fall eine definierte Trennung der Kontaktpartner durch eine Schmierstoffschicht vorliegt. Die stärksten Reibungseffekte zeigt demgegenüber der Verzicht auf jeglichen Schmierstoff.

Der Einfluß dieser Schmierbedingungen auf den Stofffluß läßt sich in den Schliffbildern entsprechender Proberäder direkt nachvollziehen. Die hellen Regionen in Abbildung 30 weisen auf martensitisches Gefüge hin, welches bei der Wärmebehandlung in den aufgekohlten Werkstoffbereichen entstanden ist und bilden somit die Verteilung des aufgekohlten Werkstoffs im ausgeformten Zahnrad ab.

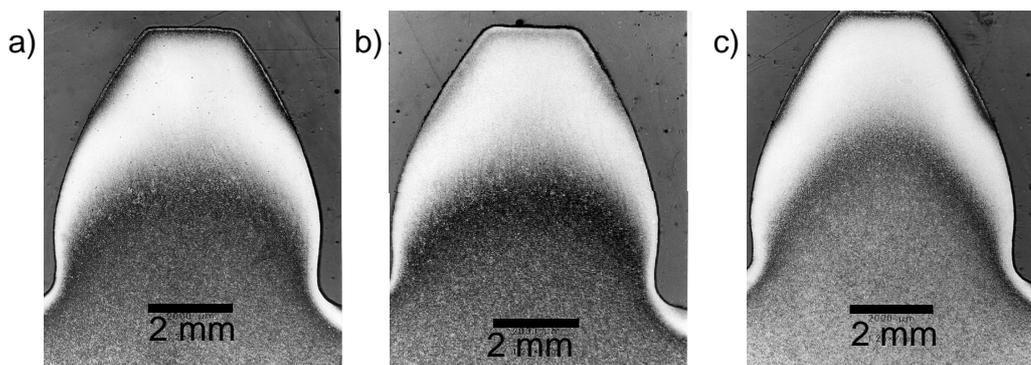


Abbildung 30: Experimentell ermittelte Einhärtungstiefen für a) geringe, b) mittlere u. c) hohe Reibung

Mit zunehmender Reibung behindern insbesondere die im Zahnfuß wirkenden Reibschubspannungen den Stofffluß in den oberflächennahen Bereichen, so daß der Werkstoff leichter aus dem Inneren nachfließen kann. Als direkte Folge ist mit

zunehmender Reibung ein leichter Anstieg der Einhärtungstiefe im Zahnfuß festzustellen.

Die FE-Berechnung des Schmiedeprozesses erfolgte mit dem Programm FORGE3 (Transvalor S.A., Frankreich), welches als eines der ersten kommerziellen Produkte in diesem Bereich über einen zuverlässigen automatischen Remeshing/Rezoning-Algorithmus verfügt. Basierend auf den von diesem Programm berechneten inkrementellen Verschiebungsfeldern läßt sich beim Postprocessing die analog zum entwickelten Linien-Marker für zweidimensionale Netze (vgl. [Abbildung 27](#)) für den hier vorliegenden dreidimensionalen Fall eine triangularisierte Fläche berechnen, welche die Lage des gedachten Übergangs von aufgekohlter Randschicht zum Kernmaterial markiert. Durch „Schneiden“ dieser Fläche mit der zu den Stirnflächen parallelen Zahnradmittelebene ergeben sich auch bei diesem Modell Schnittdarstellungen analog zu den Schliffbildern in [Abbildung 30](#), wie sie sich für die drei untersuchten Reibungsbedingungen darstellen ([Abbildung 31](#)).

Der Effekt, den die unterschiedlichen Reibungsbedingungen auf den Stofffluß ausüben, läßt sich somit in den Simulationsrechnungen nachvollziehen. Der Vergleich zwischen den Ergebnissen aus Simulation und Experiment zeigt jedoch auch, daß eine realitätsnahe Abbildung der geringen reibungsbedingten Unterschiede ein möglichst realitätsnahes Simulationsmodell erfordert, welches neben hinreichend feiner Diskretisierung auch die unterschiedlichen Materialeigenschaften von Kern- und Randbereich in Betracht zieht.

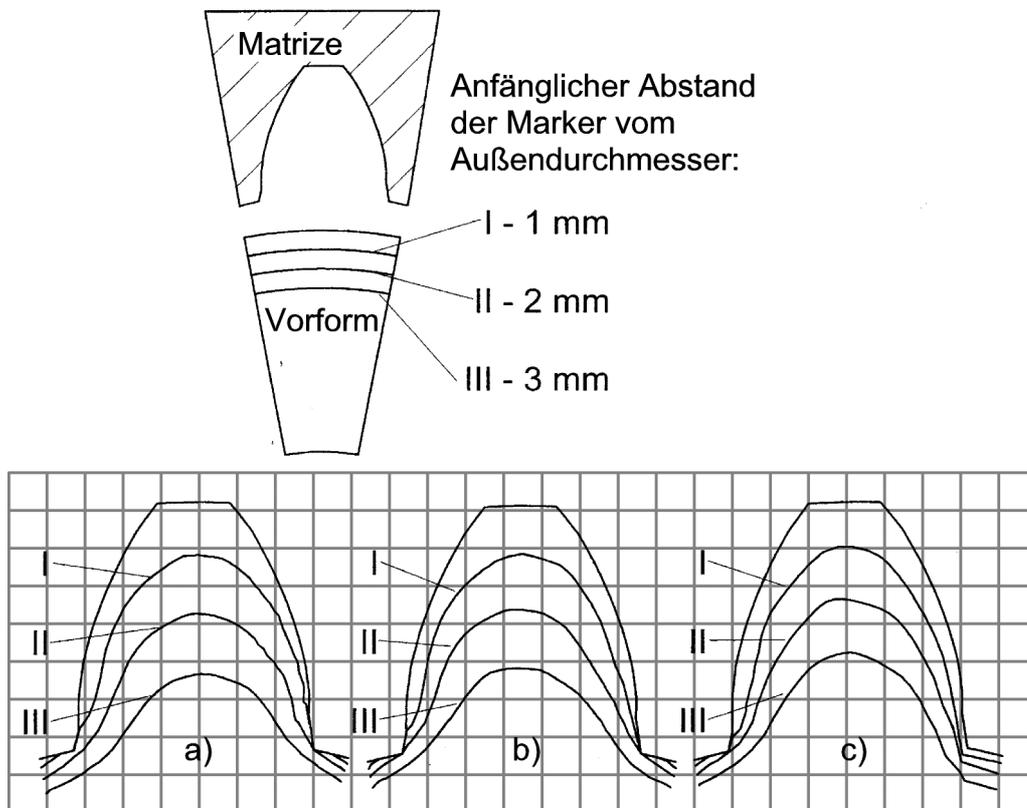


Abbildung 31: Mit der FEM berechneter Materialfluß für a) geringe, b) mittlere u. c) hohe Reibung

5.2 Ermittlung der Materialdaten

5.2.1 Aufnahme von Fließkurven für aufgekohlte Einsatzstähle

Die Aufnahme von Fließkurven für aufgekohlte Einsatzstähle erfordert einen gegenüber konventionellen Fließkurvenaufnahmeverfahren (vgl. [9]) gesteigerten Aufwand. Dies liegt im wesentlichen darin begründet, daß die geringe Diffusionsgeschwindigkeit des Kohlenstoffs in der Metall-Matrix eine Verwendung vollständig aufgekohlter Proben unmöglich macht. Statt dessen erfolgt die Aufnahme der Fließkurven durch die Kombination von Stauchversuchen an mit der Aufkohltiefe $a < r$ angereicherten Proben sowie an chargengleichen, nicht aufgekohlten Proben.

Die Fließkurvenaufnahme erfolgt im Falle der nicht aufgekohlten Proben für ausgewählte Kombinationen aus Umformtemperatur und Umformgeschwindigkeit. Eine Auswertung der aufgenommenen Kraft-Zeit- und Weg-Zeit-Signale ermöglicht die Berechnung einer Fließkurve gemäß:

$$k_f(\varphi) = \frac{F(t)}{A_0} \exp(\varphi(t)) \quad (29)$$

A_0 bezeichnet die Ausgangsquerschnittsfläche der Probe. Unter der Annahme, daß während der Umformung der Stauchprobe ein einachsiger Spannungszustand vorliegt, läßt sich mit dem Stauchversuch auch die Fließkurve im aufgekohlten Werkstoff bestimmen, wenn der Kohlenstoffgehalt allein von der Ortskoordinate in radialer Richtung abhängt, also lediglich eine mantelseitige Aufkohlung der Proben vorliegt. In diesem Fall läßt sich die erforderliche Umformkraft F additiv aus den Komponenten F_{Kern} und F_{Rand} ermitteln.

$$F(\varphi) = F_{\text{Kern}}(\varphi) + F_{\text{Rand}}(\varphi) \quad (30)$$

$$F(\varphi) = k_f^{\text{Kern}}(\varphi) A_0^{\text{Kern}} \exp(-\varphi) + k_f^{\text{Rand}}(\varphi) A_0^{\text{Rand}} \exp(-\varphi) \quad (31)$$

Sind mit der Aufkohltiefe a auch die Querschnittsflächen von Kern- (A_0^{Kern}) und Randbereich (A_0^{Rand}) bekannt, läßt sich Gleichung 31 so umformen, daß die Fließkurve des Randbereiches errechnet werden kann:

$$k_f^{\text{Rand}}(\varphi) = \frac{\frac{F(\varphi)}{\exp(-\varphi)} - k_f^{\text{Kern}}(\varphi) A_0^{\text{Kern}}}{A_0^{\text{Rand}}} \quad (32)$$

Es wurde bereits erwähnt, daß Gleichung 32 lediglich im Falle eines einachsigen Spannungszustandes und bei Vernachlässigung des elastischen Anteils an den Gesamtformänderungen Gültigkeit besitzt. Während der elastische Anteil gemessen an den plastischen Formänderungen beim Zylinderstauchen vernachlässigbar klein ist, wird die Einachsigkeit der Beanspruchungen empfindlich durch die Effekte der Reibung und der Inhomogenität des Temperaturfelds in der Probe beeinflusst. Mög-

lichkeiten zur Kompensation dieser Effekte werden in Abschnitt 5.2.3 auf Seite 77 erörtert.

5.2.2 Zylinderstauchversuche

Für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten numerischen Untersuchungen wurde der Werkstoff 16MnCr5 ausgewählt. Für diesen Einsatzstahl sind Warmfließkurven in der Literatur verfügbar (vgl. z.B. [27]). Die im vorangegangenen Abschnitt beschriebene Methodik zur Berechnung der Fließkurven des aufgekohlten Bereiches erfordert jedoch die Durchführung zusätzlicher Untersuchungen an definiert aufgekohlten Proben. Hierzu wurden zylindrische Stauchproben der Abmessung $\text{Ø}11 \times 18 \text{ mm}^2$ verwendet, die auf einer speziellen Umformmaschine, dem Plastometer (Abbildung 32), gestaucht wurden.

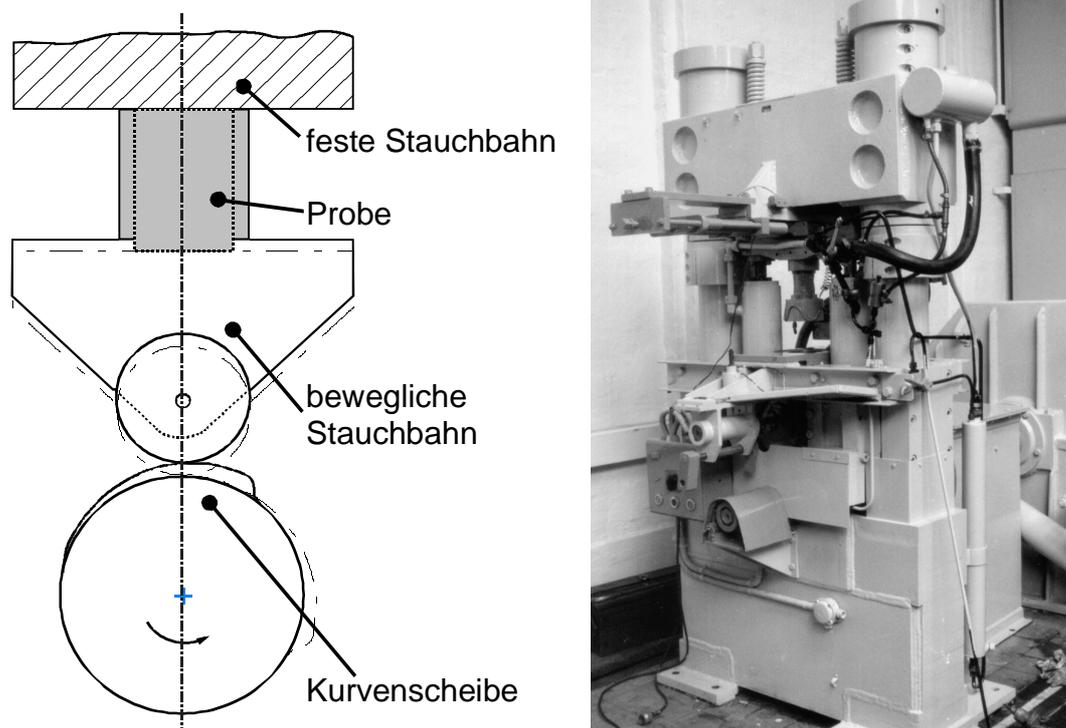


Abbildung 32: *Plastometer zur Aufnahme von Warmfließkurven im Stauchversuch; links - Prinzipskizze, rechts - Ansicht*

Die Erwärmung und Umformung der Proben erfolgte in speziellen Behältern, um einerseits den Wärmeübergang zwischen der Probe und den Stauchbahnen, andererseits die Auskühlung der Probe durch Wärmeübergang an die Umgebung zu minimieren. Zur Erwärmung wurde ein Hochtemperaturofen vom Typ GERO HTK 8 (Abbildung 33) verwendet, der einen Betrieb unter Inertgas zur Vermeidung der Verzunderung ermöglicht.

Die Aufnahme der Fließkurven im Plastometer erfolgt üblicherweise bei konstanter Umformgeschwindigkeit $\dot{\phi}$. Um diese zu realisieren, muß sich die bewegte Stauchbahn der Versuchsmaschine beginnend mit dem Aufsetzen auf der Probe mit der Höhe h_0 bei $t = 0$ mit folgendem Geschwindigkeitsverlauf bewegen:

$$v(t) = \dot{\phi} h_0 \exp(-\dot{\phi} t) \quad (33)$$

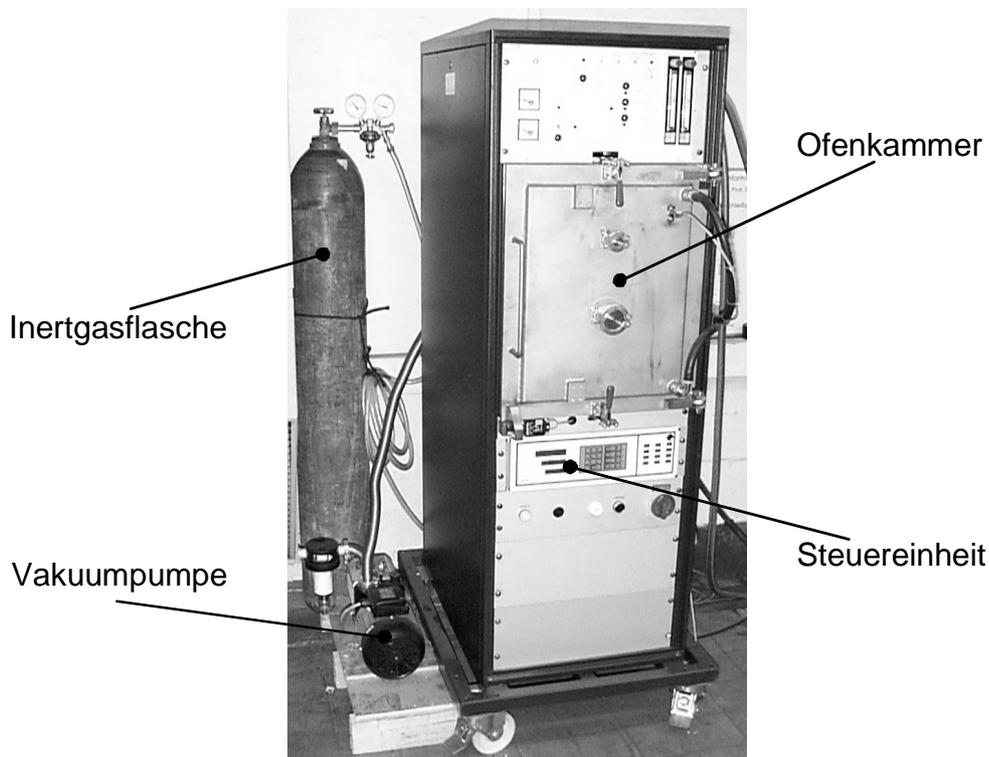


Abbildung 33: *Erwärmungsanlage: Hochtemperaturofen mit Peripherie (Vakuumpumpe, Inertgasversorgung)*

Diese Stößelkinematik ist auf dem am Institut verfügbaren Plastometer über entsprechend gekrümmte Kurvenscheiben realisiert, deren Nockenform im Arbeitsbereich durch eine logarithmische Spirale beschrieben wird. Hierbei gilt für die analytische Beschreibung in Polarkoordinaten $[r, \theta]$:

$$r(\theta) = r_0 + h_0 - h_0 \exp\left(-\frac{\dot{\phi}\theta}{\omega}\right) \quad (34)$$

Eine ausführliche Beschreibung der Funktionsweise findet sich in [9].

Um sicherzustellen, daß die Plastometerproben keinen entlang ihrer Achse variierenden Kohlenstoffgehalt besitzen, wurde das Probenhalbzeug zunächst nur mantelseitig auf Maß gedreht und der einer Einhärtetiefe von $t_{\text{EHT}} = 2,2 \text{ mm}$ entsprechenden Aufkohlung unterzogen. Die Proben wurden anschließend vom aufgekohlten Stangenhalbzeug abgestochen. Die Aufkohltiefe wurde durch Vermessung der Martensit-Zone einer der Charge entnommenen, einsatzgehärteten Probe bestimmt. Selbige Probe ist in [Abbildung 34](#) zusammen mit dem Schliff einer umgeformten Plastometerprobe dargestellt.

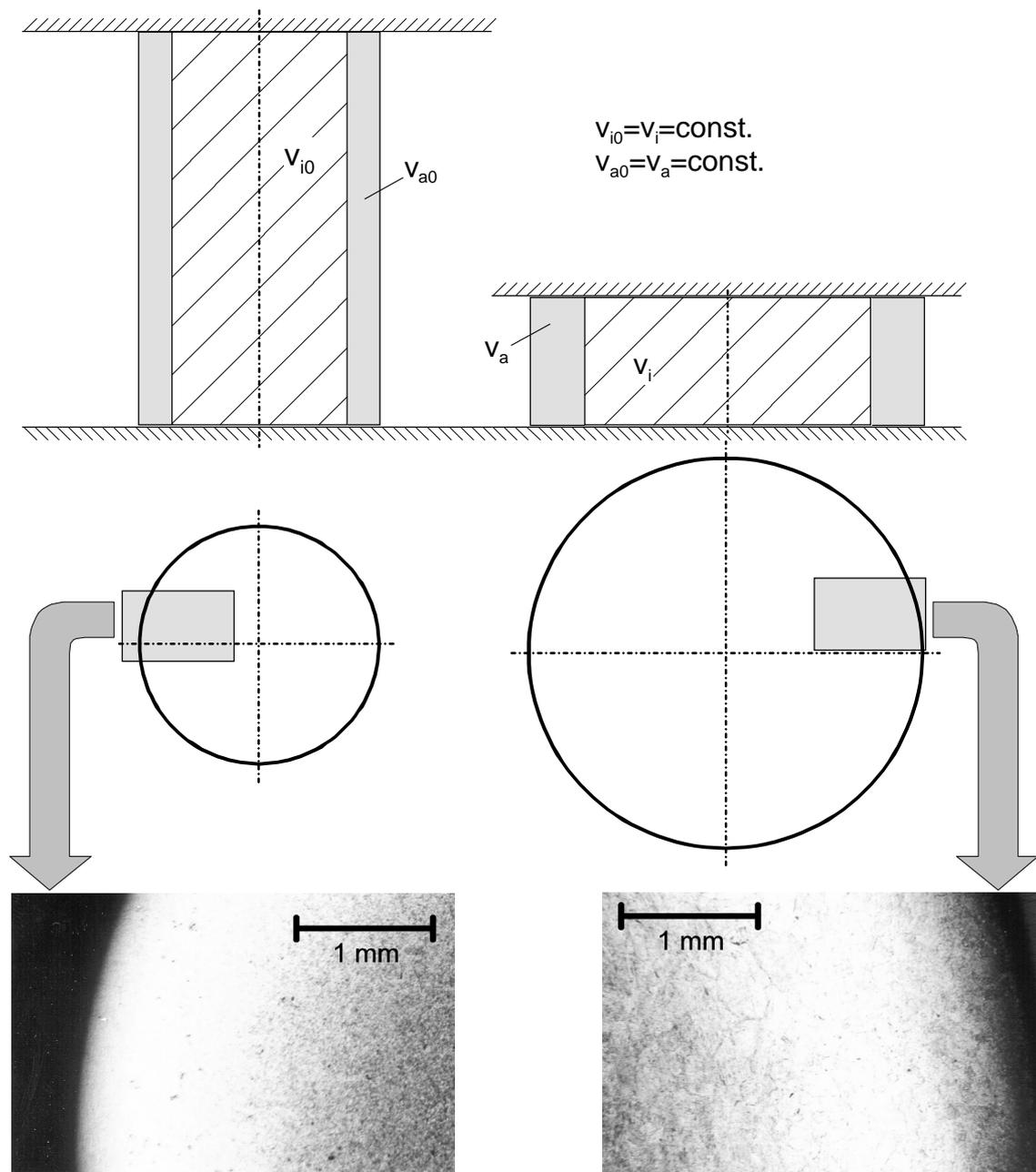


Abbildung 34: Visualisierung der aufgekohlten Randschicht einer Plastometerprobe vor bzw. nach dem Anstauchen

Der Versuchsplan für die durchgeführten Untersuchungen ist in Tabelle 1 zusammengefaßt. Entsprechend der in Abschnitt 5.2.1 auf Seite 66 vorgestellten Methodik wurden für jede Kombination Umformgeschwindigkeit/Temperatur Fließkurven sowohl von normalen („16MnCr5“) als auch von aufgekohlten („16MnCr5+C“) Pro-

ben aufgenommen. Die Ergebnisse der Untersuchungen sind in Abbildung 35 und Abbildung 36 dargestellt.

