

FAU Studien aus dem Maschinenbau 433

**Michael Jüttner**

Bewertung von Kantenpressungen  
auf Basis von Simulationen mehrfach  
überrollter elasto-plastischer  
Kontakte



Michael Jüttner

Bewertung von Kantenpressungen auf Basis von Simulationen  
mehrfach überrollter elasto-plastischer Kontakte

# **FAU Studien aus dem Maschinenbau**

## **Band 433**

Herausgeber/-innen:

Prof. Dr.-Ing. Jörg Franke

Prof. Dr.-Ing. Nico Hanenkamp

Prof. Dr.-Ing. habil. Tino Hausotte

Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein

Prof. Dr.-Ing. Sebastian Müller

Prof. Dr.-Ing. Michael Schmidt

Prof. Dr.-Ing. Sandro Wartzack

Michael Jüttner

# **Bewertung von Kantenpressungen auf Basis von Simulationen mehrfach überrollter elasto- plastischer Kontakte**

Dissertation aus dem Lehrstuhl für Konstruktionstechnik  
(KTmfk)

Prof. Dr.-Ing. Sandro Wartzack

Erlangen

FAU University Press

2024

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek:  
Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Kontakt: Michael Jüttner, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg ([ROR https://ror.org/oof7hpc57](https://ror.org/oof7hpc57)), <https://orcid.org/0000-0002-8910-0707>

Bitte zitieren als

Jüttner, Michael. 2024. *Bewertung von Kantenpressungen auf Basis von Simulationen mehrfach überrollter elasto-plastischer Kontakte*. FAU Studien aus dem Maschinenbau Band 433. Erlangen: FAU University Press. DOI: [10.25593/978-3-96147-714-2](https://doi.org/10.25593/978-3-96147-714-2).

Das Werk, einschließlich seiner Teile, ist urheberrechtlich geschützt. Die Rechte an allen Inhalten liegen bei ihren jeweiligen Autoren. Sie sind nutzbar unter der Creative-Commons-Lizenz BY-NC.

Der vollständige Inhalt des Buchs ist als PDF über OPEN FAU der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg abrufbar: <https://open.fau.de/home>

Verlag und Auslieferung:  
FAU University Press, Universitätsstraße 4, 91054 Erlangen

Druck: docupoint GmbH

ISBN: 978-3-96147-713-5 (Druckausgabe)  
eISBN: 978-3-96147-714-2 (Online-Ausgabe)  
ISSN: 2625-9974  
DOI: [10.25593/978-3-96147-714-2](https://doi.org/10.25593/978-3-96147-714-2)

**Bewertung von Kantenpressungen auf Basis von  
Simulationen mehrfach überrollter elasto-plastischer  
Kontakte**

Der Technischen Fakultät  
der Friedrich-Alexander-Universität  
Erlangen-Nürnberg

zur  
Erlangung des Doktorgrades Dr.-Ing.

vorgelegt von

Michael Jüttner, M.Sc.

aus Nürnberg

Als Dissertation genehmigt  
von der Technischen Fakultät  
der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg

Tag der mündlichen  
Prüfung: 21.12.2023

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Sandro Wartzack  
Prof. Dr.-Ing. Eckhard Kirchner,  
TU Darmstadt

*gewidmet*

---

*meinem Opa Waldemar,  
der mich seit frühester Kindheit für Technik begeistert hat,  
meinen akademischen Werdegang aber leider nicht mehr erleben konnte.*



## Vorwort

*“The definition of an expert is someone  
who knows what not to do.”*

CHARLES WILLSON

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Zeit als wissenschaftlicher Assistent am Lehrstuhl für Konstruktionstechnik der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg (FAU). Ich möchte mich an dieser Stelle bei allen bedanken, die auf vielfältigste Art und Weise zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Prof. Dr.-Ing. S. Wartzack für die Betreuung dieser Arbeit, das mir entgegengebrachte Vertrauen und die großzügige wissenschaftliche Freiheit. Ich habe mich am Lehrstuhl für Konstruktionstechnik stets sehr wohlfühlt und bin froh, meine Reise mit dieser Arbeit in Erlangen zu beenden, wenngleich sich mehrere mögliche Abzweigungen auftaten.