Die Gegenüberstellung der ermittelten Fließkurven zeigt klare Unterschiede zwischen den aufgekohlten bzw. nicht aufgekohlten Proben auf. Bei allen untersuchten Umformgeschwindigkeiten zeigt sich, daß die Fließkurven der aufgekohlten Proben bei den Prüftemperaturen unterhalb 1000°C auf einem gegenüber den Fließkurven der Referenzproben höheren Niveau liegen. Bei Prüftemperaturen oberhalb 1000°C zeigt sich das umgekehrte Verhalten; hier befinden sich die Fließkurven der aufgekohlten Proben auf einem niedrigeren Niveau.

Die vorangegangene Gegenüberstellung der ermittelten Fließkurven für die aufgekohlten und nicht aufgekohlten Proben weist bereits darauf hin, daß mit dem zusätzlich eingebrachten Kohlenstoff auch eine erhebliche Veränderung der Werkstoffeigenschaften einhergeht. Um dies genauer auswerten zu können, wurden basierend auf den im Zylinderstauchversuch ermittelten Fließkurven für die aufgekohlten Proben und die unbehandelten Referenzproben gemäß Gleichung 32 die Fließkurven für den aufgekohlten Randbereich rechnerisch extrahiert. Diese sind für die untersuchten Umformtemperaturen und -geschwindigkeiten zusammen mit den Kurven der nicht aufgekohlten Referenzproben in Abbildung 37 und Abbildung 38 dargestellt.

Table 1: *Versuchsplan zur Aufnahme von Warmfließkurven*

	$\dot{\phi} = \frac{0,3}{s}$	$\dot{\phi} = \frac{1}{s}$	$\dot{\phi} = \frac{10}{s}$
T=800°C	16MnCr5 16MnCr5 + C	16MnCr5 16MnCr5 + C	16MnCr5 16MnCr5 + C
T=900°C	16MnCr5 16MnCr5 + C	16MnCr5 16MnCr5 + C	16MnCr5 16MnCr5 + C
T=1000°C	16MnCr5 16MnCr5 + C	16MnCr5 16MnCr5 + C	16MnCr5 16MnCr5 + C
T=1200°C	16MnCr5 16MnCr5 + C	16MnCr5 16MnCr5 + C	16MnCr5 16MnCr5 + C

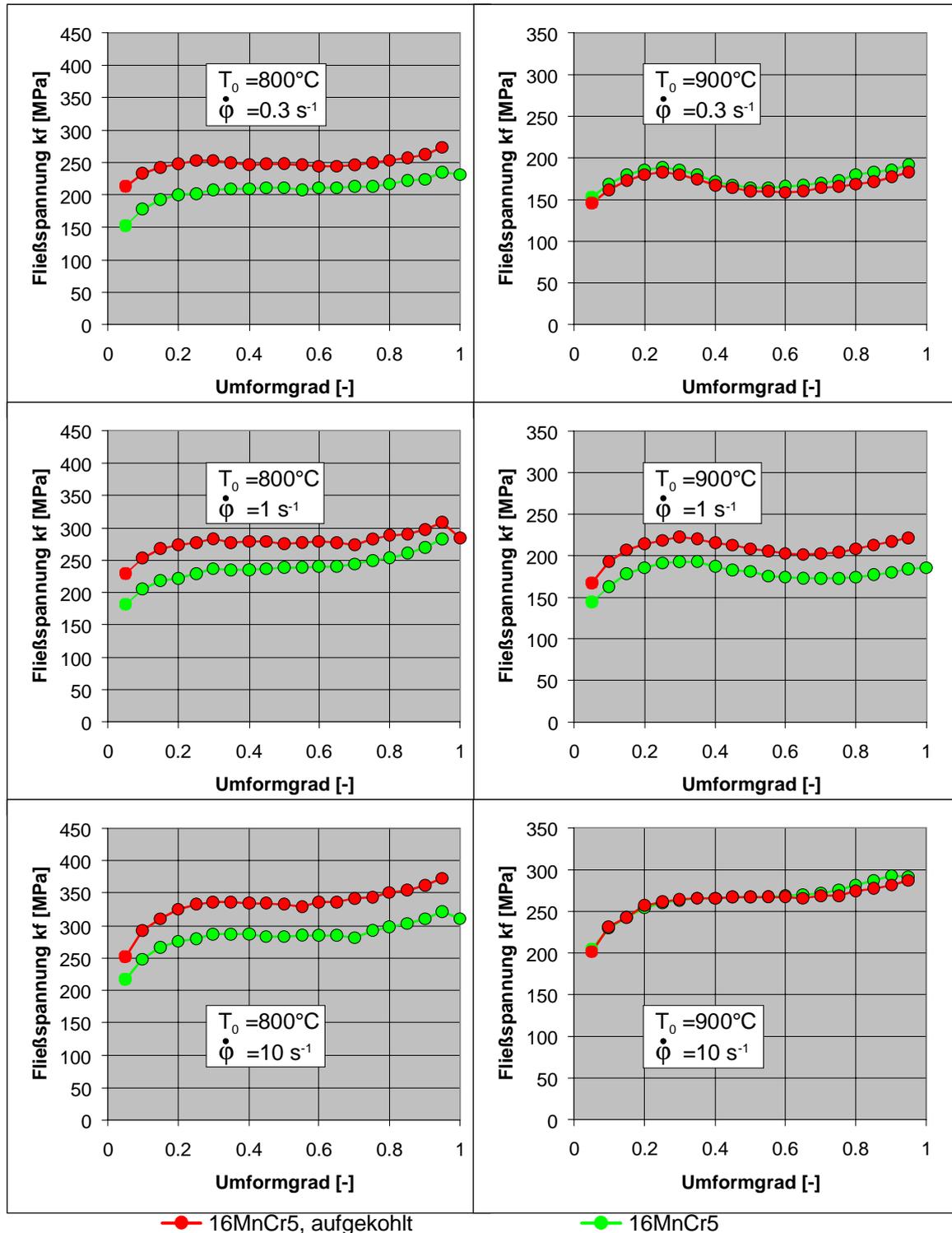


Abbildung 35: Ermittelte nominelle Fließkurven für die Probertemperaturen 800°C und 900°C

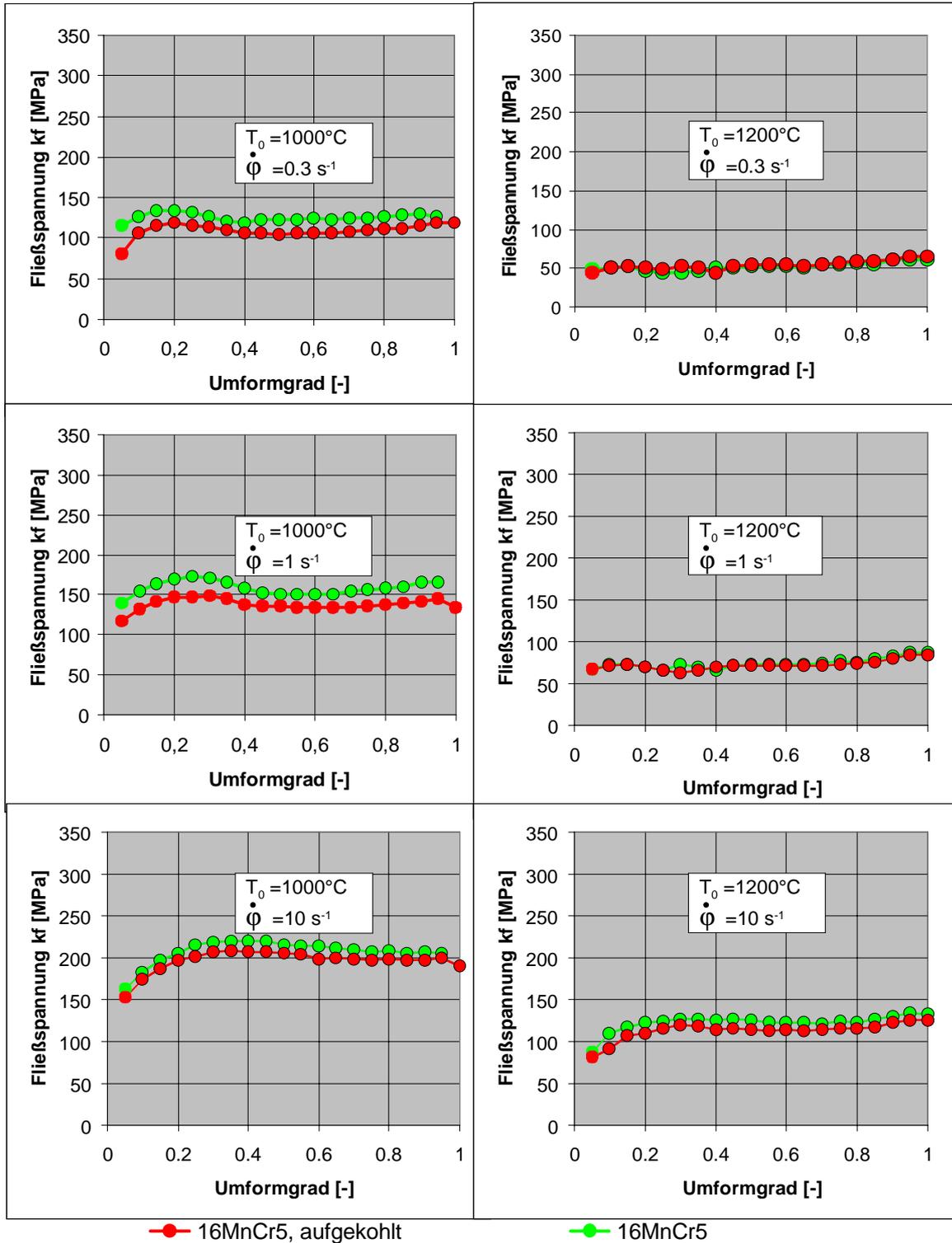
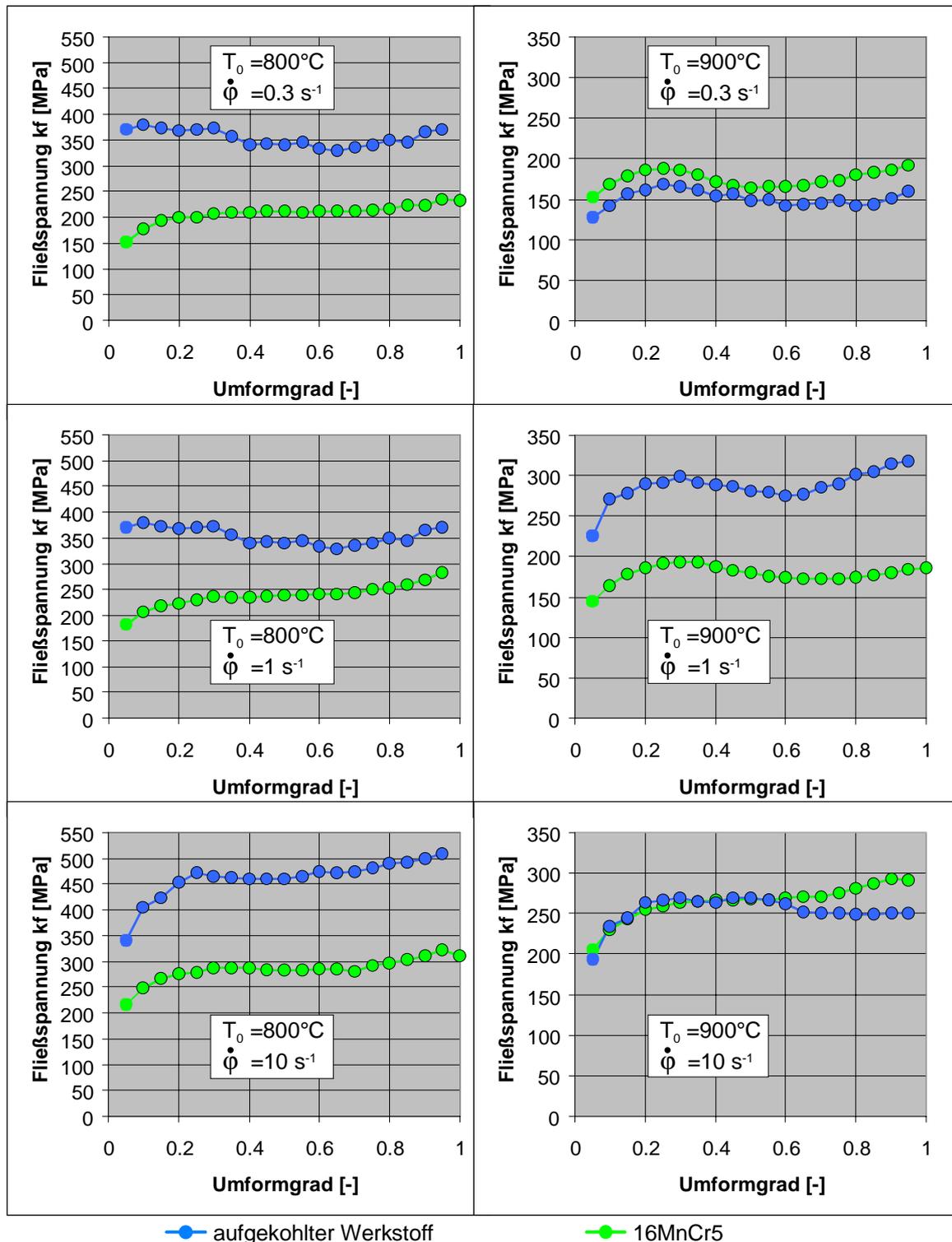


Abbildung 36: Ermittelte nominelle Fließkurven für die Probertemperaturen 1000°C und 1200°C



—●— aufgekohlter Werkstoff

—●— 16MnCr5

Abbildung 37: Rechnerisch ermittelte nominelle Fließkurve des aufgekohlten Werkstoffes für die Probertemperaturen 800°C und 900°C

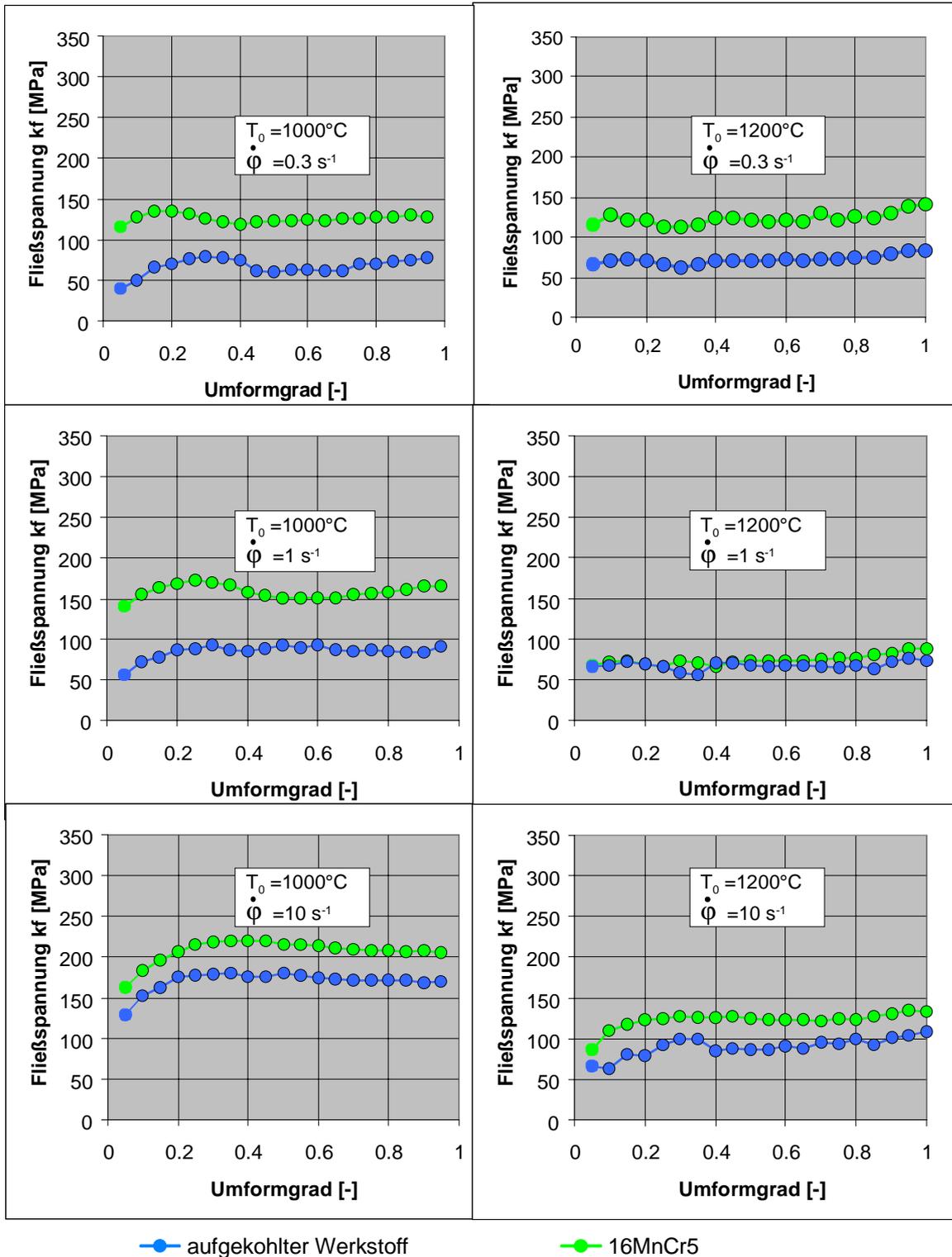


Abbildung 38: Rechnerisch ermittelte nominelle Fließkurve des aufgekohlten Werkstoffes für die Probertemperaturen 1000°C und 1200°C

Die Auswertung dieser Kurvenverläufe zeigt, daß die aufgekohlten Probenbereiche insbesondere bei den Prüftemperaturen zwischen 800°C und 900°C deutlich höhere Fließspannungen haben. Je nach Umformgeschwindigkeit ergeben sich in diesem Temperaturbereich um 35-50% höhere Fließspannungen als im nicht aufgekohlten Werkstoff.

Dies hat Auswirkungen auf die Präzisionsumformung schrägverzahnter Zahnräder: Infolge des Wärmeübergangs in die Verzahnungsmatrize treten gerade im Zahnfuß des Schmiedestücks Temperaturen unterhalb 1000°C auf, so daß bei Verwendung aufgekohlter Vorformen die in diesem Bereich erhöhte Fließspannung auch eine Änderung im gesamten Stofffluß hervorruft.

5.2.3 Berechnung isothermer Fließkurvenscharen

Die im Stauchversuch auf dem Plastometer aufgenommenen Fließkurven können leider nicht direkt als Materialdaten in die FEM-Simulation übernommen werden. Die Begründung hierfür liefert der Sachverhalt, daß die im Versuch aufgenommenen Kraft-Weg-Verläufe, aus denen die Fließkurven berechnet werden, nicht isotherm sind. Vielmehr erfolgt durch die Dissipation der Umformarbeit eine Erwärmung der Probe, die nicht oder nur unzureichend über die (üblicherweise) auf Umformtemperatur erwärmten Werkzeuge abgeleitet wird. Da die aufgenommenen Fließkurven in der Vergangenheit lediglich zu vereinfachten Berechnungen, in denen unter anderem die Erwärmung des Schmiedestückes durch die angesprochenen Effekte vernachlässigt wurde, angewendet wurden, wirkte sich der entfestigende Einfluß der implizit enthaltenen Temperaturerhöhung nicht auf die Genauigkeit der Berechnungsergebnisse aus.

Anders verhält es sich bei der thermisch-mechanisch gekoppelten Simulation von Umformprozessen. Die direkte Verwendung der im Plastometerversuch aufgenommenen Daten hätte hier eine doppelte Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit zur Folge, da diese zum einen implizit in den Materialdaten vorliegt und zusätzlich über die thermo-mechanische Kopplung mit temperaturabhängigen Materialdaten eingebracht würde.

Daher ergibt sich die Notwendigkeit, aus den experimentellen Fließkurvendaten eine Fließkurvenschar zu ermitteln, deren einzelne Kurven wirklich isotherm sind.

Als mögliche Vorgehensweise kommt hierzu die Ermittlung durch Interpolation in Frage. Dieses Kompensationsverfahren geht vereinfachend davon aus, daß die Versuche reibungsfrei und ohne Wärmeübergang von der Probe in die Werkzeuge und an die Umgebung durchgeführt wurden. Mit dieser Annahme steht die gesamte dissipierte spezifische Umformarbeit Δq zur Probenerwärmung zur Verfügung:

$$\Delta q = \eta \int_{\Delta\varphi} k_f d\varphi \quad (35)$$

Die Wärmebilanz in der Probe wird dabei durch folgende Gleichung beschrieben:

$$\Delta q = \rho c \Delta T \quad (36)$$

Das unter den obengenannten Annahmen zulässige Gleichsetzen von Gleichung 35 und Gleichung 36 führt somit auf:

$$T_i = T_0 + \frac{\eta^{pl}}{c\rho} \int_0^{\varphi_i} k_f(\varphi) d\varphi \quad (37)$$

Hierbei bezeichnet T_0 die Anfangstemperatur der Probe. Mit Gleichung 37 lassen sich nun für alle Wertepaare $[\varphi_i, k_f(\varphi_i)]$ die zugehörigen Temperaturen T_i berechnen. Aus den so gewonnenen Wertetripeln $[\varphi_i, k_f(\varphi_i), T_i]$ lassen sich durch Interpolation wiederum isotherme Wertepaare $[\varphi_i, k_{fi}^{iso}]$ ermitteln. Eine schematische Darstellung dieser Vorgehensweise kann Abbildung 39 entnommen werden.

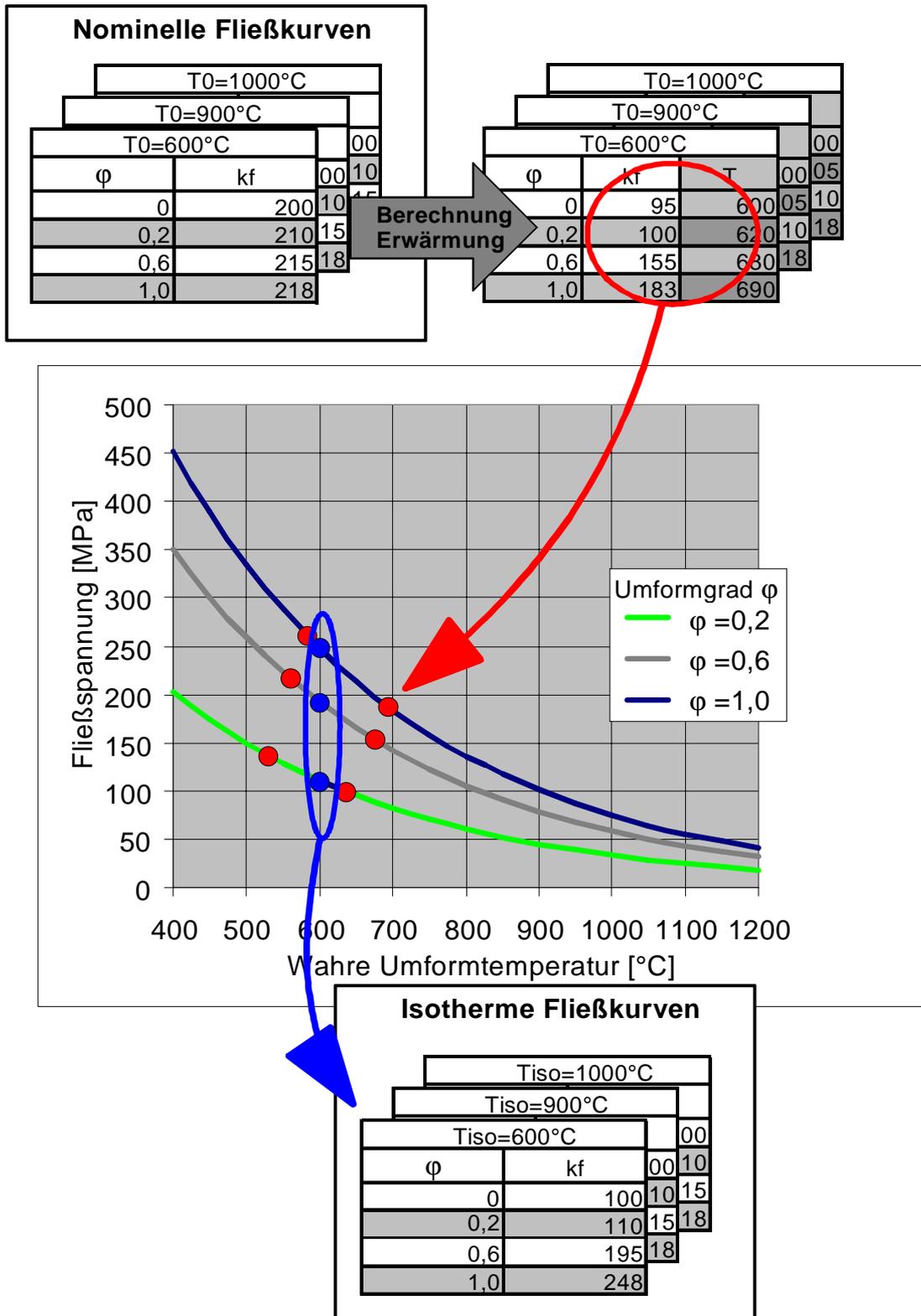


Abbildung 39: Schematische Darstellung der thermischen Kompensation von Fließkurven mittels Interpolation

Neben diesem Verfahren werden in der Literatur auch verschiedene iterative Kompensationsmöglichkeiten diskutiert. KADA ET AL. [20] sowie PARTEDER und BÜNTEN [42] schlagen hierzu vor, beginnend mit einer willkürlichen Fließkurvenschar $\sigma_0^{\text{iso}}(T)$ den Stauchvorgang thermo-mechanisch gekoppelt mit der FEM zu simulieren und diese aus dem Vergleich der daraus ermittelten nominellen Fließkurven mit den experimentellen Ergebnissen in geeigneter Form zu korrigieren. Mit der so erhaltenen Fließkurvenschar $\sigma_i^{\text{iso}}(T)$ (der Index i weist hier auf die laufende Iteration hin) wiederholt sich diese Prozedur, bis die Abweichungen der nominellen Fließkurven aus Simulation und Experiment in einem vorher bestimmten Toleranzfenster liegen. Der Vorteil dieser Methodik besteht darin, daß mit diesem Verfahren zum einen der Wärmeübergang in die Werkzeuge und an die Umgebung berücksichtigt werden kann, zum anderen auch der Einfluß der temperaturabhängigen thermischen Materialdaten erfaßbar ist.

Die iterative Kompensation der thermischen Effekte ist bei „manueller“ Ausführung relativ aufwendig, da innerhalb jeder Iterationsschleife für alle betrachteten Temperaturen und Umformgeschwindigkeiten je eine FEM-Berechnung durchgeführt werden muß. Aus diesem Grund wurde ein Programm entwickelt, welches alle erforderlichen Schritte einschließlich des Startens der FEM-Berechnung selbsttätig und im Hintergrund durchführt. Die einzelnen Schritte sind im in [Abbildung 40](#) dargestellten Programmablaufplan aufgeführt. Beispielhaft zeigt [Abbildung 41](#), wie die nominelle Fließkurve aus der Simulation mit ursprünglich „geratenen“ isothermen Fließkurven mit zunehmender Iterationszahl gegen die gemessene Fließkurve konvergiert. Bereits nach zwei Iterationen liegt die berechnete nominelle Fließkurve sehr nahe an der experimentell aufgenommenen Kurve, nach zehn Iterationen liegen beide Kurven praktisch deckungsgleich übereinander. Vergleicht man die mit beiden Verfahren erzielten Ergebnisse ([Abbildung 42](#)), so zeigt sich, daß die iterativ bestimmten isothermen Fließkurven stets unterhalb der durch Interpolation ermittelten Kurven liegen.

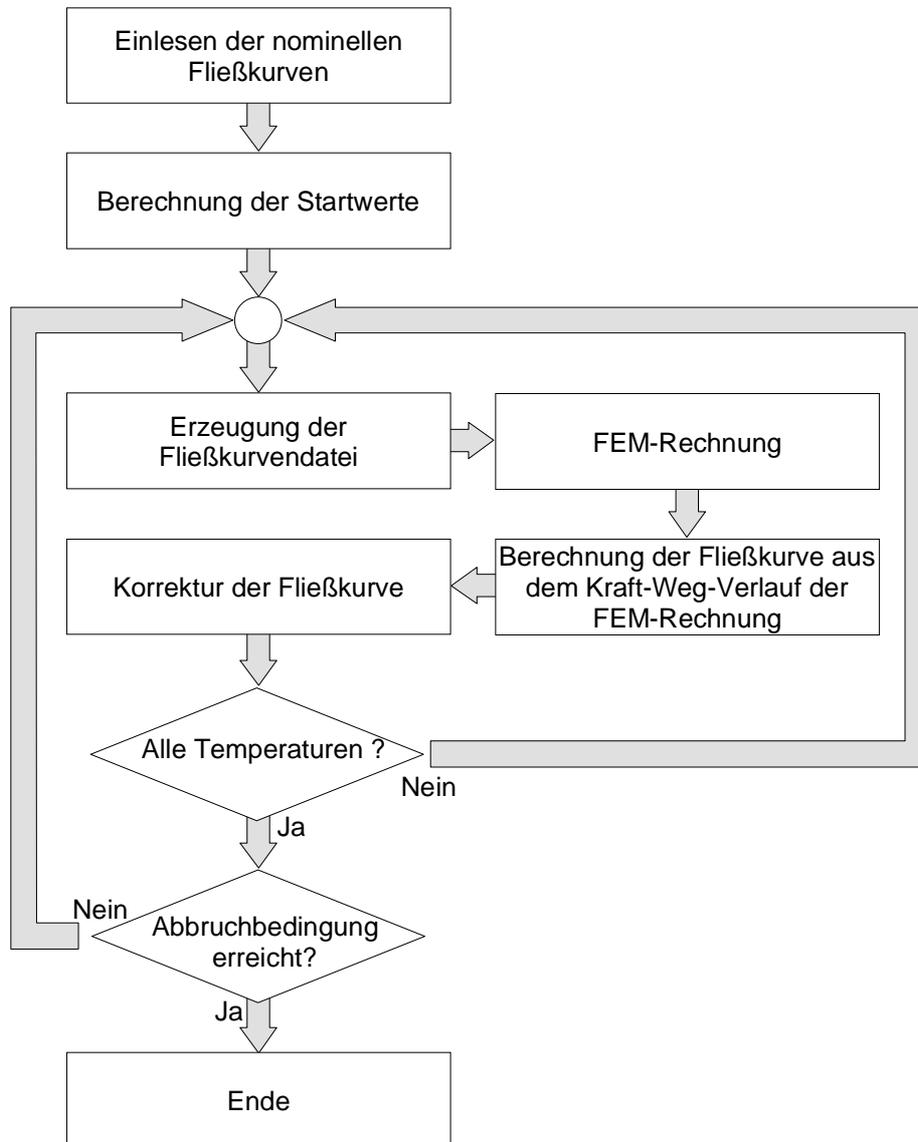


Abbildung 40: Programmablaufplan zur iterativen Ermittlung isothermer Fließkurven

Die Abweichungen sind darauf zurückzuführen, daß bei der iterativen Vorgehensweise in der Simulation ein Wärmeübergang in die Werkzeuge zugelassen wird, so daß die Differenz zwischen nomineller und tatsächlicher Proben­temperatur in diesem Fall geringer ausfällt. Damit ergibt sich als umgekehrte Folgerung, daß die mit diesem Verfahren ermittelte isotherme Fließkurve geringere Werte annehmen muß als bei Verwendung der Interpolation.

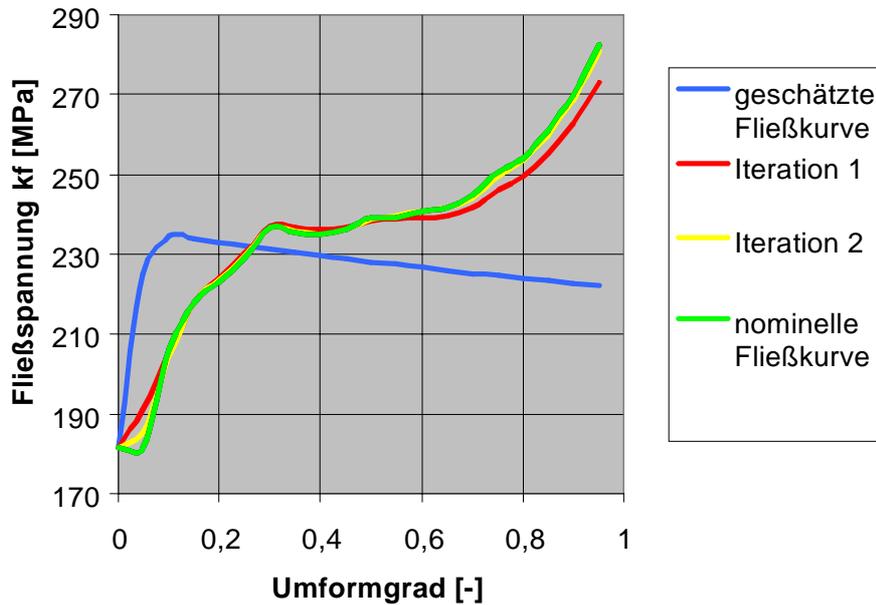


Abbildung 41: Iterativer Abgleich der nominellen Fließkurven aus Simulation und Experiment

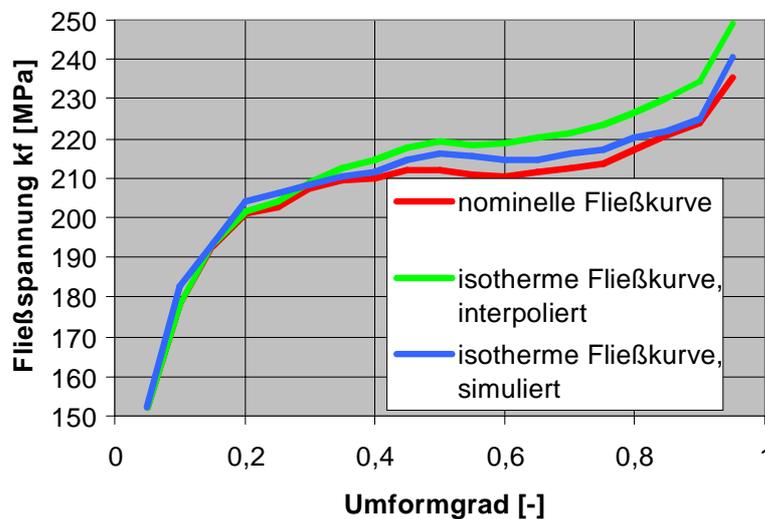
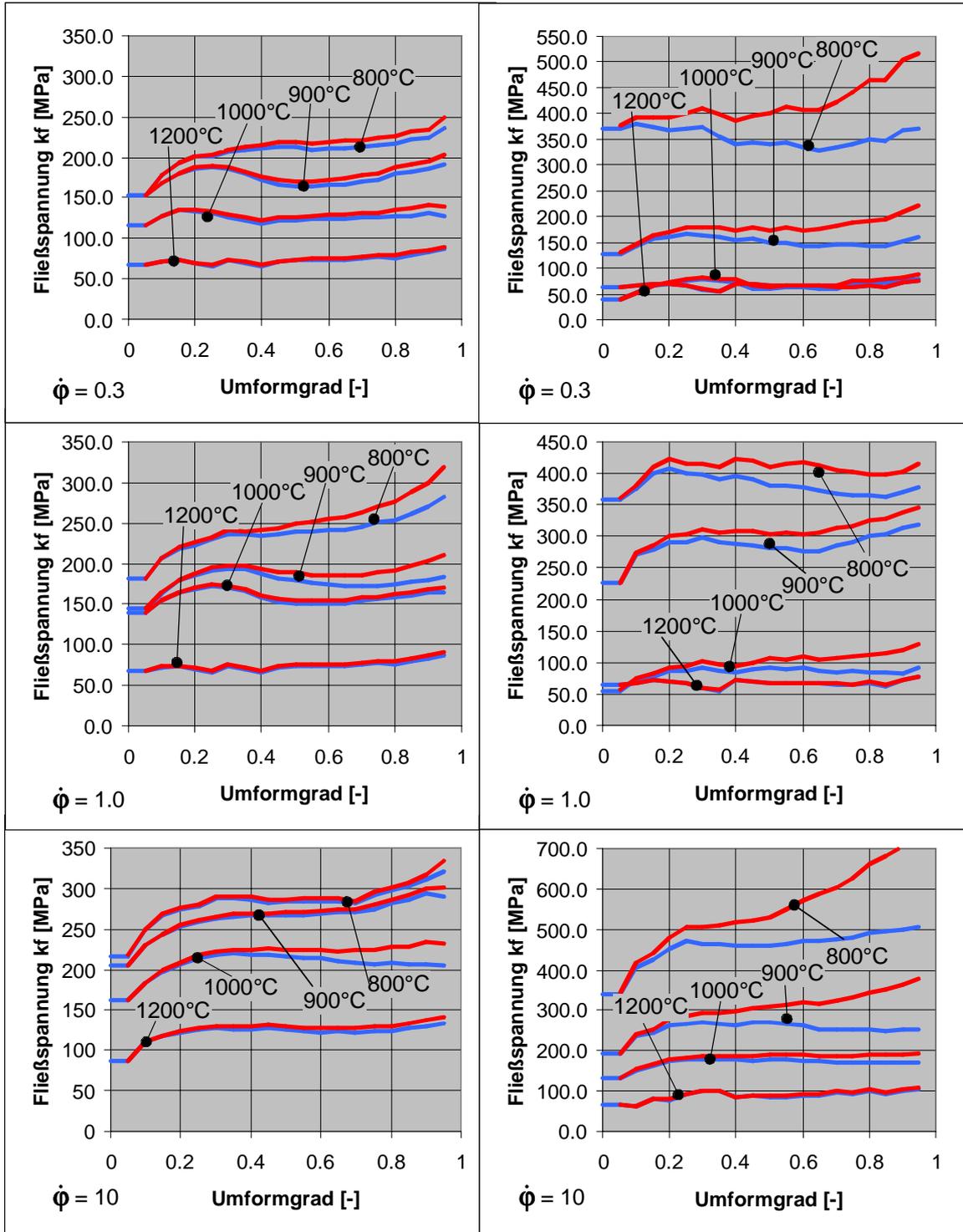


Abbildung 42: Gegenüberstellung von nomineller und interpolierter bzw. simulierter Fließkurve bei $T_0 = 800^\circ\text{C}$, $\dot{\phi} = 0,3$

Der große Vorteil der iterativen Kompensation besteht darin, daß mit diesem Verfahren auch die Ermittlung von Fließkurven aus reibungsbehafteten Stauchversuchen möglich wird, sofern die Ausbauchung der Probe mit den im verwendeten Simulati-

onsprogramm verfügbaren Reibgesetzen mit ausreichender Genauigkeit abgebildet werden kann. Daher wurde der entwickelte Algorithmus auf die im vorherigen Abschnitt ermittelten nominellen Fließkurven von aufgekohltem und nicht aufgekohltem Werkstoff angewendet. Damit ergeben sich die in Abbildung 43 dargestellten Kurvenverläufe. Vergleicht man die nominellen, also auf die Versuchstemperatur bezogenen Fließkurven mit den daraus extrahierten isothermen Fließkurven, zeigt sich gerade im Temperaturbereich unter 1000°C ein deutlicher Unterschied.