Meinem Zweitgutachter Prof. Dr.-Ing. E. Kirchner sowie meinem fachfremden Prüfer Prof. Dr.-Ing. P. Weidinger danke ich für das Interesse an meiner Arbeit. Ebenso danke ich Prof. Dr.-Ing. S. Müller für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Ganz besonderer Dank gilt meinem ehemaligen Gruppenleiter Prof. Dr.-Ing. S. Tremmel, mit dem ich bereits in Tutorientätigkeit als Student zusammengearbeitet habe. Er hat, als Dozent der Maschinenelemente, mein Interesse für die Konstruktionstechnik und Maschinenelemente geweckt und damit den Weg zu meiner wissenschaftlichen Karriere bereitet. In meiner Lehrstuhlzeit haben wir gemeinsam intensiv und mit großer Freude an der Lehre im Bereich Maschinenelemente gearbeitet. Aus dem berüchtigten „roten Meer“ habe ich nachhaltig eine akkurate und sorgsame Arbeitsweise gelernt. Der wissenschaftliche Diskurs zu meiner Forschung war stets geprägt von fundierten Ratschlägen und konstruktiver Kritik, was, zusammen mit einem freundschaftlichen Verhältnis, maßgeblich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen hat.

Auch möchte ich Prof. Dr. sc. ETH A. Hasse danken, der mich in den Anfängen meiner wissenschaftlichen Tätigkeit betreut hat. Besonders von der Anleitung und Unterstützung zum wissenschaftlichen Schreiben, im Kontext meiner ersten Veröffentlichung, werde ich ein Leben lang profitieren.

Danken möchte ich zudem der Firma Schaeffler Technologies AG & Co. KG für die Finanzierung und die sehr angenehme und vertrauensvolle Zusammenarbeit in den sechs Jahren gemeinsamer Forschung. Mein Dank gilt allen Mitarbeitern der Abteilung Rolling Bearing Fundamentals, mit denen ich zusammenarbeiten durfte. Namentlich hervorheben möchte ich dabei Prof. Dr.-Ing. O. Koch und Herrn O. Graf-Goller, als sehr nahbare und hilfsbereite Abteilungsleiter und Herrn M. Correns als Projektleiter. Ohne das mir geschenkte Vertrauen und die fachlich interessanten Diskussionen, wäre die Entstehung dieser Arbeit nicht möglich gewesen.

Weiteren Dank richte ich an alle Kolleginnen und Kollegen, die mich über meine Lehrstuhlzeit begleitet haben. Namentlich aufzählen möchte ich hier die Mitglieder der Abteilung Maschinenelemente und Tribologie sowie der ehemaligen Abteilung Mechatronische Systeme für die fachlichen und fachfremden Diskussionen und das stets außerordentlich freundschaftliche Miteinander: M. Bartz, L. Dobrenizki, F. Halmos, K. Heider, D. Hochrein, M. Marian, K. Mauser, A. Meinel, M. Müller, A. Nowak, J. Jagosz, J. Kröner, M. Polzer, B. Rothammer, S. Schwarz, A. Seynstahl, T. Summ, T. Weikert, A. Winkler, S. Wirsching und R. Zhao.

Meiner Familie und ganz besonders meinen Eltern gebührt meine abschließende Danksagung. Ihr habt mich stets bedingungslos unterstützt und gefördert auf meinem Weg und seid der sichere Anker in guten und stürmischen Zeiten. Ohne euch wäre ich nie dahin gekommen, wo ich nun stehe!