Da beim Zahnradschmieden gerade im Zahnfußbereich diese Temperaturen auftreten, ist für eine realitätsnahe Abbildung des Stoffflusses die Verwendung der isothermen Fließkurven unumgänglich.



- 16MnCr5, nominelle Fließkurve
- 16MnCr5, isotherme Fließkurve
- aufgekohlte Schicht, nominelle Fließkurve
- aufgekohlte Schicht, isotherme Fließkurve

Abbildung 43: Aus den Versuchsergebnissen berechnete isotherme Fließkurven

5.2.4 Analytische Beschreibung von Fließkurven

Bisher wurde der Begriff „Fließkurve“ für eine tabellarische Zusammenstellung der Fließspannung über dem Umformgrad verwendet. Eine grafische Darstellung dieser Werte in einem Koordinatensystem, auf dessen Abzisse der Umformgrad und auf der Ordinate die Fließspannung aufgetragen sind, führt zu einer stückweise linearen Approximation der „wahren“ Fließkurve, die stetig verläuft.

Aus Sicht der numerischen Behandlung von Fließkurven im Zusammenhang mit der FEM haben sich im wesentlichen zwei unterschiedliche Verfahren etabliert:

Die stückweise lineare Approximation (engl. **P**iece**W**ise **L**inear **A**pproach) wird vorzugsweise von den Programmsystemen verwendet, die eine elastisch-plastische Formulierung verwenden, da in diesem Fall die Steigung der Fließkurve in Form des Verfestigungsmoduls H in den elasto-plastischen Materialtensor C_{ijmn}^{ep} (Gleichung 38) eingeht. Der Verfestigungsmodul ist dabei analog zum Elastizitätsmodul als Tangentensteigung an der Fließkurve definiert (vgl. [Abbildung 44](#)).

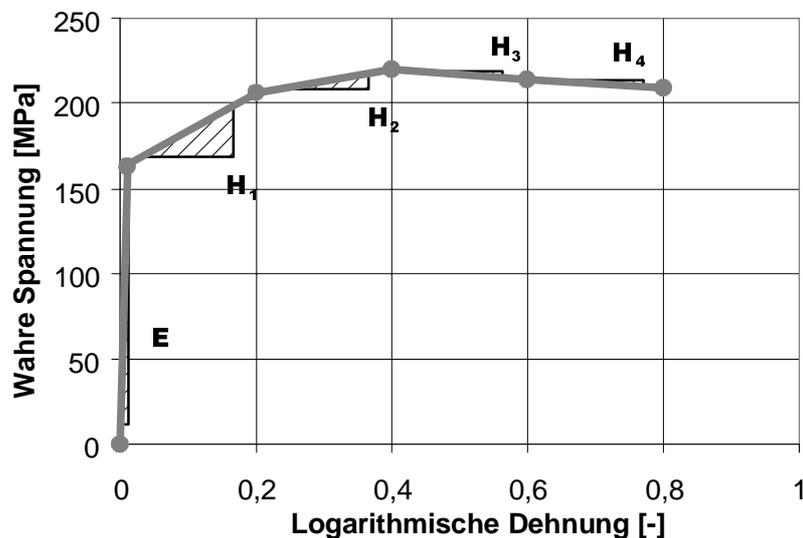


Abbildung 44: Definition des Verfestigungsmoduls H

$$C_{ijmn}^{ep} = C_{ijmn}^e - \frac{C_{ijkl}^e \frac{\partial F}{\partial \sigma_{kl}} C_{mnlk}^e \frac{\partial F}{\partial \sigma_{kl}}}{\left(\frac{2}{3} \frac{EH}{E-H}\right) \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} \sigma_{mn} + \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} C_{mnlk}^e \frac{\partial F}{\partial \sigma_{kl}}} \quad \text{mit} \quad (38)$$

$$F = \sqrt{\frac{3}{2} s_{ij} s_{ij}} - k_f \quad \text{für das Fließkriterium nach v. MISES.} \quad (39)$$

Demgegenüber favorisiert die Mehrzahl der Programme, die auf der starr-plastischen Formulierung aufsetzen, eine funktionale Beschreibung der Fließkurve. Neben dem Vorteil, daß in einer funktionalen Beschreibung auch die Steigung der Fließkurve direkt durch Ableitung nach dem Umformgrad bestimmt werden kann, spart dieses Verfahren erhebliche Ressourcen für die Verwaltung und Organisation der Fließkurven, da die Anzahl der Parameter wesentlich geringer ist als die Anzahl Wertepunkte bei der stückweise linearen Approximation. Zudem lassen sich die Einflüsse von Temperatur und/oder Umformgeschwindigkeit in einer Gleichung mitberücksichtigen. Die verwendeten Ansätze werden in Tabelle 2, Gleichung 40 bis Gleichung 43 dargestellt.

Tabelle 2: Funktionale Beschreibung von Fließkurven

Programmsystem, Materialgesetz	Funktion
FORGE3, VARIANTE 1	$\bar{\sigma}_y = K_0 \varphi^n e^{\frac{\beta}{T}} \sqrt{3}^{m+1} (\dot{\varphi})^m \quad (40)$
FORGE3, VARIANTE 2	$\bar{\sigma}_y = K_0 \varphi^n e^{-\beta T} \sqrt{3}^{m+1} \dot{\varphi}^m \quad (41)$
SUPERFORGE, „COLDMAT“	$\bar{\sigma}_y = \max\left(\bar{\sigma}_{y0}, A + K(T, \dot{\varphi}) \varepsilon^{-n(T, \dot{\varepsilon}\dot{\varphi})}\right) \quad (42)$
SUPERFORGE, „HOTMAT“	$\bar{\sigma}_y = \max(\bar{\sigma}_{y0}, A + K(T, \varphi) \dot{\varphi}^{m(T, \varphi)} \varphi^n) \quad (43)$

Im Rahmen dieser Arbeit wurden die ersten drei Ansätze an die für den Werkstoff 16MnCr5 gemessenen Fließkurven angepaßt.

Zur Bestimmung der Koeffizienten für die in FORGE3 verwendete Beschreibung nach NORTON-HOFF (Gleichung 44) wurde die Methode der kleinsten Fehlerquadrate verwendet.

$$s_{ij} = 2K(\sqrt{3}\dot{\phi})^{m-1}\dot{\epsilon}_{ij} \quad (44)$$

Nach dem Stoffgesetz ergeben sich die deviatorischen Spannungen s_{ij} aus den momentanen Verzerrungsgeschwindigkeiten $\dot{\epsilon}_{ij}$, dem Konsistenzfaktor K und dem dehnungsratenabhängigen Anteil m . Der Konsistenzfaktor selbst kann von Temperatur T und Umformgrad ϕ abhängen, er ist für Variante 1 definiert als:

$$K = K_0\phi^n e^{-\beta T} \quad (45)$$

Bei Variante 2 ergibt sich der Konsistenzfaktor wie folgt:

$$K = K_0\phi^n e^{\frac{\beta}{T}} \quad (46)$$

$$\bar{\sigma}_y = \sqrt{\frac{3}{2}s_{ij}s_{ij}} \quad (47)$$

$$\dot{\phi} = \sqrt{\frac{2}{3}\dot{\epsilon}_{ij}\dot{\epsilon}_{ij}} \quad (48)$$

Mit den Definitionen der Fließspannung $\bar{\sigma}_y$ (Gleichung 47) und Vergleichsformänderungsgeschwindigkeit $\dot{\phi}$ nach v. MISES (Gleichung 48) werden die Deviatorspannungen gemäß dem Stoffgesetz von NORTON-HOFF substituiert. Es ergibt sich für Variante 1:

$$\bar{\sigma}_y = K_0\phi^n e^{-\beta T} \sqrt{3}^{m+1} \dot{\phi}^m \quad (49)$$

Entsprechend gilt für Variante 2:

$$\bar{\sigma}_y = K_0 \varphi^n e^{\frac{\beta}{T}} \sqrt{3}^{m+1} \dot{\varphi}^m \quad (50)$$

Durch Bildung des natürlichen Logarithmus auf beiden Seiten erhält man mit Variante 1:

$$\ln(\bar{\sigma}_y) = \ln(K_0) + n \ln(\varphi) - \frac{\beta}{T} + \ln(\sqrt{3} \dot{\varphi})m + \frac{\ln(3)}{2} \quad (51)$$

Entsprechend gilt für Variante 2:

$$\ln(\bar{\sigma}_y) = \ln(K_0) + n \ln(\varphi) + \frac{\beta}{T} + \ln(\sqrt{3} \dot{\varphi})m + \frac{\ln(3)}{2} \quad (52)$$

Gleichung 51 und Gleichung 52 sind lineare Gleichungen der unbekanntenen Koeffizienten, die sich zu einem Lösungsvektor zusammenfassen lassen:

$$\vec{x} = [\ln(K_0), n, \beta, m]^T \quad (53)$$

Für die Regressionsanalyse wird angenommen, daß dieser Lösungsvektor eine aus den in tabellarischer Form vorliegenden Fließkurvendaten ermittelte Fehlerfunktion minimiert:

$$E(\vec{x}) = \sum_{ijk} (\ln(k_f^{ijk}) - \ln(\bar{\sigma}_y(\varphi^i, \dot{\varphi}^j, T^k)))^2 \quad (54)$$

Mit

$$\frac{\partial E}{\partial \vec{x}} = \vec{0} \quad (55)$$

ergibt sich ein lineares Gleichungssystem, dessen Lösungsvektor den Parametersatz enthält, bei dem die Abweichungen zu den Fließkurvendaten minimal werden.

Die Methode wurde in einem Lösungsprogramm für symbolische Mathematik (MAPLE V, WATERLOO SOFTWARE, Kanada) programmiert und ermöglicht eine automatisierte Berechnung der Kennwerte basierend auf den ermittelten Fließkurvendaten. Die Ergebnisse sind in Tabelle 3 für den untersuchten Werkstoff zusam-

mengestellt, wobei die Variante 1 verwendet wurde. Tabelle 4 enthält die in analoger Vorgehensweise ermittelten Koeffizienten für Variante 2.

Tabelle 3: *Ermittelte Koeffizienten zur Fließkurvenbeschreibung in FORGE3 Materialmodell-Variante 1*

	$K_0 \left[\frac{\text{Ns}^m}{\text{mm}^2} \right]$	$\beta [\text{K}^{-1}]$	$m [-]$	$n [-]$
16MnCr5	1082	2,575e-3	0,126	0,634
aufgekohlter 16MnCr5	2444	3,320e-3	0,084	0,056

Tabelle 4: *Ermittelte Koeffizienten zur Fließkurvenbeschreibung in FORGE3, Materialmodell-Variante 2*

	$K_0 \left[\frac{\text{Ns}^m}{\text{mm}^2} \right]$	$\beta [\text{K}]$	$m [-]$	$n [-]$
16MnCr5	6,814	2,438e+3	0,126	0,634
aufgekohlter 16MnCr5	3,068	3,283e+3	0,084	0,056

Abbildung 45 zeigt die mit diesem Verfahren extrapolierte Fließkurve und die zugehörigen gemessenen Fließkurven für den experimentell verwendeten Werkstoff 16MnCr5 bei unterschiedlichen Formänderungsgeschwindigkeiten.

Die in MSC/SUPERFORGE zur Verfügung stehenden funktionalen Ansätze ermöglichen es, die Koeffizienten über die Definition von Tabellen in Abhängigkeit der Zustandsgrößen darzustellen. Der Vorteil dieser Möglichkeit besteht darin, daß sich auf diese Weise auch Fließkurven, deren Form mit den Funktionen prinzipiell nicht abgebildet werden kann, darstellen lassen. Als besonders geeignet hat sich dabei der COLDMAT-Ansatz erwiesen. Die identifizierten Koeffizienten für den 16MnCr5-Stahl und für die aufgekohlten Proben sind in Tabelle 5 und Tabelle 6 dargestellt.

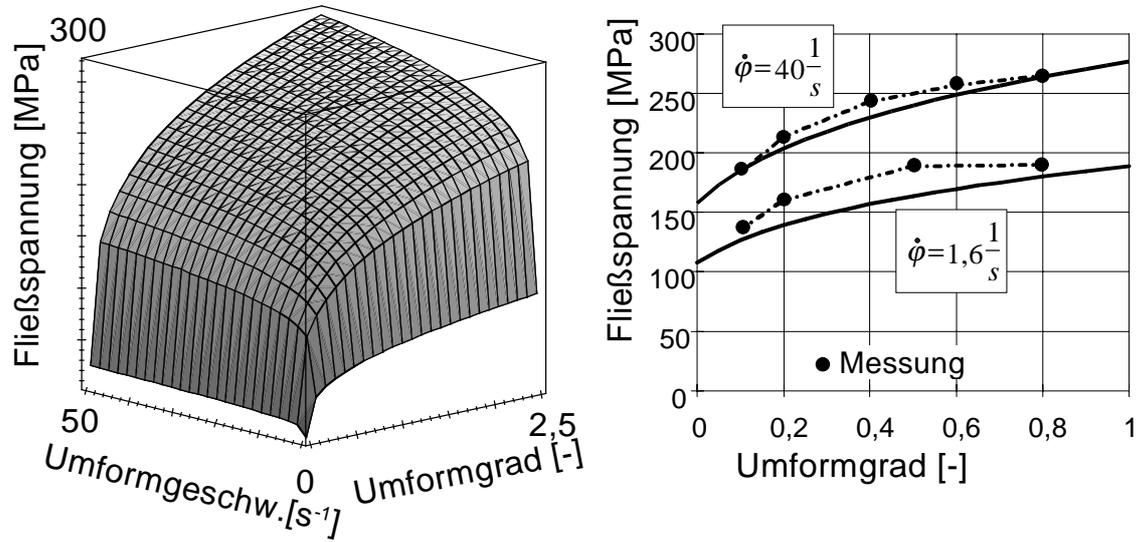


Abbildung 45: 3D-Darstellung der extrapolierten Fließkurve (rechts), Gegenüberstellung der Fließkurven mit experimentellen Werten

Table 5: Aus den Fließkurven für 16MnCr5 berechnete Koeffizienten K und n des COLDMAT-Gesetzes

	800°C	900°C	1000°C	1200°C
$\dot{\phi} = 0,3 \frac{1}{s}$	228 0,108	179 0,025	126 0,005	77 0,057
$\dot{\phi} = 1,0 \frac{1}{s}$	263 0,114	184 0,035	160 0,011	77 0,057
$\dot{\phi} = 10 \frac{1}{s}$	308 0,094	289 0,101	219 0,063	132 0,090

Tabelle 6: Aus den Fließkurven für die aufgekohlte Randschicht berechnete Koeffizienten K und n des COLDMAT-Gesetzes

	800°C	900°C	1000°C	1200°C
$\dot{\phi} = 0,3 \frac{1}{s}$	228 0,108	179 0,025	126 0,005	77 0,057
$\dot{\phi} = 1,0 \frac{1}{s}$	377 0,105	304 0,066	93 0,108	67 0,011
$\dot{\phi} = 10 \frac{1}{s}$	505 0,102	266 0,054	180 0,065	100 0,138

5.3 Implementierung eines Zweistoff-Materialmodells

Die Implementierung des Zweistoff-Materialmodells erfolgt über die Definition einer internen Zustandsgröße C_{rel} , die im Bereich der aufgekohlten Randschicht mit dem Wert $C_{rel} = 1$ initialisiert wird, im Kernbereich dagegen den Wert $C_{rel} = 0$ behält.

Damit berechnet sich die Fließspannung eines Materialpunktes $\vec{x} \in \Omega$ gemäß:

$$k_f(\vec{x}) = C_{rel}(\vec{x})k_{f1}(\vec{x}) + (1 - C_{rel}(\vec{x}))k_{f2}(\vec{x}) \quad (56)$$

Die Fließspannungen k_{f1} und k_{f2} werden aus den am Ort $\vec{x} \in \Omega$ vorliegenden Umformgraden, -geschwindigkeiten und Temperaturen ermittelt. Hierzu werden die Daten verwendet, deren Ermittlung im vorherigen Abschnitt beschrieben wurde.

Die Daten liegen jeweils als n Wertepaare $[k_f^i, \phi^i]$ vor, die als Fließkurve bei konstanter Temperatur und Umformgeschwindigkeit aufgenommen wurden. Somit werden bei n_T Prüftemperaturen und n_ϕ Umformgeschwindigkeiten insgesamt $n_T \cdot n_\phi$ Fließkurven benötigt. Die Ermittlung der Fließspannung eines Materialpunktes mit den momentanen Zustandsgrößen $[T, \phi, \dot{\phi}]$ erfolgt in den folgenden Schritten:

1. Bestimmung der Intervallgrenzen $T_u \leq T \leq T_o$, $\dot{\varphi}_u \leq \dot{\varphi} \leq \dot{\varphi}_o$ und $\varphi_u \leq \varphi \leq \varphi_o$.
2. Bestimmung der Interpolationsfaktoren für den Umformgrad (f_φ), die Umformgeschwindigkeit ($f_\dot{\varphi}$) und die Temperatur (f_T):

$$f_\varphi = \frac{\varphi - \varphi_u}{\varphi_o - \varphi_u} \quad (57)$$

$$f_\dot{\varphi} = \frac{\dot{\varphi} - \dot{\varphi}_u}{\dot{\varphi}_o - \dot{\varphi}_u} \quad (58)$$

$$f_T = \frac{T - T_u}{T_o - T_u} \quad (59)$$

3. Ermittlung der Fließspannungen an den Intervallgrenzen:

$$k_f^{11} = k_f(T_u, \dot{\varphi}_u, \varphi) = f_\varphi k_f(T_u, \dot{\varphi}_u, \varphi_o) + (1 - f_\varphi) k_f(T_u, \dot{\varphi}_u, \varphi_u) \quad (60)$$

$$k_f^{12} = k_f(T_u, \dot{\varphi}_o, \varphi) = f_\varphi k_f(T_u, \dot{\varphi}_o, \varphi_o) + (1 - f_\varphi) k_f(T_u, \dot{\varphi}_o, \varphi_u) \quad (61)$$

$$k_f^{21} = k_f(T_o, \dot{\varphi}_u, \varphi) = f_\varphi k_f(T_o, \dot{\varphi}_u, \varphi_o) + (1 - f_\varphi) k_f(T_o, \dot{\varphi}_u, \varphi_u) \quad (62)$$

$$k_f^{22} = k_f(T_o, \dot{\varphi}_o, \varphi) = f_\varphi k_f(T_o, \dot{\varphi}_o, \varphi_o) + (1 - f_\varphi) k_f(T_o, \dot{\varphi}_o, \varphi_u) \quad (63)$$

4. Interpolation der Fließspannungen bezüglich der Formänderungsgeschwindigkeiten:

$$k_f^1 = k_f(T_u, \dot{\varphi}, \varphi) = f_\dot{\varphi} k_f^{12} + (1 - f_\dot{\varphi}) k_f^{11} \quad (64)$$

$$k_f^2 = k_f(T_o, \dot{\varphi}, \varphi) = f_\dot{\varphi} k_f^{22} + (1 - f_\dot{\varphi}) k_f^{21} \quad (65)$$

5. Interpolation der Fließspannung bezüglich der Temperaturen:

$$k_f = k_f(T, \dot{\varphi}, \varphi) = f_T k_f^2 + (1 - f_T) k_f^1 \quad (66)$$

6. Entsprechend der allgemeinen Vorgehensweise erfolgt eine Extrapolation der Fließspannungen außerhalb der Meßwerte nur hinsichtlich der Abhängigkeit vom Umformgrad. In diesem Fall erhält der Interpolationsfaktor f_{φ} einen Wert größer Eins. Bei Über- bzw. Unterschreiten des Größt- bzw. Kleinstwertes von Temperatur und Umformgeschwindigkeit erhalten die Interpolationsfaktoren demgegenüber die Werte Null bzw. Eins.

Die obengenannten Schritte zur Bestimmung der Fließspannung werden jeweils für Kern- und Randschichtmaterial durchgeführt und gemäß Gleichung 56 zur Berechnung der resultierenden Fließspannung herangezogen. Der vorgestellte Algorithmus wurde über die Benutzerschnittstelle sowohl in das Simulationsprogramm FORGE3 als auch in den Code MARC/AUTOFORGE (MSC.SOFTWARE CORP., USA) implementiert.

5.4 Resultate der Stoffflußuntersuchungen

Mit dem entwickelten Zweistoffmaterial-Unterprogramm wurde die in Abschnitt 5.1 auf Seite 56 vorgestellte Berechnung der Umformung eines schrägverzahnten Zahnrades unter verschiedenen Reibbedingungen durchgeführt. Auch diese Berechnungen wurden mit dem Programm FORGE3 durchgeführt. Die erzielten Ergebnisse unterschieden sich zwar erwartungsgemäß hinsichtlich des Umformkraft-Weg-Verlaufes, bei der Abbildung des Füllungsverhalten zeigte sich jedoch kein klarer Unterschied zu den vorherigen Untersuchungen. Die Ursachen werden hierfür in einer Reihe von Einschränkungen, die das verwendete Rechenprogramm aufweist, gesehen. So ist es nach einer Neuvernetzung erforderlich, die interne Zustandsgröße C_{rel} , welche definiert, ob das jeweilige Element zur aufgekohlten Schicht oder zum Kernmaterial gehört, vom alten Netz auf das Neue zu übertragen. Diese Übertragung verwendet Interpolationsverfahren, die dazu beitragen, daß die Elemente des jeweils neuen Netzes im Bereich des Übergangs beider Materialien nicht mit exakt 0 oder 1, sondern mit entsprechend berechneten Fließkommawerten zwischen 0 und 1 initialisiert werden. Mit jeder weiteren Neuvernetzung und anschließender Übertragung der Variablen vergrößert sich damit dieser Unschärfbereich, so daß die Effekte der unterschiedlichen Fließspannungen stark verwischt werden. Als weitere Limitation ist anzusehen, daß die von FORGE3 verwendeten Tetraederelemente die Materialda-

ten nur an einem Punkt je Element berechnen und somit die unterschiedlichen Materialeigenschaften im Übergangsbereich nur unzureichend repräsentieren können.

Wesentlich bessere Ergebnisse konnten mit der Implementierung des Zweistoffmodells in den Code MARC/AUTOFORGE erzielt werden. Dieses Programm verwendet trilineare Hexaeder-Elemente zur Diskretisierung des Werkstückes. In jedem Element werden die Zustandsgrößen und damit auch der Materialindex C_{rel} an acht Integrationspunkten evaluiert, so daß diese Größe mit höherer Genauigkeit vom deformierten auf das undeformierte Netz übertragen werden kann. Leider scheiterte eine Berechnung des schrägverzahnten Rades an der in der verwendeten Programmversion eingeschränkten Leistungsfähigkeit des Neuvernetzungsalgorithmus. Daher wurde das vorliegende Modell vereinfachend als geradverzahnt angenommen. Mit diesem Modell konnte die Berechnung problemlos durchgeführt werden. Als wesentliches Ergebnis dieser Untersuchung zeigt Abbildung 46 die berechnete Schichtdickenverteilung im ausgeformten Zahn mit (links abgebildet) bzw. ohne (rechts abgebildet) Berücksichtigung der unterschiedlichen Fließkurven für Kern- und Randbereich.

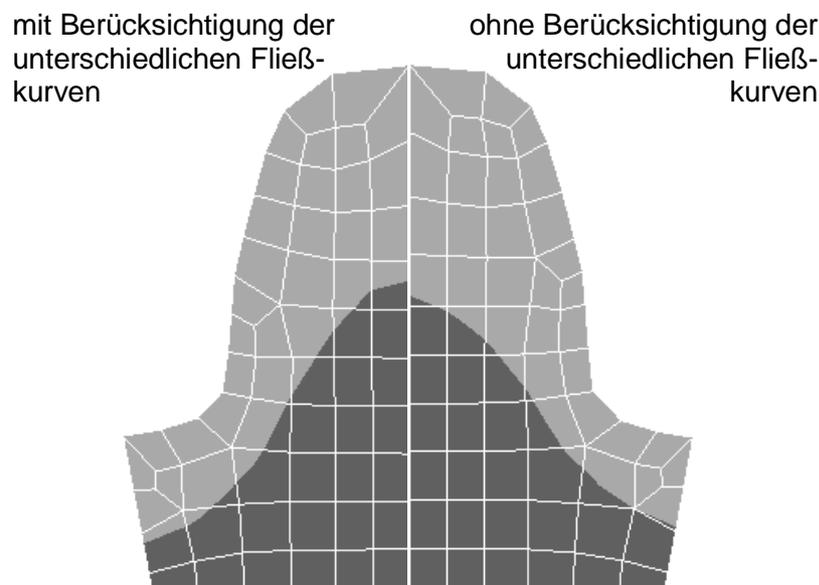


Abbildung 46: Berechnete Schichtdickenverteilung im Stirnschnitt mit (links) bzw. ohne (rechts) Berücksichtigung der unterschiedlichen Fließkurven in Kern- u. Randbereich

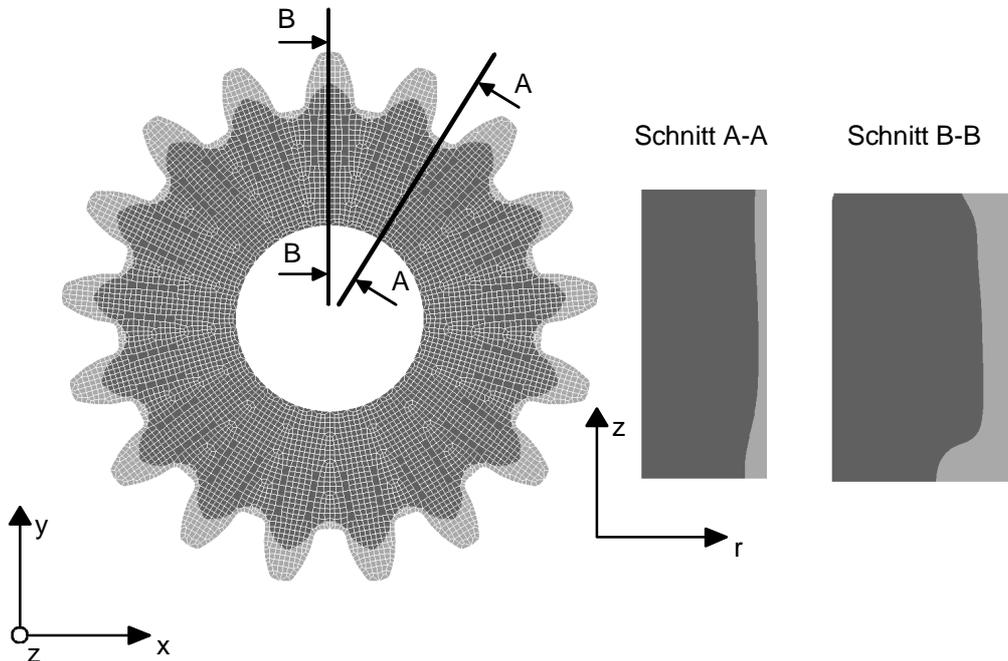


Abbildung 47: *Inhomogenität der berechneten Schichtdickenverteilung in axialer Richtung*

In beiden Fällen ergab sich zudem die in Abbildung 47 skizzierte Inhomogenität der berechneten Schichtdickenverteilung in axialer Richtung, dargestellt sowohl im Tangentialschnitt durch den Zahnfuß als auch im Schnitt durch den Zahnkopf. Die unterschiedlichen Schichtdicken resultieren aus dem unsymmetrischen Stofffluß, der durch das verwendete Werkzeugprinzip bedingt wird.

Die Untersuchungen haben gezeigt, daß es notwendig ist, die aus dem Zylinderstauchversuch ermittelten, sogenannten nominellen Fließkurven über ein thermisches Kompensationsverfahren in isotherme Fließkurven zu konvertieren, die in der numerischen Simulation eingesetzt werden. Die hierzu entwickelte iterative Konversion kompensiert nicht nur die thermischen Effekte infolge der dissipierten Umformarbeit, sondern zusätzlich auch die Effekte der Reibung.

6 Untersuchung der auftretenden Werkzeugbelastungen

Umformwerkzeuge sind im Betrieb teilweise extremen Belastungen ausgesetzt. Insbesondere Werkzeugsysteme, die zum Präzisionsschmieden eingesetzt werden, werden in jedem Arbeitshub sowohl mechanisch als auch thermisch hoch belastet. Diese Belastungen resultieren aus den gegenüber konventionellen Umformwerkzeugen mit Gratbahn auftretenden hohen Innendrücken, die am Ende der Umformung bei vollständiger Ausfüllung der Hohlform auf die Werkzeugelemente übertragen werden. Damit diese Werkzeuge wirtschaftliche Standfestigkeiten erreichen können, ist bei ihrer Konstruktion bereits eine sorgfältige Berücksichtigung der Belastungen notwendig. Die numerische Prozeßsimulation hat diesbezüglich die Aufgabe, sowohl bei der Auslegung auf mechanische Belastbarkeit als auch bei der Dimensionierung erforderlicher Kühlsysteme die benötigten Daten zur Verfügung zu stellen.

6.1 Möglichkeiten zur Behandlung des Werkstück-Werkzeug-Kontaktes

Eine Umformsimulation mit deformierbaren Werkzeugen erfordert gegenüber einer Berechnung mit starren Kontaktflächen unter anderem erheblich größere Rechenzeiten. Dieses wird durch mehrere Faktoren bewirkt:

1. Die Diskretisierung der Umformwerkzeuge vergrößert die Anzahl der Elemente und Knoten im FEM-Modell. Der Rechenzeitbedarf steigt dabei überproportional.
2. Die Modellierung des Kontaktes zwischen deformierbaren Körpern ist numerisch aufwendiger.

Die Nichtlinearität der plastischen Formänderungen im Werkstück erfordert eine iterative Lösung. Durch die Kopplung von Werkstück und Werkzeug über die Kontaktmodellierung müssen in jeder Iteration auch die Werkzeugelemente einbezogen werden, obwohl sich diese mit guter Näherung linear verhalten.

Verschiedene am Markt befindliche FE-Systeme ermöglichen die Simulation von Umformprozessen mit deformierbaren Werkzeugen. Über den Kontaktprozessor werden dabei die FE-Netze von Werkzeug und Werkstück durch geeignete Rand- und Übergangsbedingungen miteinander gekoppelt. Die aus den Werkzeugbelastun-

gen resultierenden Deformationen werden dadurch auch in der Umformsimulation berücksichtigt. Diese Zusammenhänge werden in Abbildung 48 veranschaulicht.

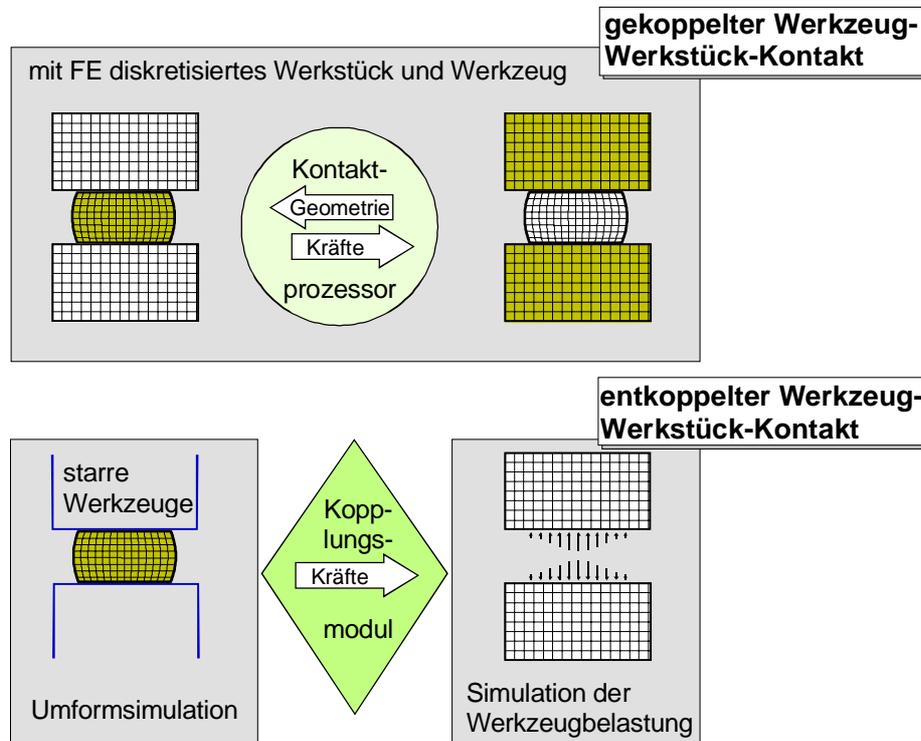


Abbildung 48: Möglichkeiten der Kontaktbehandlung

Demgegenüber wird in der entkoppelten Berechnung für die Umformsimulation von starren Werkzeugen ausgegangen, die Werkzeugbelastung wird in einem von dieser Simulation unabhängigen Modell aus den Kontaktkräften bestimmt. Da dieses Berechnungsmodell nur geringfügig nichtlinear ist, ergibt sich in diesem Fall nur ein geringer Mehraufwand für die Analyse der Werkzeugbeanspruchung.

Beide Verfahren lassen sich mit den heute verfügbaren Simulationswerkzeugen anwenden. Die entkoppelte Berechnung ermöglicht jedoch eine günstigere Durchführung von anspruchsvollen Umformsimulationen.

6.2 Implementation eines Programmoduls zur Übertragung der Randbedingungen

Die Verknüpfung zwischen Umform- und Belastungssimulation läßt sich realisieren, indem die bei der Umformsimulation berechneten Reaktionskräfte an den mit den Werkzeugen in Kontakt stehenden Knoten örtlich und zeitlich aufgelöst als externe Kräfte auf das Modell des Umformwerkzeugs appliziert werden. Da sich bei FEM-Berechnungen Einzelkräfte immer nur an Knotenpunkten des Modells einleiten lassen, ist es erforderlich, das aus der Umformsimulation stammende Kraft-Vektorfeld in ein geeignetes, äquivalentes Vektorfeld umzuwandeln, welches an den Oberflächenknoten des Werkzeugmodells angreift.

In [Abbildung 49](#) wird dieser Sachverhalt schematisch veranschaulicht. Um die Prozedur zu automatisieren, wurde hier ein entsprechendes Programm entwickelt, dessen prinzipielle Arbeitsweise in [Abbildung 50](#) dargestellt ist.

Nach Programmstart wird zunächst die Geometrie des Werkzeugmodells verarbeitet. Dabei wird aus dem vorliegenden Volumennetz das Oberflächennetz ermittelt, denn nur an der Oberfläche werden die Umformkräfte in das Werkzeug eingeleitet. Anschließend erfolgt die Positionierung dieses Netzes entsprechend der in diesem Rechenschritt vorliegenden Position des starren Werkzeugs aus der Umformsimulation. Danach wird für jeden Knotenkraftvektor des Werkstücks bestimmt, an welchem Oberflächenelement er angreift. Dabei werden numerische Ungenauigkeiten und eventuell vorliegende Durchdringungen durch entsprechende Toleranzparameter berücksichtigt.

Das Verfahren ermöglicht durch die Entkopplung der Berechnungen für die Umformung und die Werkzeugbeanspruchung eine realitätsnahe Modellierung des Preßverbands zwischen Verzahnungsmatrize und Armierungsring, indem beide Werkzeugelemente als deformierbare Kontaktkörper behandelt werden. Als besonderer Vorteil ist anzusehen, daß basierend auf den Ergebnissen der zeitintensiven Umformsimulation in mehreren vergleichsweise kurzen Belastungssimulationen eine optimierte Auslegung des Preßverbands (Übermaß, mittlerer Fugenradius und Außenradius des Armierungsrings) durchgeführt werden kann.

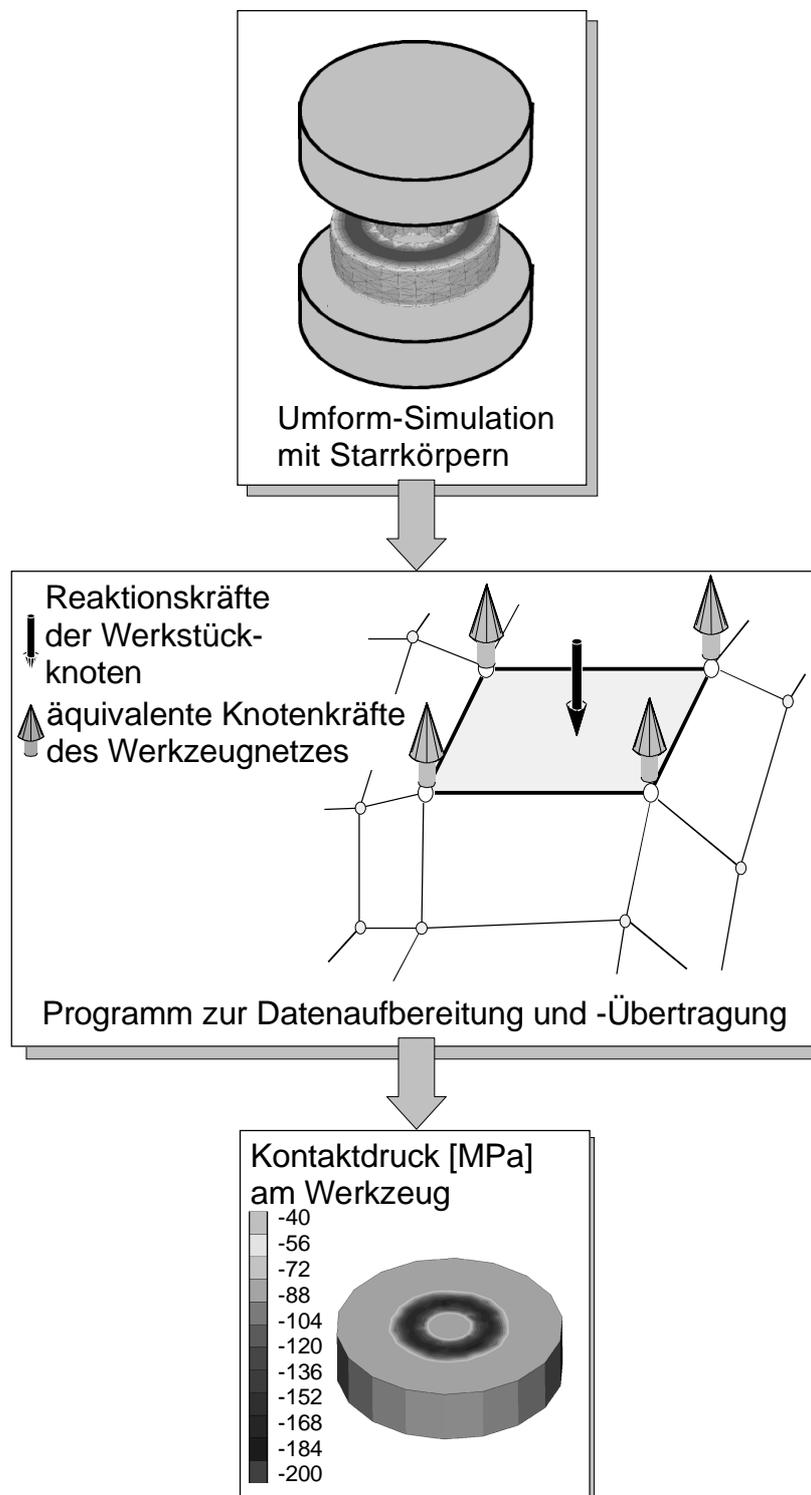


Abbildung 49: Modell zum entkoppelten Werkzeug-Werkstück-Kontakt

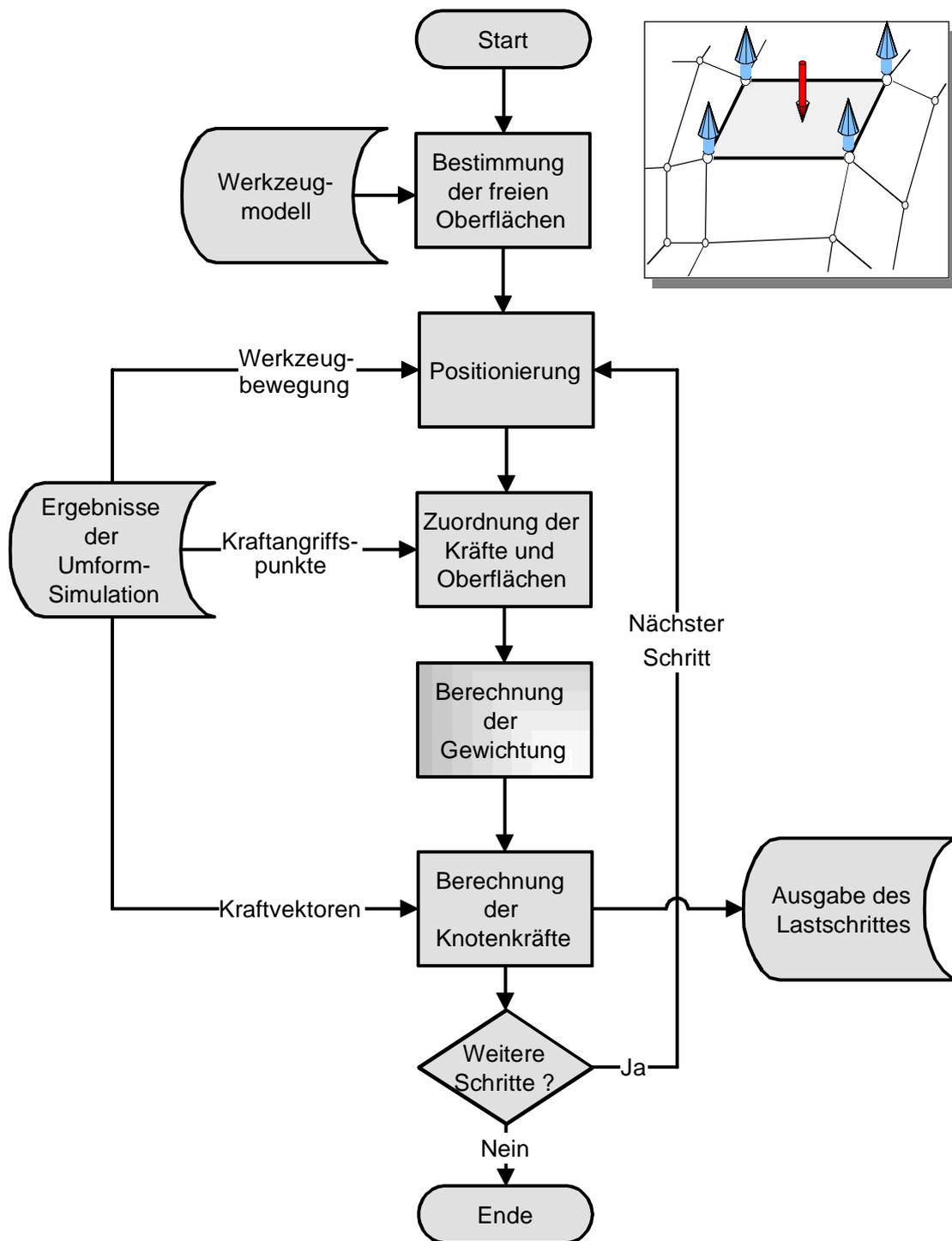


Abbildung 50: Ablaufplan des Programmes zur entkoppelten Kontaktbehandlung

Das Potential der entkoppelten Kontaktbehandlung wird deutlich, wenn man die Berechnungsergebnisse mit analogen Modellen, in denen der Werkzeug-Werkstück-Kontakt voll gekoppelt ist, vergleicht. Hierzu wurde ein Ringstauchversuch dreidimensional modelliert und jeweils unter Verwendung gleicher Randbedingungen mit

ge- und entkoppeltem Werkzeug-Werkstück-Kontakt berechnet. Ein Vergleich der Ergebnisse hinsichtlich der berechneten Werkzeugdeformationen ist in [Abbildung 51](#) dargestellt.