Erlangen, den 21.12.2023

Michael Jüttner

# Inhaltsverzeichnis

Formelzeichen- und Abkürzungsverzeichnis . . . . .	ix
<b>1 Einleitung . . . . .</b>	<b>1</b>
1.1 Die Motivation: Kantenpressungen in Wälzlagern . . . . .	1
1.2 Die Problemstellung: Elasto-plastische Simulationen mehrfach überrollter Kanten . . . . .	2
1.3 Das Ziel: Ein Ansatz zur fundierten Bewertung von Kantenpressungen . . . . .	4
<b>2 Grundlagen und Stand der Forschung und Technik . . . . .</b>	<b>7</b>
2.1 Die Grundlagen der Plastizitätstheorie . . . . .	7
2.1.1 Das elastische Materialverhalten . . . . .	7
2.1.2 Das elasto-plastische Materialverhalten . . . . .	8
2.1.3 Die Reaktion auf zyklische Belastung: das Shakedown- verhalten . . . . .	13
2.2 Die Grundlagen der Kontaktmechanik . . . . .	15
2.2.1 Die Rahmenbedingungen des Halbraums . . . . .	16
2.2.2 Der HERTZsche Kontakt . . . . .	17
2.2.3 Die elasto-plastische Kontaktberechnung mittels SAM	21
2.2.4 Die transiente Simulation von Mehrfachüberrollungen mittels SAM . . . . .	27
2.3 Der Stand der Forschung und Technik . . . . .	29
2.3.1 Roll- bzw. Gleitkontakte . . . . .	29
2.3.2 Kantenpressungen . . . . .	37
<b>3 Handlungsbedarf und Vorgehensweise . . . . .</b>	<b>45</b>
3.1 Die Forschungslücke: eine Diskussion des Stands der Forschung . . . . .	45
3.2 Der abgeleitete Handlungsbedarf . . . . .	46
3.3 Die gewählte Vorgehensweise . . . . .	48
<b>4 Eine Näherungsmethode zur Simulation von mehrfach    überrollten Kontakten im Halbraum . . . . .</b>	<b>51</b>
4.1 Analyse der transienten Überrollungsberechnung . . . . .	51
4.1.1 Stabiler Zustand . . . . .	57
4.1.2 Effekte am Rollbeginn und -ende . . . . .	59
4.1.3 Erschließung der Näherungsmethode . . . . .	64

4.2	Beschreibung der teiltransienten Näherungsmethode . . .	67
4.2.1	Ablauf der Näherungsmethode . . . . .	67
4.2.2	Details und numerische Kunstgriffe . . . . .	71
4.3	Validierung der Näherungsmethode . . . . .	74
4.3.1	Validierungsmodelle . . . . .	74
4.3.2	Validierungsergebnisse . . . . .	75
4.4	Bewertung der teiltransienten Näherungsmethode . . . . .	87
<b>5</b>	<b>Abgeschnittene Kontakte im Halbraum . . . . .</b>	<b>89</b>
5.1	Die FEM als Referenz . . . . .	90
5.1.1	Das FEM-Modell . . . . .	91
5.1.2	Charakteristik des abgeschnittenen Kontaktes . . .	92
5.2	Kontakte im Halbraum . . . . .	103
5.2.1	Problematik von Kanten im Halbraum . . . . .	103
5.2.2	Das SAM-Modell . . . . .	105
5.2.3	Charakteristik des abgeschnittenen Kontaktes . . .	106
5.3	Diskussion des Halbraumkontaktes . . . . .	110
5.3.1	Vergleich von SAM mit FEM . . . . .	110
5.3.2	Anwendungsgrenzen für den Halbraum . . . . .	112
5.4	Bewertung der Berechenbarkeit abgeschnittener Kontakte im Halbraum . . . . .	113
<b>6</b>	<b>Ein Ansatz zur Bewertung von Kantenpressungen in mehrfach überrollten Kontakten . . . . .</b>	<b>117</b>
6.1	Die Beschreibung des Ansatzes . . . . .	117
6.2	Die Diskussion des Ansatzes . . . . .	120
6.2.1	Das erschließbare Potential des Ansatzes . . . . .	120
6.2.2	Die Grenzen des Ansatzes . . . . .	122
6.2.3	Der weitere Forschungsbedarf . . . . .	123
<b>7</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick . . . . .</b>	<b>127</b>
<b>8</b>	<b>Summary and Outlook . . . . .</b>	<b>131</b>
	<b>Anhang . . . . .</b>	<b>135</b>
	<b>Literaturverzeichnis . . . . .</b>	<b>145</b>

# Formelzeichen- und Abkürzungsverzeichnis

## Formelzeichen

<i>Symbol</i>	<i>Beschreibung</i>
$a$	Kontaktradius des HERTZschen Punktkontaktes bzw. große Ellipsenhalbachse des HERTZschen Kontaktes
$a$	Summationsindex
$A_{ijkl}$	Einflusskoeffizienten zur Berechnung der Eigenspannung
$b$	kleine Ellipsenhalbachse des HERTZschen Kontaktes
$b$	Summationsindex
$B$	Verfestigungsparameter nach SWIFT
$c$	Summationsindex
$C$	Verfestigungsparameter nach SWIFT
$C_{ijkl}$	Elastizitätstensor
$D_{kij}$	Einflusskoeffizienten zur Berechnung der plastischen Deformation
$E$	Elastizitätsmodul
$E^*$	Ersatz-Elastizitätsmodul nach HERTZ
$f$	Fließkriterium
$f$	Funktion der Freistichgeometrie
$F$	Last, vertikal wirkende Kontaktkraft
$h$	Spalt zwischen den Kontaktkörpern
$h_0, h'_0$	initialer Spalt
$J'_2$	zweite Invariante des Spannungsdeviators
$l_R$	Rollstrecke
$L$	Einflusskoeffizienten zur Berechnung der elastischen Deformation
$m$	Index bzw. Nummer der aktuellen Überrollung
$m_{\max}$	maximale Anzahl von Überrollungen
$n$	Verfestigungsparameter nach SWIFT
$n$	Index bzw. Nummer des aktuellen transienten Rechenschrittes

<b>Symbol</b>	<b>Beschreibung</b>
$n_{\max}$	maximale Anzahl von transienten Rechenschritten
$N_x, N_y, N_z$	Anzahl der Elemente der Rechengebietsdiskretisierung der SAM
$p$	Pressung, Pressungsverteilung
$p_H$	Maximum der HERTZschen Pressung
$p_K$	Kantenpressung
$R$	Radius bzw. Kugelradius
$R_{ij}$	Radien der Kontaktkörper in den Hauptkrümmungsebenen
$R_L$	Radius der Laufbahn (in Rollrichtung)
$R_R$	Radius der Laufbahnrinne (senkrecht zur Rollrichtung)
$s_{\text{eff}}$	deviatorische Vergleichsspannung nach VON MISES
$s_{ij}$	Tensor des Spannungsdeviators bzw. Tensorkomponente
$t$	Simulationszeit
$u$	Gesamtdeformation der Oberfläche
$u^{\text{el}}$	elastische Deformation der Oberfläche
$u^{\text{pl}}$	plastische Deformation der Oberfläche
$u_{ij}^{\text{pl}}$	Anteile der normalen plastischen Deformation $u_z^{\text{pl}}$ , resultierend aus den einzelnen Dehnungskomponenten $\epsilon_{ij}^{\text{pl}}$
$u_x$	laterale Gesamtdeformation
$u_x^{\text{el}}$	laterale elastische Deformation der Oberfläche
$u_x^{\text{pl}}$	laterale plastische Deformation der Oberfläche
$u_z$	normale Gesamtdeformation
$u_z^{\text{el}}$	normale elastische Deformation der Oberfläche
$u_z^{\text{pl}}$	normale plastische Deformation der Oberfläche
$x, y, z$	Achsen des kartesischen Bezugskordinatensystems
$\alpha$	Freistichwinkel, Nebenwinkel des Keilwinkels $\theta$
$\Gamma_{\text{el}}$	elastisches Rechengebiet der SAM
$\Gamma_K$	Kontaktgebiet an der Oberfläche
$\Gamma_{\text{pl}}$	plastisches Rechengebiet der SAM