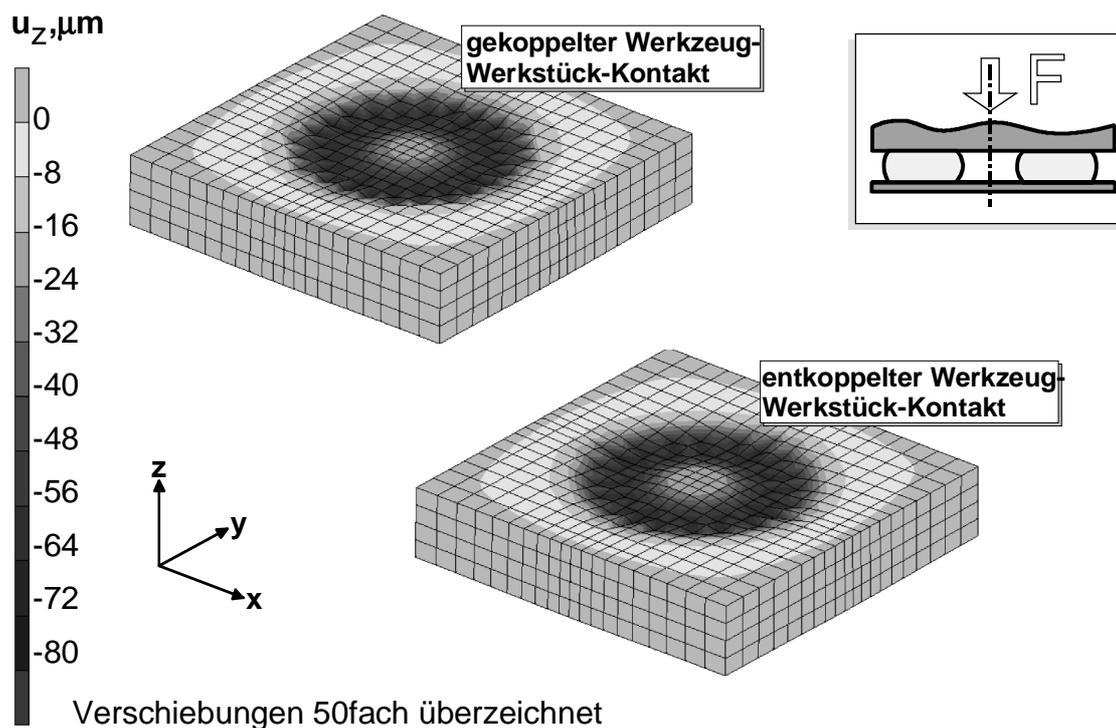


Abbildung 51: Darstellung der berechneten Werkzeugdeformationen einer rechteckigen Stauchbahn zum Vergleich unterschiedlicher Kontaktoptionen

Die Konturplots belegen, daß die Ergebnisse der entkoppelten Kontaktbehandlung in hervorragender Übereinstimmung zum voll gekoppelten Modell stehen.

Ein Vergleich der in beiden Fällen benötigten Systemressourcen ist in [Abbildung 52](#) dargestellt. Es zeigt sich bereits bei diesem sehr einfachen Modell eine deutliche Einsparung bei der benötigten Rechenzeit, da die Summe der Einzelberechnungen von Umformung und Werkzeugbelastung gerade 52% der CPU-Zeit der gekoppelten Berechnung erfordert¹. Hinsichtlich des zur Berechnung erforderlichen Hauptspei-

1. In diesem Vergleich erfolgte für jeden Berechnungsschritt der Umformsimulation auch ein Belastungsschritt in der Simulation der Stauchbahn. In der Regel kann die Belastungssimulation jedoch mit größeren Schrittweiten vollzogen werden, so daß weiteres Einsparpotential besteht.

chers ergibt sich ebenfalls erhebliches Einsparpotential. Im durchgeführten Beispiel erforderte die Umformsimulation mit starren Werkzeugen lediglich 28% des Speicherbedarfs der gekoppelten Berechnung. Die im Anschluß ausgeführte Berechnung der Werkzeugdeformation kam immerhin mit 62% Speicherbedarf aus.

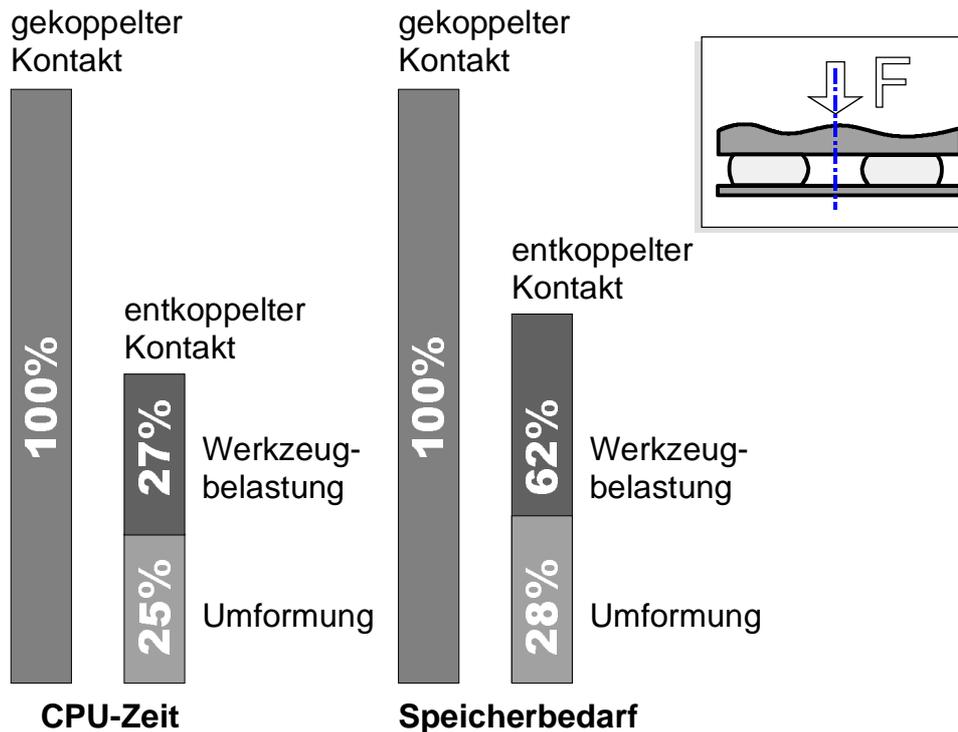


Abbildung 52: Gegenüberstellung der erforderlichen Systemressourcen

Neben der mechanischen Werkzeugbeanspruchung ist auch die thermische Belastung der Umformwerkzeuge von großer Bedeutung für die sichere Prozeßauslegung [23]. Daher erfolgt in der entkoppelten Kontaktbehandlung auch eine Übertragung der in der Umformsimulation berechneten Wärmestromdichten \dot{q} als punktförmige Wärmeströme \dot{Q}_N . Die Vorgehensweise ist dabei analog zur Übertragung der Kontaktkräfte von den Knotenpunkten des Werkstückmodells auf die Knoten des Werkzeugmodells. In [Abbildung 53](#) ist für den bereits diskutierten Ringstauchversuch das Temperaturprofil in der Stauchbahn am Ende der Umformung dargestellt, wobei der obere Bildteil der gekoppelten Berechnung, der untere Bildteil der entkoppelten Berechnung entstammt.

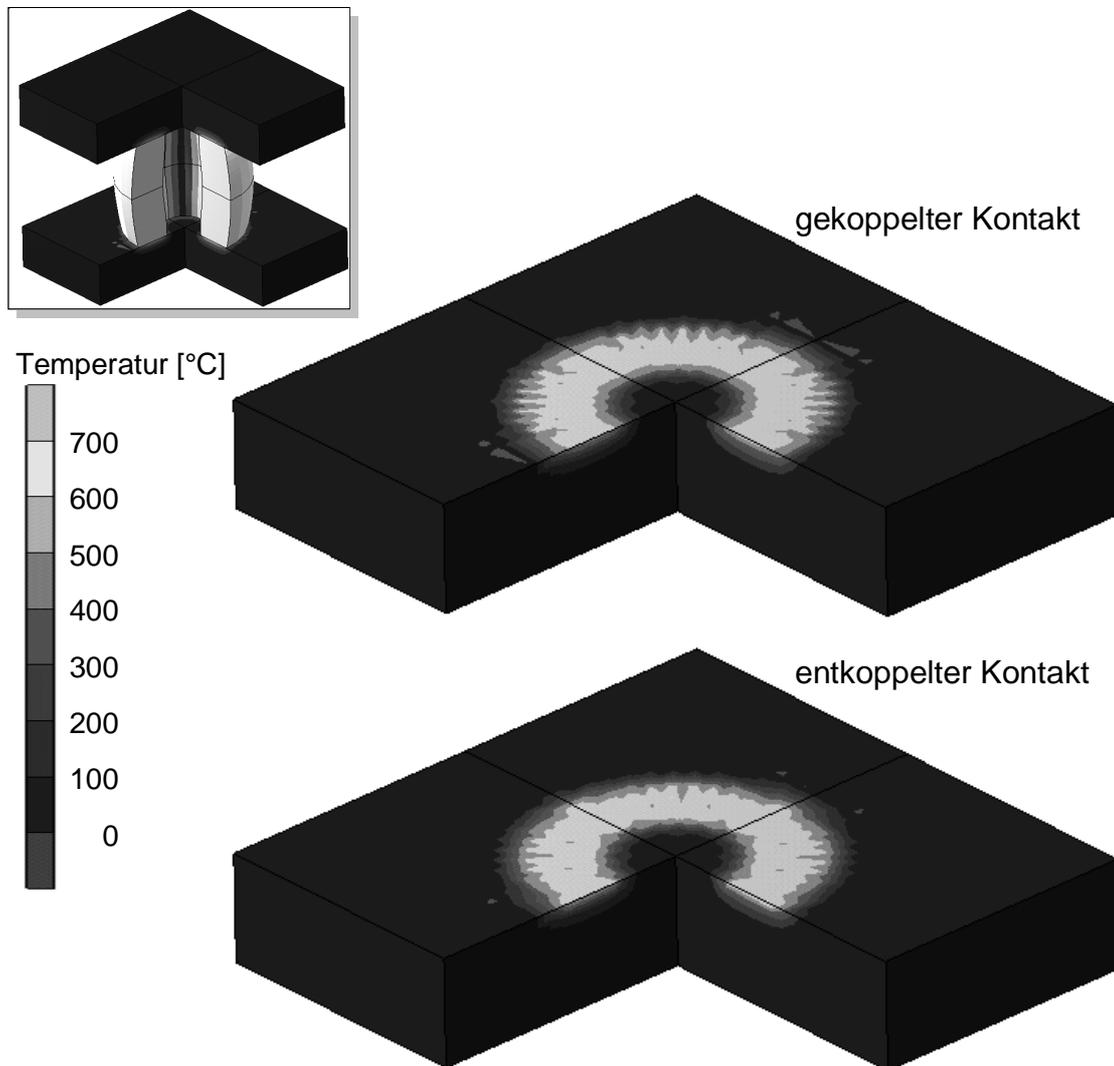


Abbildung 53: Temperaturverteilung in der Stauchbahn unmittelbar am Ende der Umformung, berechnet mit gekoppelter Kontaktbehandlung (oben) bzw. entkoppelter Kontaktbehandlung (unten).

Auch für das Temperaturprofil wird mit der entkoppelten Kontaktbehandlung eine hervorragende Übereinstimmung zur gekoppelten Betrachtung erzielt. Darüber hinaus bietet das Verfahren die Möglichkeit, in einfacher Weise thermische Untersuchungen im Anschluß an die Umformsimulation durchzuführen, beispielsweise eine Berechnung des transienten Abkühlungsverhaltens der Stauchbahn (Abbildung 54). Die sich damit unabhängig von der Umformsimulation ergebenden Berechnungsmöglichkeiten werden in Abschnitt 6.4 auf Seite 109 näher erörtert.

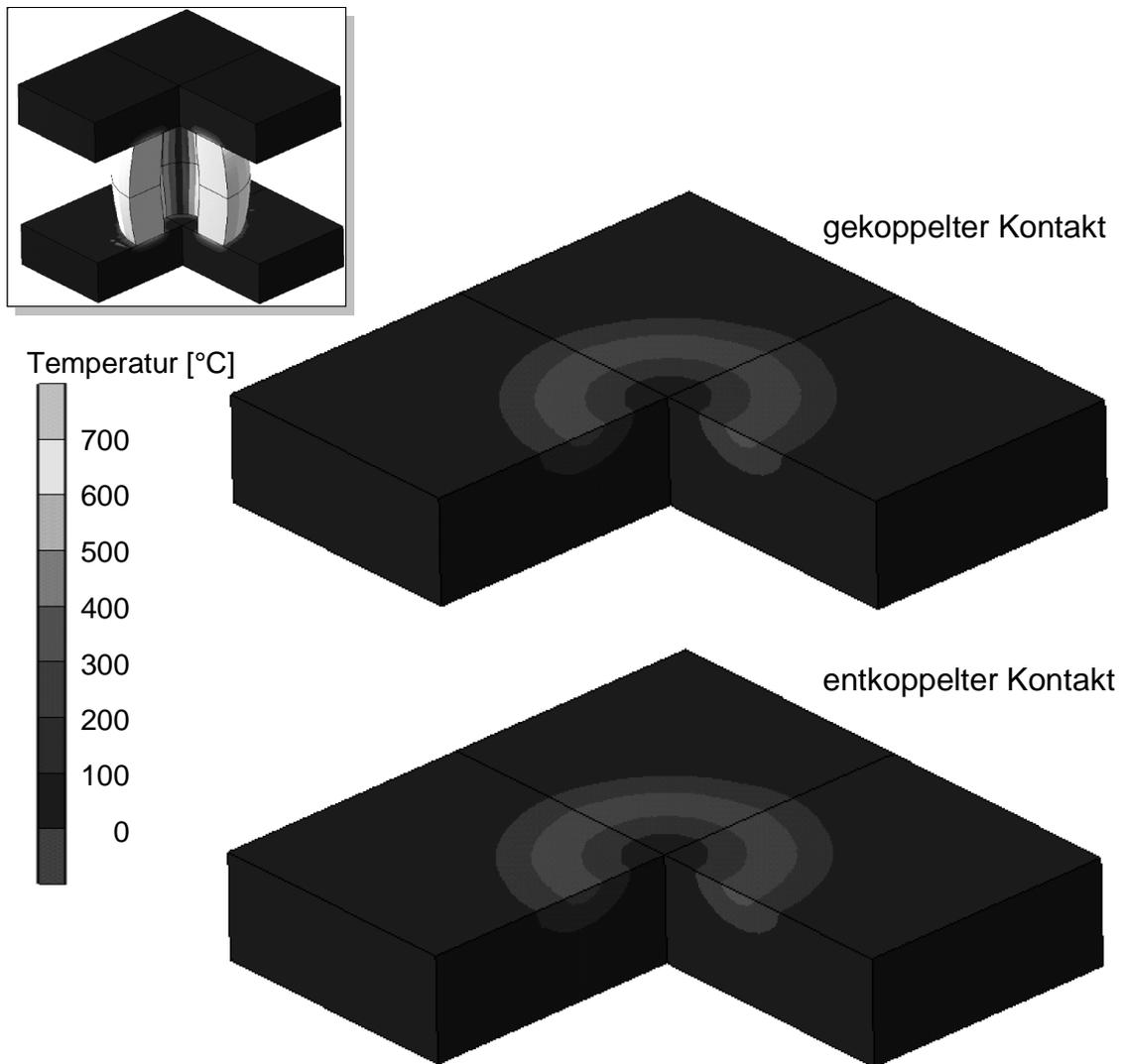


Abbildung 54: Temperaturverteilung in der Stauchbahn 1s nach Entnahme der Probe, berechnet mit gekoppelter Kontaktbehandlung (oben) bzw. entkoppelter Kontaktbehandlung (unten).

6.3 Untersuchung der mechanischen Belastungen einer Verzahnungsmatrize

Basis der Untersuchungen bildet die mit dem Programm FORGE3 durchgeführte Simulation des Umformprozesses unter Verwendung des in [Abbildung 55](#) dargestellten FE-Modells. Während der Berechnung wurden über die Benutzerschnittstelle nach jedem Zeitschritt die Positionsdaten der Werkzeuge und die berechneten Reak-

tionskräfte aller Oberflächenknoten des Modells ausgelesen und zur Weiterverwendung in der Belastungssimulation in einer Datei gespeichert.

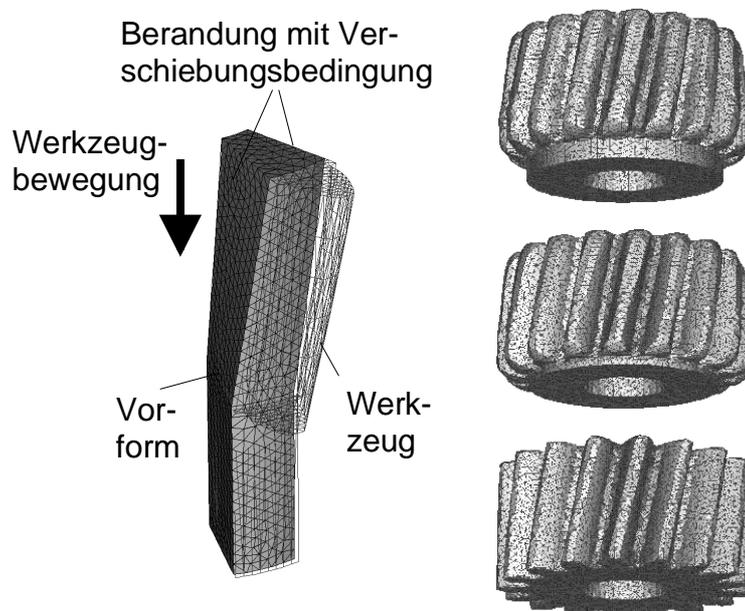


Abbildung 55: Berechnung der Werkzeugbelastung bei der Umformung - Teilmodell zur Simulation des Umformprozesses

Abbildung 56 zeigt die Geometrie der verzahnten Matrize und das entsprechende FEM-Modell für die linear-elastische Werkzeugberechnung. Im Gegensatz zur Umformsimulation wurde hierfür die Gesamtgeometrie verwendet. Entsprechend wurde das in der Umformsimulation berechnete Vektorfeld der Belastungen durch Kopieroperationen auf alle Zähne des Werkzeugmodells erweitert. Um den Belastungen des Umformprozesses standhalten zu können, wurde die Matrize durch einen Armierungsring vorgespannt. Das FEM-Modell beinhaltet daher sowohl die eigentliche Matrize mit der erodierten Innenverzahnung als auch den Armierungsring in voneinander unabhängigen Netzen mit der Geometrie im ungefügten Zustand. Die Simulation des Fügen beider Bauteile erfolgt, indem die Kontakttoleranz auf den Betrag des vorliegenden Übermaßes gesetzt wird [3].