<b>Symbol</b>	<b>Beschreibung</b>
$\delta$	Starrkörperverschiebung bzw. Annäherung der Kontaktpartner
$\Delta x, \Delta y, \Delta z$	Elementabmessungen des diskretisierten Rechengebietes
$\partial \lambda$	Konsistenzparameter der Fließregel
$\epsilon$	Dehnung
$\epsilon^{\text{el}}$	elastische Dehnung
$\epsilon^{\text{pl}}$	plastische Dehnung
$\epsilon_{\text{eff}}^{\text{pl}}$	effektive plastische Dehnung
$\epsilon_{ij}$	Dehnungstensor bzw. Tensorkomponente
$\epsilon_{ij}^{\text{el}}$	elastischer Dehnungstensor bzw. Tensorkomponente
$\epsilon_{ij}^{\text{pl}}$	plastischer Dehnungstensor bzw. Tensorkomponente
$\eta$	Beiwert nach HERTZ
$\theta$	Keilwinkel, Nebenwinkel des Freistichwinkels $\alpha$
$\nu$	Querdehnzahl
$\xi$	Beiwert nach HERTZ
$\xi_m$	Konvergenztoleranz der Überrollungen
$\xi_n$	Konvergenztoleranz der transienten Rechenschritte
$\rho^*$	kumulierte Krümmung nach HERTZ
$\rho_{ij}$	Krümmung der Kontaktkörper in den Hauptkrümmungsebenen
$\sigma$	Spannung
$\sigma^{\text{el}}$	elastische Spannung
$\sigma^{\text{pl}}$	Eigenspannung
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Hauptspannungen
$\sigma_{\text{F}}$	Fließgrenze bzw. Fließspannung
$\sigma_{ij}$	Spannungstensor bzw. Tensorkomponente
$\sigma_{ij}^{\text{el}}$	elastischer Spannungstensor bzw. Tensorkomponente
$\sigma_{ij}^{\text{pl}}$	Eigenspannungstensor bzw. Tensorkomponente
$\sigma_{\text{vM}}$	Vergleichsspannung nach VON MISES
$\Phi$	Fließbedingung bzw. Fließfunktion
$\chi$	Abstand der Kante vom theoretischen Kontaktzentrum

## Abkürzungen

<b>Symbol</b>	<b>Beschreibung</b>
CGM	conjugate gradient method (konjugiertes Gradienten-Verfahren)
DC-FFT	discrete convolution and fast FOURIER transformation (schnelle FOURIER-Transformation)
ELKP	elastic-linear-kinematic-hardening-plastic (elastisch-linear-kinematisch-plastisch verfestigend)
EPP	elastic-perfectly plastic (elastisch-ideal-plastisch)
FEM	Finite-Elemente-Methode
IR	Innenring
NLKP	non-linear-kinematic-hardening-plastic (nichtlinear-kinematisch-plastisch verfestigend)
RCF	rolling contact fatigue (Rollkontaktermüdung)
SAM	semi-analytische Methoden
WEA	Windenergieanlage

## Mathematische Schreibweisen

Im Rahmen der Arbeit wird von der Indexnotation Gebrauch gemacht. Die Darstellung von Tensoren zweiter Ordnung, wie Spannungen und Dehnungen, folgen dabei der Formulierung des CAUCHY'schen Spannungstensors in kartesischen Koordinaten:

$$\sigma_{ij} = \sigma_{ji} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} & \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} & \sigma_{zy} & \sigma_{zz} \end{bmatrix}$$

Weiterhin wird die EINSTEINSche Summenkonvention verwendet.

# 1 Einleitung

Wälzlager sind aus der heutigen Welt nicht mehr wegzudenken. Als Maschinenelement, das die Verbindung von drehenden mit stehenden Komponenten ermöglicht, ist das Wälzlager von kleinsten Abmessungen, zum Beispiel in der Dentaltechnik, bis hin zu sehr großen Abmessungen, zum Beispiel in Windenergieanlagen (WEA), verbaut. So vielfältig wie die Anwendungsgebiete sind auch die Lagerbauformen und die, an das Lager gestellten, Forderungen an deren Lebensdauer. Die Lebensdauer wird in der Regel auf Basis der Normen nach DIN ISO 281 [1] und DIN 26281 [2] bzw. ISO/TS 16281 [3] berechnet, welchen eine elastische Modellierung der Kontakte [4–6] zwischen Wälzkörpern und Laufbahnen mit dem Schadenskriterium der Rollkontaktermüdung (RCF<sup>1</sup>) zugrunde liegt [8–10]. Für klassische Anwendungen ist die Abschätzung der Lebensdauer, insbesondere durch Erfahrung, gut beherrscht. Aufgrund entsprechender Auslegung und optimierter Kontaktgeometrien ist die Annahme von elastischem Kontaktverhalten meist gerechtfertigt und es kommt im Betrieb nur sehr selten zu vorzeitigem Ausfällen, welche auf reine Werkstoffermüdung zurückzuführen sind [11–13].

## 1.1 Die Motivation: Kantenpressungen in Wälzlagern

Verstärkt durch die Forderung nach zunehmend höheren Leistungsdichten, werden jedoch in einigen Fällen Betriebszustände erreicht, bei denen es aufgrund ungünstiger Kontaktsituationen zu einem vorzeitigem Lagerausfall kommt. Zu diesen Situationen gehören abgeschnittene Kontaktellipsen. So können z. B. übermäßige Axiallasten oder Verkippungen zum sogenannten Kantenlauf führen [12]. Hierbei wird ein Teil der normalerweise ellipsenförmigen Kontaktfläche – vgl. Bild 1 a – durch den Laufbahnrand abgeschnitten – Bild 1 b. Dieser Effekt tritt unter anderem bei Vierpunktlagern auf, die als Blattstelllager in WEA verwendet werden [14–16]. An der Kante resultieren, wie in Bild 1 b dargestellt, lokal sehr hohe Pressungen [17, 18] – Kantenpressungen<sup>2</sup> – wodurch die angestrebte Lebensdauer aufgrund eines vorzeitigen Ausfalls ggf. nicht erreicht wird.

---

<sup>1</sup> RCF steht für die englische Bezeichnung *rolling contact fatigue*, die im deutschen Sprachraum mit *Rollkontaktermüdung* oder *Wälzermüdung* übersetzt wird [7].

<sup>2</sup> Für den Begriff Kantenpressung bzw. die zugehörigen Effekte findet sich in der englischsprachigen Literatur eine überwältigende Vielzahl verschiedener Formulierungen, wie z. B.: *edge effect*, *stress edge effect*, *stress concentration effect*, *edge stress discontinuities*, *edge loads*, *edge loading effects*.

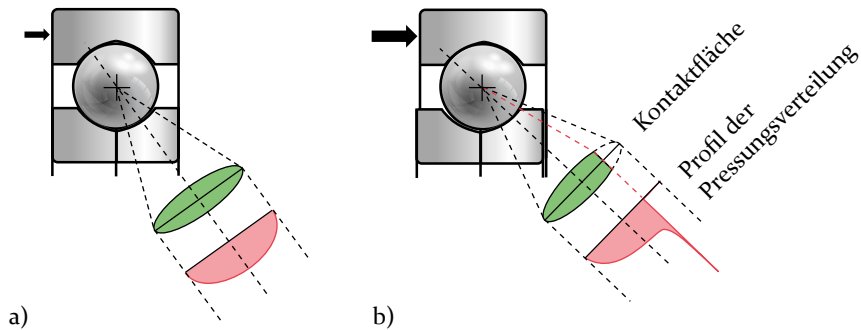


Bild 1: Schematische Darstellung der Kontaktfläche und des zugehörigen Profils der Pressungsverteilung in einem Vierpunktlager: (a) normale Axiallast mit vollständiger Kontaktellipse; (b) übermäßige Axiallast mit abgeschnittener Kontaktellipse.