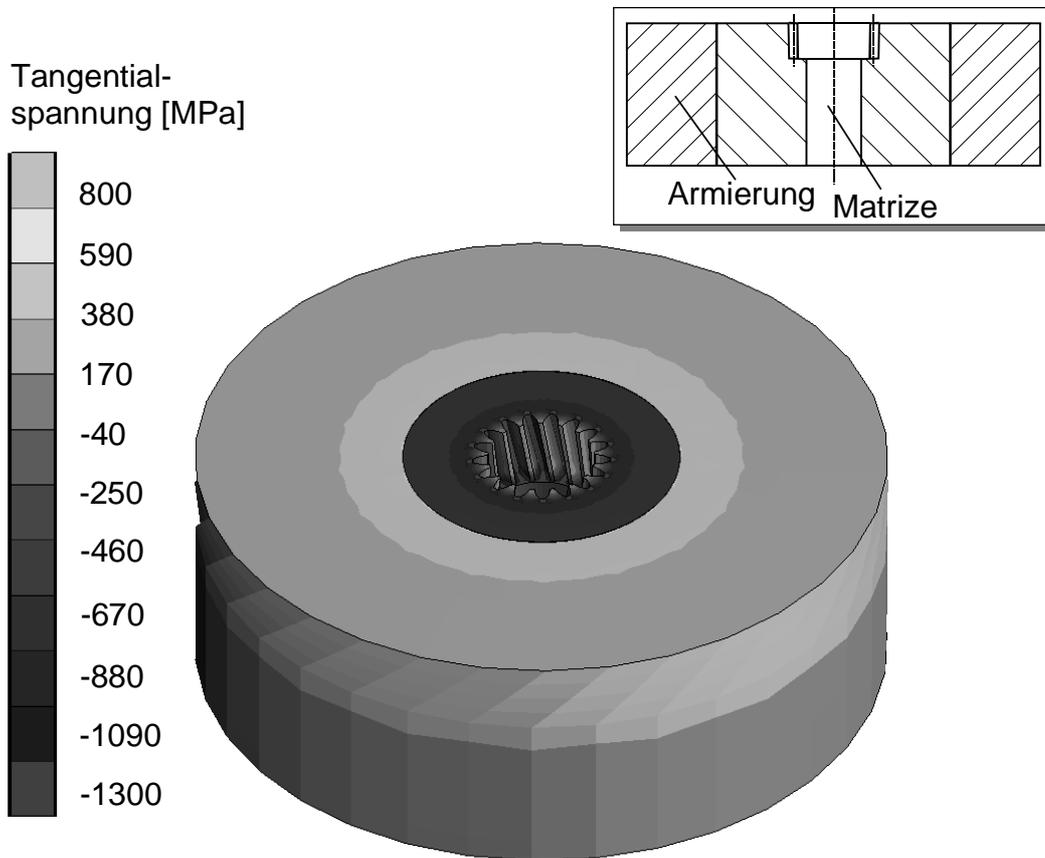


Abbildung 56: Berechnung der Werkzeugbelastung bei der Umformung - Teilmodell zur Belastungsanalyse der Werkzeuggeometrie

Auf diese Weise werden Zwangsbedingungen in das Modell eingebracht, die bewirken, daß der Abstand jedes Kontaktknotens zu der ihm zugeordneten Kontaktfläche auf null reduziert wird. Die unter diesen Bedingungen erzielte Lösung hat zur Folge, daß sich die Innenradien der Bohrung und der Verzahnungsgeometrie verringern. Da das Einbringen der Verzahnung in der Realität jedoch durch Senkerodieren in die bereits vorgespannte (armierte) Matrize erfolgt, weist die reale Matrize das durch die Elektrodengeometrie definierte Nennmaß auf. Dieser Umstand kann im FEM-Modell berücksichtigt werden, indem das berechnete Spannungsfeld in einem sogenannten Rezoning-Schritt auf die Nenngeometrie übertragen wird [3].

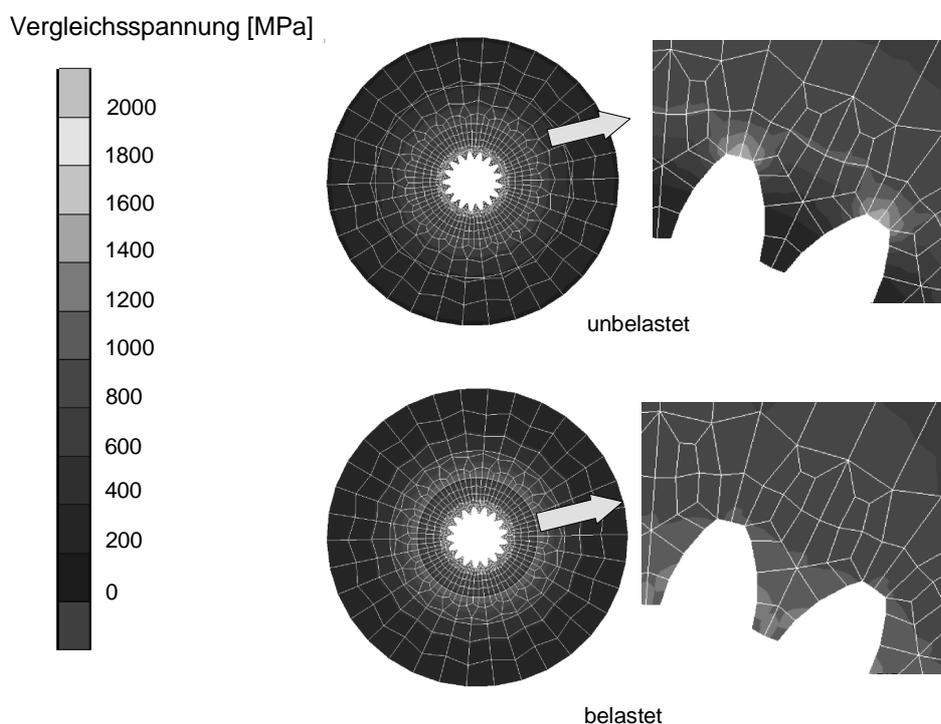


Abbildung 57: Vergleichsspannung nach v. MISES in der Verzahnungsmatrize im unbelasteten (oben) bzw. belasteten Zustand (unten)

In den folgenden Abbildungen sind die Ergebnisse der Berechnung zusammengestellt. Die Einzelbilder zeigen jeweils für den unbelasteten und den mit Maximallast belasteten Zustand die Spannungsverteilung der Vergleichsspannung nach v. MISES ([Abbildung 57](#)) sowie der Spannungen in radialer ([Abbildung 58](#)) und tangentialer ([Abbildung 59](#)) Richtung. Die Berechnung der beiden letztgenannten Größen erfolgte dabei in einem zu diesem Zweck entwickelten Unterprogramm aus den vom Analyseprogramm im globalen, kartesischen Koordinatensystem berechneten Spannungskomponenten. Aus Gründen der Übersichtlichkeit wurden die Zustandsgrößen an einem 2D-Schnitt durch das Volumenmodell visualisiert. Die Darstellungen zeigen im unbelasteten Zustand die für derartige Preßverbände typischen Verläufe der Radial- bzw. Tangentialspannungen. Im belasteten Zustand ergibt sich eine Erhöhung der Radialbeanspruchung, die jedoch durch eine Verringerung der tangentialen Spannungen derartig kompensiert wird, daß die berechnete Vergleichsspannungsverteilung nur geringfügig höhere Werte ergibt.

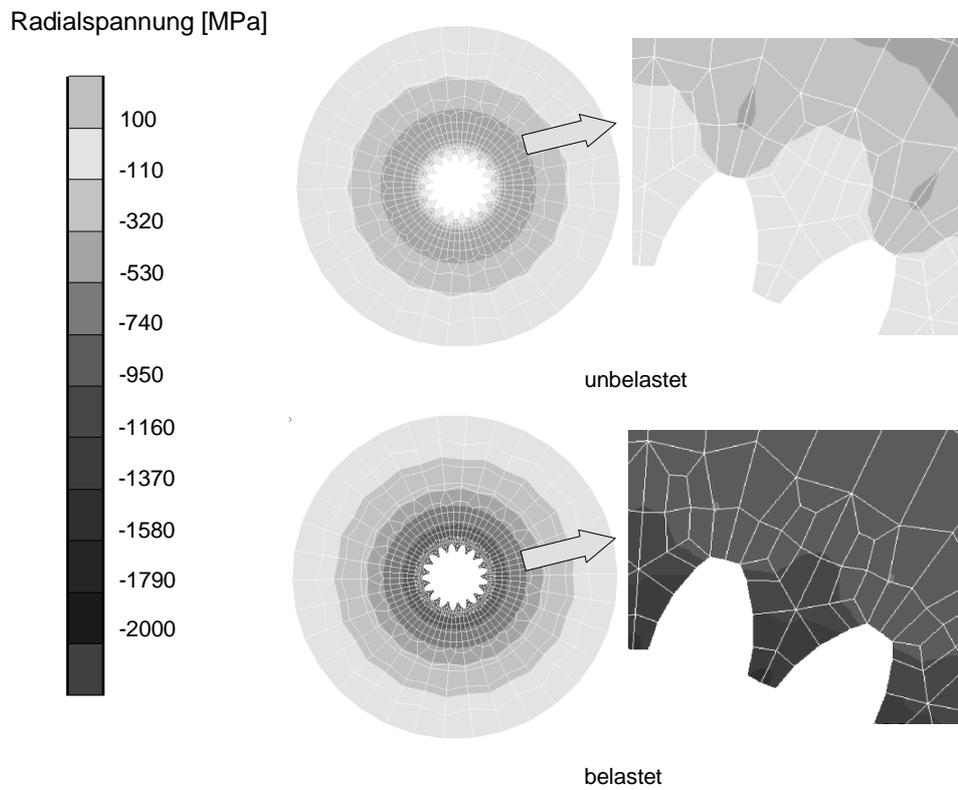


Abbildung 58: Radialspannung in der Verzahnungsmatrize im unbelasteten (oben) bzw. belasteten Zustand (unten)

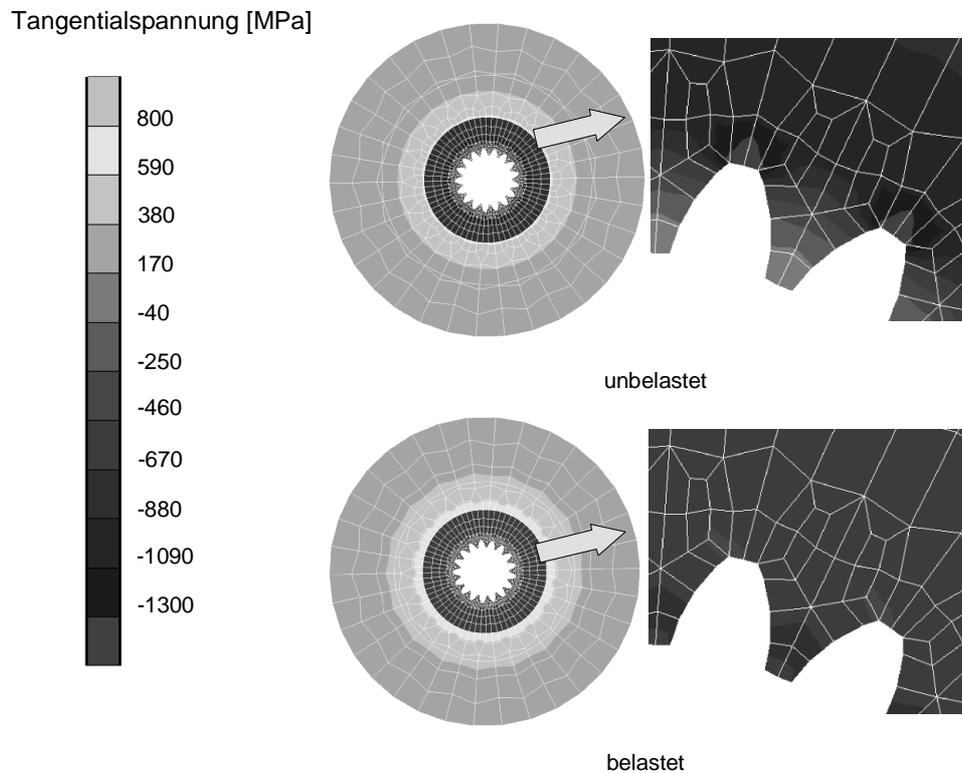


Abbildung 59: Umfangspannung in der Verzahnungsmatrize im unbelasteten (oben) bzw. belasteten Zustand (unten)

6.4 Untersuchung der thermischen Belastungen unter zyklischer Beanspruchung

In den bisherigen Untersuchungen hatte sich bereits herausgestellt, daß die Simulation eines dreidimensionalen Präzisionsschmiedeprozesses erhebliche Ressourcen erfordert. Möchte man nun das transiente Prozeßverhalten der formgebenden Werkzeulemente näher untersuchen, ist die Abbildung mehrerer Schmiedetakete im Simulationsmodell erforderlich. Idealerweise würde man hierzu einfach mehrere Umformsimulation nacheinander durchführen und die berechneten Feldgrößen in den zu betrachtenden Werkzeulementen als Anfangsbedingungen der jeweils nachfolgenden Berechnung übergeben.

Eine derartige Vorgehensweise ist in Anbetracht der Tatsache, daß eine Umformsimulation mittlerer Komplexität bereits mehrere Tage an Rechenzeit benötigt, wenig

praktikabel. Wesentlich effektiver ist es demgegenüber, nur den thermischen Berechnungsteil der Umformwerkzeuge, der auf den in einer Umformsimulation ermittelten zeitlich und örtlich aufgelösten Wärmestromdichten in allen Werkstück-Werkzeug-Kontaktpunkten basiert, zyklisch zu wiederholen.

Der Wärmeübergang im Kontaktpunkt \vec{x}_c wird gemäß folgender Formel berechnet:

$$\dot{q}(\vec{x}_c) = \alpha_{ges} (T_{WST}(\vec{x}_c) - T_{WZ}(\vec{x}_c)) \quad (67)$$

Dabei ist T_{WST} die lokale Oberflächentemperatur im Werkstück und T_{WZ} die entsprechende Temperatur im Werkzeug, α_{ges} ist der für diese Kontaktpaarung gültige Wärmeübergangskoeffizient. Wegen der Abhängigkeit von den Oberflächentemperaturen ist mit fortschreitenden Berechnungszyklen eine Anpassung der in der Ausgangssimulation ermittelten Wärmestromdichtenverteilung $\dot{q}(\vec{x}_c)$ erforderlich. Hierzu wurde der von KLEIN entwickelte und validierte Ansatz verwendet [22]. Nach Integration über der Zeit Δt eines Recheninkrements ergibt sich:

$$q_i(t, \vec{x}_c) = q_0(t, \vec{x}_c) \cdot \frac{T_{WST}(t - ((i \cdot \tau), \vec{x}_c)) - T_{WZ}(t, \vec{x}_c)}{T_{WST}(t - ((i \cdot \tau), \vec{x}_c)) - T_{WZ}(t - ((i \cdot \tau), \vec{x}_c))} \quad (68)$$

τ repräsentiert in dieser Gleichung die Taktzeit. Der Ansatz bewirkt, daß mit steigender Oberflächentemperatur im Werkzeug eine Reduktion des im Ausgangszustand berechneten Wärmestromes vollzogen wird, wodurch die verringerte Temperaturdifferenz der Kontaktpartner kompensiert wird.

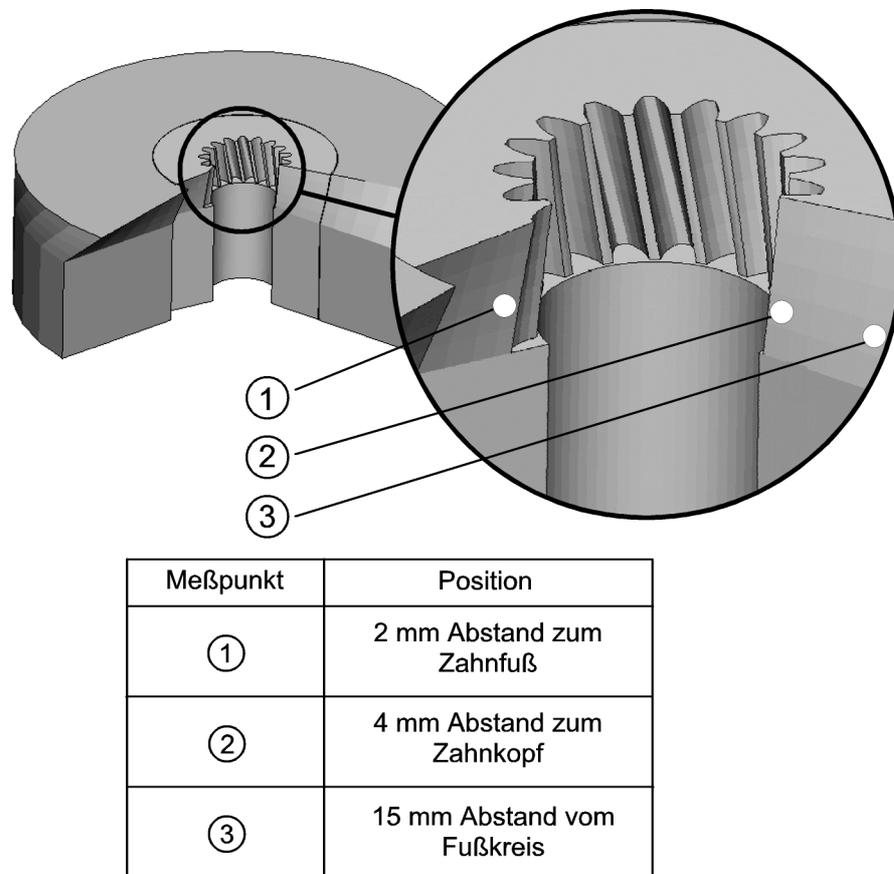


Abbildung 60: Position der Temperatur-Meßpunkte im FE-Modell

Die durchgeführten Simulationen wurden ausgewertet, indem die berechneten Temperatur-Zeit-Verläufe für die in [Abbildung 60](#) dargestellten Meßpunkte ermittelt wurden. Für den Anfahrprozeß ergeben sich die in [Abbildung 61](#) dargestellten Verläufe: Bei steigender Grundtemperatur verursachen die vom Schmiedestück eingeleiteten Wärmeströme zusätzliche Temperaturspitzen. Die Amplitude dieser überlagerten Kurve nimmt mit steigendem Abstand von der Werkzeugoberfläche ab.

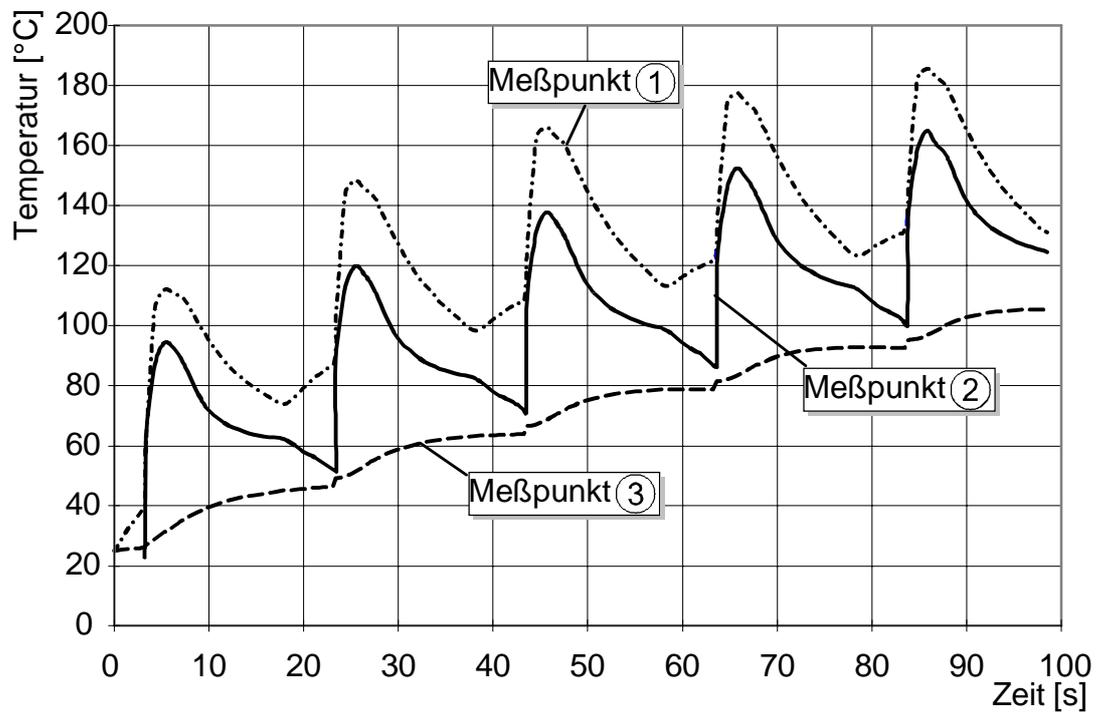


Abbildung 61: Temperatur-Zeitverläufe in der Anlaufphase

7 Zusammenfassung und Ausblick

In der vorliegenden Arbeit wurden numerische Untersuchungen von Präzisions-schmiedeprozessen durchgeführt. Die Berechnungen erfolgten basierend auf kommerziell verfügbarer Software. In ersten Untersuchungen wurde eine Möglichkeit zur Umgehung der derzeit noch bestehenden Limitationen hinsichtlich der Leistungsfähigkeit von Hard- und Software dargestellt: Durch die Beschränkung auf ein repräsentatives Teilmodell der umzuformenden Geometrie war es überhaupt möglich, derartige Prozesse abzubilden.