## 1.2 Die Problemstellung: Elasto-plastische Simulationen mehrfach überrollter Kanten

Bei den herkömmlichen Berechnungs- und Bewertungsmethoden auf Basis elastischer Modelle stellen die Kanten numerische Singularitäten dar. Die berechneten Kantenpressungen werden theoretisch unendlich hoch [19, 20]. Wenngleich eine Spannungskonzentration vorliegt, so sind unbegrenzte Pressungswerte offensichtlich nicht realistisch. Aus der praktischen Erfahrung ist bekannt, dass es bei hohen Spannungen lokal zum Fließen des Werkstoffs kommt. Es bilden sich plastische, d. h. bleibende, Deformationen und Eigenstressungen aus. Die Deformationen verändern die Kontaktgeometrie und führen zu einer Umverteilung der Pressungen [21]. Die Eigenstressungen wirken den elastischen Kontaktspannungen entgegen [21]. Es ist somit von einer Begrenzung der tatsächlich auftretenden Pressungen und Spannungen im Bauteil durch plastische Effekte auszugehen. Für die Berechnung und fundierte Bewertung von Kantenpressungen sind rein elastische Kontaktmodelle also nicht geeignet. Vielmehr stellt die Berücksichtigung elasto-plastischen Werkstoffverhaltens eine vielversprechende, wenn nicht gar notwendige, Voraussetzung dar.

Namensgebend für Wälzlager ist der wälzende Kontakt, ein Rollen mit Gleitanteilen. Es liegt also ein vielfach überrollter Kontakt vor, der bei jeder einzelnen Überrollung durch eine nicht triviale Beanspruchungsabfolge zwischen Be- und Entlastung mit drehendem Hauptspannungssystem geprägt ist [19, P1, P2]. Bei der Berechnung der Lebensdauer wird deshalb, wie bereits genannt, RCF als Schadenskriterium zugrunde gelegt. Auch bei der Bewertung von Kantenpressungen muss folglich der Einfluss der mehrfachen Überrollung berücksichtigt werden. Dies ist insbesondere durch die erwarteten plastischen

Deformationen angezeigt, die potentiell jeweils die Kontaktverhältnisse der Folgeüberrollung verändern. Stellt sich nach einigen wenigen Überrollungen ein stabilisierter Zustand ein – der sogenannte Shakedown<sup>3</sup> [19] – oder kommt es bei jeder Überrollung zu einer fortschreitenden Plastifizierung? In letzterem Fall ist für zyklisch beanspruchte Strukturen stets mit einem vorzeitigen Versagen zu rechnen [22, 23].

Es wird deutlich, dass die fundierte Bewertung von Kantenpressungen in Wälzlagern auf Basis von elasto-plastischer Modellierung des Werkstoffs erfolgen sollte, wobei die mehrfache Überrollung berücksichtigt werden muss. Während elastische Kontaktmodelle verhältnismäßig leicht berechnet werden können, da für die klassischen Stahlwerkstoffe lineare Zusammenhänge zwischen Spannungen und Dehnungen vorliegen, ist dies bei Berücksichtigung plastischen Werkstoffverhaltens nicht mehr der Fall. In der Regel werden deshalb numerische Ansätze nötig, für deren Lösung diverse kommerzielle wie auch nichtkommerzielle Software existiert. Sehr verbreitet ist die Finite-Elemente-Methode (FEM), welche sich durch ihre universelle Einsetzbarkeit auszeichnet. Insbesondere für die Kontaktberechnung ist die FEM jedoch auch numerisch aufwändig, da das komplette Rechengebiet diskretisiert werden muss. Aus diesem Grund sind auch alternative Ansätze, wie die semi-analytischen Methoden (SAM) [24] entwickelt worden und finden, insbesondere im Feld der Kontaktmechanik, Verwendung. Da die SAM auf der Halbraumtheorie basieren, sind sie mit gewissen Einschränkungen verbunden. Weil aber nur das Kontaktgebiet diskretisiert werden muss, sind die SAM in vielen Anwendungen deutlich schneller als die FEM [24, 25]. Für die SAM existieren keine kommerziellen Lösungen, weshalb sie maßgeblich als firmeninterne Software und im Bereich der universitären Forschung (weiter-)entwickelt und angewendet werden.

Die Simulation von Rollkontakten wurde sowohl mittels FEM [26, 27] als auch mittels SAM [24, 25] bereits umgesetzt. Bei beiden Methoden führen eine erforderliche feine Vernetzung und ein transienter Ansatz zu teils sehr hohen Rechenzeiten. Enthält die Kontaktgeometrie Singularitäten, wie die hier zu berechnenden Kantenläufer, so ist lokal eine nochmals deutlich feinere Vernetzung notwendig. Diese geht zwangsläufig mit einer signifikanten Erhöhung der Rechenzeit einher, wodurch ein Einsatz im Lagerauslegungsprozess nicht praktikabel ist. Um die Rechenzeit zu verkürzen ist ein effizienteres, schnelleres Näherungsverfahren wünschenswert.

Bereits die Berechnung von Kantenpressungen in einem statischen, also nicht überrollten, Kontakt ist aufgrund der vorliegenden numerischen Singularität

---

<sup>3</sup> Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird der verbreitete englische Begriff *shakedown* als Anglizismus *Shakedown* deutschen Übersetzungen, wie z. B. Einspielen, vorgezogen.

eine Herausforderung in Bezug auf den Modellaufbau sowie die Stabilität und Konvergenz der Lösung. In der Literatur scheint die Simulation von Kantenpressungen, aufgrund von abgeschnittenen Kontaktellipsen, wenig Beachtung zu finden. Mit den sogenannten Viertelraummethoden<sup>4</sup> [28], welche auf dem Grundgerüst der SAM aufbauen, und Methoden zum allgemeineren Keilproblem [29, 30] wurden verschiedene Effekte in Kantennähe untersucht. Diese Betrachtungen verfehlen jedoch die vorliegende Problemstellung, da ausschließlich elastisches Materialverhalten berücksichtigt wurde und das Auftreten von Kantenpressungen meist durch diverse Randbedingungen umgangen wurde. Eine Auseinandersetzung mit der Simulation von Kantenpressungen scheint somit notwendig. Dies ist insbesondere von Interesse, da die Kantengeometrie die Randbedingungen der Halbraumtheorie, auf der die SAM basieren, verletzt. Es bleibt also zu untersuchen, ob und in welchen Grenzen die SAM dennoch zur Simulation von Kantenpressungen geeignet sind.

Während eine zyklische Belastung von Kanten bereits vor dem Hintergrund der Optimierung von Rollenlagern untersucht wurde [31], stellt die elasto-plastische Simulation von überrollten Kanten eine noch nicht angenommene Herausforderung dar: Es müssen die Fragen der Stabilität und Konvergenz des Modells in einem transienten Ansatz adressiert werden. Dabei müssen die enthaltenen Singularitäten und gleichzeitig die notwendige, lokal sehr feine, Diskretisierung des Rechengebietes Berücksichtigung finden.

Wird durch die herkömmlichen elastischen Berechnungsmethoden das Auftreten von Kantenpressungen deutlich, so existieren keine etablierten Methoden zur Bewertung der Kantenpressungen im Hinblick auf einen frühzeitigen Lagerausfall oder auf den Einfluss auf die Lebensdauer. Die Bewertung der Situation als kritisch oder unkritisch erfolgt dann häufig auf Basis von Erfahrungswerten. Die Formulierung eines Ansatzes, der die Simulation der mehrfach überrollten Kantenpressungen sowie die Auswertung der Ergebnisse beschreibt, sollte diese Lücke schließen.

### 1.3 Das Ziel: Ein Ansatz zur fundierten Bewertung von Kantenpressungen

Aus der Motivation ergibt sich der Bedarf, Kantenpressungen, welche durch abgeschnittene Kontaktellipsen entstehen, bezüglich eines vorzeitigen Lagerausfalls und ihres Einflusses auf die Lebensdauer von Lagern bewerten zu können.

---

<sup>4</sup> Im