Weiterhin wurde der Einfluß der für die prozeßintegrierte Wärmebehandlung erforderliche, vor dem Schmiedeprozess durchzuführenden Aufkohlung des Halbzeugs untersucht. Hierfür wurde ein Verfahren entwickelt, welches eine indirekte Bestimmung der Fließkurven im aufgekohlten Material erlaubt. Es wurde angewendet, um diese Daten für den in den experimentellen und numerischen Untersuchungen verwendeten Einsatzstahl 16MnCr5 zu bestimmen. Über hierzu entwickelte Benutzer-Unterprogramme wurden die verwendeten Simulationsprogramme befähigt, die Umformsimulation basierend auf unterschiedlichen Fließeigenschaften im Kern- bzw. Randbereich der Vorformen durchzuführen.

Zur Bewertung der beim Umformen auftretenden thermischen und mechanischen Werkzeugbeanspruchungen wurde ein Verfahren erarbeitet, welches diese für die Berechnungspraxis äußerst wichtigen Daten ermittelt. In Anbetracht der Komplexität verzahnter Bauteile wurde auch bei diesem Verfahren eine Variante gewählt, die die Berechnungen in akzeptablem Zeitrahmen vollziehen kann. Diese Funktionalität wurde über ein hierzu geschriebenes Rechenprogramm implementiert.

Zukünftige Untersuchungen sollten die vordringlichen Forderungen fokussieren, welche mit der Implementierung von Simulationsverfahren in der Schmiedeindustrie verknüpft sind: Ein wesentliches Element ist eine Verkürzung der zur Prozeßsimulation benötigten Rechenzeiten. Der derzeitige Belastungsdruck macht es für die in der Werkzeugkonstruktion tätigen Ingenieure erforderlich, die komplette Prozeßsimulation über Nacht durchführen zu können, um am darauffolgenden Tag bereits die Auswertung der Simulationsergebnisse vorzunehmen und eventuelle Variantenmodelle zu erstellen. Die stetige Leistungssteigerung in der Mikroprozessortechnik einerseits und die Implementierung effizienter Parallelisierungsverfahren zur Verkürzung der

Rechenzeit durch Verteilung auf mehrere Prozessoren andererseits werden diese Forderung in naher Zukunft erfüllen können.

Parallel zu den Maßnahmen zur Beschleunigung eines einzelnen Rechenlaufes sind für die Entwicklung der Simulationssoftware folgende Ziele anzustreben:

1. Erhöhung der Stabilität: Der Berechnungsingenieur muß sich darauf verlassen können, am nächsten Morgen bzw. zu dem von Ihm vorgesehenen Zeitpunkt Ergebnisse zur Verfügung zu haben, die Ihn bei seiner weiteren Arbeit unterstützen. Demzufolge muß die Software mit 'Intelligenz' ausgestattet werden, welche die Ursachen möglicher Programmabbrüche erkennt und selbständig beheben kann.
2. Erhöhung der Genauigkeit: Je besser das reale Prozeßverhalten im Rechenmodell abgebildet wird, um so stärker wird auch die Akzeptanz der numerischen Simulationsverfahren in der Schmiedeindustrie. Wenn ein Prozeß in der Simulation keine Probleme erkennen läßt, im realen Versuch aber Schmiedefehler hervorruft, ist die mit dem Einsatz der Simulation erhoffte Wirtschaftlichkeitssteigerung verloren. Die größten Unsicherheitsquellen sind neben nicht problemangepaßter Vernetzung in den verwendeten Materialdaten und den zum Einsatz kommenden Reib- und Wärmeübergangsgesetzen zu finden. Beide Aspekte sind bereits seit geraumer Zeit Thema intensiver Forschungsbedingungen. Wegen der besonderen Prozeßbedingungen in der Präzisionsschmiedetechnik müssen beide Aspekte gezielt betrachtet werden.

Literatur

- [1] ADAMS, B.: *Verfahren und Fertigungssystem zum Präzisionsschmieden von Zylinderrädern.*
Dr.-Ing. Dissertation Universität Hannover, 1990
- [2] BEDERNA, C.: *Bestimmung des lokalen Zwischenschichtzustandes in der Massivumformung.*
Fortschr.-Ber. VDI Reihe 2 Nr. 416, Düsseldorf, 1997
- [3] BEHRENS, A., LANDGREBE, D.: *Berechnung statischer und dynamischer Matrizenbelastungen mit der FEM.*
Umformtechnik 31. Jahrgang, Heft 2/97, S. 36-39
- [4] BEHRENS, B.-A.: *Entwicklung eines automatisierten Präzisionsschmiedeprozesses mit integrierter Qualitätsprüfung.*
Fortschr.-Ber. VDI Reihe 2 Nr. 445, Düsseldorf, 1997
- [5] BESDO, D.: *Mechanik technischer Umformvorgänge.*
Skript zur gleichnamigen Vorlesung im WS 1980/81, Universität Hannover
- [6] BOHNSACK, R.: *Untersuchungen zum Präzisionsschmieden von Laufverzahnungen.*
Dr.-Ing. Dissertation Universität Hannover, 1999
- [7] BROß, G.: *Entwicklung eines Verfahrens zum Präzisionsschmieden von Pkw-Pleueln.*
Dr.-Ing. Dissertation Universität Hannover, 1998
- [8] BRUCELLE, O., BERNHART, G.: *Methodology for service life increase of hot forging tools.*
Journal of Materials Processing Technology Bd. 87 Nr. 1-3, 1999, S. 237-246
- [9] DOEGE, E. ET. AL.: *Fließkurvenatlas metallischer Werkstoffe: mit Fließkurven für 73 Werkstoffe und einer grundlegenden Einführung.*
München [u.a.] : Hanser, 1986
- [10] DOEGE, E., ADAMS, B.: *Verfahren und Vorrichtung zum Schmieden von schrägverzahnten Zahnrädern.*
Deutsches Patent DE 3915969 A1 vom 17.05.1989
- [11] DOEGE, E., ROTARESCU, M.-I., NEUBAUER, I.: *Solution Accuracy of Finite-Element Modelling Techniques in Simulation of Cold Massive Forming.*
NAFEMS World Congress '97 on Design, Simulation & Optimisation, Reliability & Applicability of Computational Methods, Stuttgart, Germany, 9.-11. 04. 1997, S. 347-358
- [12] DOHMEN, P.M.: *Weiterentwicklung, Einsatz und Überprüfung eines Finite-Elemente-Systems für die Analyse praxisrelevanter Phänomene in der Umformtechnik.*
Umformtechnische Schriften Bd. 29, Verlag Stahleisen GmbH, Düsseldorf, 1991

- [13] FLEISCHER, M.: *Auslegung ausgewählter Schmiedeprozesse mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode.*
Umformtechnische Schriften Bd. 67, Verlag Stahleisen GmbH, Düsseldorf, 1996
- [14] GEIGER, R., HÄNSEL, M.: *Net-shape-Umformung.*
Umformtechnik 29. Jahrgang, Heft 4/95, S. 218-224
- [15] GERHARDT, J.: *Numerische Simulation dreidimensionaler Umformvorgänge mit Einbezug des Temperaturverhaltens.*
Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 1989
- [16] GOSH, S.: *A new finite element description for simulation of metal forming processes.*
Tagungsbeitrag 3rd International Conference on numerical methods in industrial forming processes. Fort Collins, U.S.A., 26.-30.06.89, S. 159-164
- [17] HAFERKAMP, H. ET AL.: *Prozeßintegriertes Härten ermöglicht automatische Herstellung von Präzisionsschmiedeteilen.*
Maschinenmarkt Heft 16/1999, S. 128-130
- [18] HO-LE, K.: *Finite element mesh generation methods: a review and classification.*
Comp. Aid. Des. 20, 1988, S. 27-38
- [19] HUETINK, J.: *On the simulation of thermo-mechanical forming process*
Dissertation Technische Hogeschool Twente, 1986
- [20] KADA, O. ET AL.: *Calculation of Isothermal Flow Stress by Combination of FEM and Simple Compression Test.*
Annals of the CIRP Vol. 47, Nr. 1, 1998, S. 185-188
- [21] KIM, H.-Y.: *Ein Beitrag zur numerischen Simulationsrechnung des Umformprozesses mit Hilfe der inkrementellen starr-plastischen Formulierung.*
Dr.-Ing. Dissertation RWTH Aachen, 1989
- [22] KLEIN, K.: *Numerische Modellierung des Pulverpressens und Sinterschmiedens von Magnesiumlegierungen.*
Fortschr.-Ber. VDI Reihe 2 Nr. 561, Düsseldorf, 2000
- [23] KNÖRR, M.: *Auslegung von Massivumformwerkzeugen gegen Versagen durch Ermüdung.*
Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York, 1996
- [24] KNÖRR, M. ET AL.: *Rechnergestützte Werkzeugauslegung für die Massivumformung.*
in: Neuere Entwicklungen in der Massivumformung, Fellbach (Deutschland) 13.-14.06.1995. Oberursel, DGM Informationsgesellschaft, 1995 S. 401-420
- [25] KOCH, M.: *Betrachtungen zum Einsatz der expliziten FEM in der Massivumformung.*
Umformtechnische Schriften Bd. 78 Shaker Verlag, Aachen, 1998
- [26] KUDO, H., MATSUBARA, S.: *Joint Examination Project of Validity of Various Numerical Methods for the Analysis of Metal Forming Processes.*

- in: Lippmann, H. (Hrsg.): Metal Forming Plasticity Symposium Tutzing, Deutschland, 28.08.-03.09.1978, Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 1979, S. 379-403
- [27] LANGE, K. ET AL.: *Tool life and tool quality in bulk metal forming.*
Annals of the CIRP, Vol. 41, Nr. 2, 1992, S. 667-676
- [28] LANGE, K., SZENTIMIHÁLYI, V.: *FE-Prozeßsimulation als Beitrag zur Optimierung von Werkzeugen zum Kalt-Querfließpressen schrägverzahnter Stirnräder.*
in: Neuere Entwicklungen in der Massivumformung, Fellbach (Deutschland) 08.-09.06.1993. Oberursel, DGM Informationsgesellschaft, 1993, S. 343-363
- [29] LANGE, K. ET AL.: *Prozeßsimulation und Werkzeugverformung bei dreidimensionalen Umformvorgängen.*
in: Lange, K; Dohmen, H.G. (Hrsg.): Präzisionsumformtechnik Springer-Verlag Berlin u. a., 1990, S. 233-256
- [30] LI, J. H.: *Untersuchung der Wirkflächenreibung für die Finite-Elemente-Simulation der Massivumformung.*
Fortschr.-Ber. VDI Reihe 2 Nr. 374, Düsseldorf, 1996
- [31] LINDNER, H.: *Präzisionsschmieden.*
Werkstatt und Betrieb, Band 116 (1983) Heft 10, Seite 605-609
- [32] LIPPMANN, H.; MAHRENHOLTZ, O.: *Feststellung des gegenwärtigen Standes der Plastizitätstheorie und Auswertung ihrer Ergebnisse für die praktische Anwendung in der Umformtechnik.*
Techn. Hochschule Hannover, Lehrstuhl u. Inst. f. Mechanik 1963. Forschungsauftrag der DFG Pe 36/4
- [33] LUGINSLAND, J.: *Numerische Verfahren zur Simulation umformtechnischer Vorgänge.*
Dr.-Ing. Dissertation, Universität Stuttgart, Deutschland, 1991
- [34] MAGES, W. J.: *Präzisionsschmieden - Eine Alternative zu spanabhebenden und abtragenden Fertigungsverfahren.*
Neuere Entwicklungen in der Massivumformung. Seminar am Forschungsinstitut Umformtechnik, Stuttgart, 26.-27.6.1979, Beitrag Nr. 8, Seite 1-27
- [35] MAGES, W. J.: *Präzisionsschmieden.*
wt - Werkstatttechnik, Band 69 (1979) Heft 9, S. 541-548
- [36] MATHIEU, H.: *Ein Beitrag zur Auslegung von Stadienfolgen beim Gesenkschmieden mit Grat.*
Fortschr.-Ber. VDI Reihe 2 Nr. 213, Düsseldorf, 1991
- [37] MCMEEKING, R.M., RICE, J.R.: *Finite element formulations for problems of large elastic-plastic deformation.*
International Journal of Sol. Struct. 11, 1975, S. 601-616

- [38] N. N.: *Seminar Notes „MSC/SuperForge Introductory Course“*.
The MacNeal-Schwendler Corporation, 1998
- [39] NÄGELE, H.: *Simulation des Herstellungsprozesses präzisionsgeschmiedeter Zahn-
räder mit der Finite-Elemente Methode*.
Fortschr.-Ber. VDI Reihe 20 Nr. 160, Düsseldorf, 1995
- [40] NEUBAUER, I.: *Neue Möglichkeiten zur Analyse der Präzisionsumformung von
schrägverzahnten Zahnradern*.
Tagungsband MSC Anwenderkonferenz 21.-22.06.1999, Weimar, Deutschland, S.
11.1-11.9
- [41] PARK, Y.B., YANG, D. Y.: *Application of recurrent boundary condition to finite ele-
ment analysis of three-dimensional forming with twisted shapes*.
Proc. 5th International Conference on Technology of Plasticity, Columbus, Ohio,
USA, 7.-10. 10. 1996, S. 415-418
- [42] PARTEDER, E., BÜNTEN, R.: *Determination of flow curves by means of a compres-
sion test under sticking friction conditions using an iterative finite-element procedure*.
Journal of Materials Processing Technology Bd. 74, 1998, S. 227-233
- [43] POLLEY, W.: *Untersuchungen zum Gravurfüllungsverhalten beim Präzisions Schmie-
den von Aluminiumknetlegierungen*.
Fortschr.-Ber. VDI Reihe 2 Nr. 477, Düsseldorf, 1998
- [44] RAMMELKAMP, J., DUNG, N.L., MAHREHOLTZ, O.: *2D- und 3D-FE Simulation
von Umformprozessen auf Rechnern mittlerer Kapazität und auf Kleinrechnern*.
in: Lange, K; Dohmen, H.G. (Hrsg.): *Präzisionsumformtechnik* Springer-Verlag Ber-
lin u. a., 1990, S. 271-285
- [45] ROLL, K.: *Einsatz numerischer Näherungsverfahren bei der Berechnung von Verfah-
ren der Kaltmassivumformung*.
Springer Verlag, Berlin Heidelberg New York, 1982
- [46] ROLL, K. ET AL.: *Simulation von Umform-/Gesenk Schmiedeprozessen - Derzeitige
Möglichkeiten und Grenzen*.
in: CAD/CAM in der Schmiedeindustrie, Fachtagung IDS u. MEC, Hagen (Deutsch-
land), 23.-24.06.1988, S. 1-39
- [47] SACHS, G.: *Zur Theorie des Ziehvorganges*.
Zeitschrift für angewandte Mathematik und Mechanik, 7, 1927, S. 235-236
- [48] SCHMIEDER, F.: *Beitrag zur Fertigung von schrägverzahnten Stirnrädern durch
Querfließpressen*.
Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 1992
- [49] SCHMIDT, I.; SCHULZ, M.: *Einflußgrößen auf die Leistungsfähigkeit einsatzgehärte-
ter Zahnräder*.
AWT-Tagung Einsatzhärten, 12.-14.4.1989, Darmstadt

-
- [50] SCHNEIDERS, R.J.: *Remeshing-Algorithmen für dreidimensionale Finite-Element-Simulationen von Umformprozessen*.
Aachener Beiträge zur Informatik 4, Verlag der Augustinus-Buchh., 1993
- [51] SIEBEL, E.: *Kräfte und Materialfluß bei der bildsamen Formänderung*.
Stahl und Eisen 45, 1925, S. 1563-1566
- [52] SIEBEL, E., POMP A.: *Zur Weiterentwicklung des Druckversuches*.
Mitteilungen des Kaiser-Wilhelm-Instituts für Eisenforschung 10, 1928, S. 55-62
- [53] STECK, E.: *Numerische Behandlung von Verfahren der Umformtechnik*.
Verlag W. Giradet, Essen, 1971
- [54] STEININGER, V.: *Eine Untersuchung zur FE-Simulation von Gesenkschmiedeprozessen*.
Fortschritt-Berichte VDI Reihe 2, Nr. 195 Düsseldorf, VDI-Verlag 1990
- [55] SZENTMIHÁLYI, V.: *Beitrag der Prozeßsimulation zur Entwicklung komplexer Kaltumformteile*.
Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York, 1994
- [56] TEKKAYA, A. E.: *Status and developments in the simulation of forming processes*.
Wire Bd. 48 Nr. 1 1998, S. 31-36
- [57] WEISS, U.: *Numerische Simulation von Präzisionsschmiedeprozessen mit der Finite-Elemente-Methode*.
Fortschr.-Ber. VDI Reihe 2 Nr. 146, Düsseldorf, 1987
- [58] WERNER, N.: *Algorithmen zur Kalibrierung von Finite-Elemente-Simulationsmodellen für Schmiedeprozesse*.
Fortschr.-Ber. VDI Reihe 20 Nr. 242, Düsseldorf, 1997
- [59] WESTERKAMP, C.: *Präzisionsschmieden verzahnter Antriebsselemente am Beispiel schrägverzahnter Zahnräder*.
Fortschritt-Berichte VDI Reihe 2 Nr. 427, Düsseldorf, 1997
- [60] WESTERLING, C.: *Numerische Simulation instationärer Umformprozesse*.
Fortschr.-Ber. VDI Reihe 2 Nr. 118, Düsseldorf, 1986
- [61] WIARDA, M.: *Rechnergestützte Konstruktion von Gravuren für das Präzisionsschmieden von Zahnrädern*.
Fortschr.-Ber. VDI Reihe 1 Nr. 294, Düsseldorf, 1998
- [62] YU, S., THOMPSON, E.: *A direct Eulerian finite element method for steady state elastic plastic flow*.
Tagungsbeitrag 3rd International Conference on numerical methods in industrial forming processes. Fort Collins, U.S.A. 26.-30.06.89. S. 95-103
- [63] ZIENKIEWICZ, O.C. ET AL.: *Elasto-plastic solutions of engineering problems. Initial stress, finite element approach*.
Int. J. Num. Meth. Eng. 1, 1969, S. 75-100

- [64] ZIENKIEWICZ, O. C., SCOTT, F. C.: *On the principle of repeatability and its application in analysis of turbine and pump impellers.*
International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1972, 4, S. 445-452

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name: Ingo Neubauer
geboren am: 16.09.1967
Geburtsort: Braunschweig
Familienstand: verheiratet mit Kerstin Neubauer, geb. Lemm
drei Kinder

Schulausbildung

1973-1977 Grundschule Entenfangweg, Hannover
1977-1986 Gymnasium Lutherschule, Hannover

Schulabschluß

06/1986 Allgemeine Hochschulreife

Studium

WS 1988/89 - SS 1995 Maschinenbaustudium, Universität Hannover
Fachrichtung: Entwicklung und Konstruktion

Praktika

06/1988 - 08/1988 ÜSTRA Hannoversche Verkehrsbetriebe AG, Hannover
08/1990 Volkswagen AG, Hannover
04/1994 - 07/1994 ContiTech Luftfedersysteme GmbH, Hannover

Beruf

08/1995 - 12/1999 Wissenschaftlicher Mitarbeiter der Universität Hannover,
Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen,
Leitung Prof. Dr.-Ing. E. Doege, Abteilung Numerische
Methoden
Seit 01/2000 Mitarbeiter der MSC.Software GmbH

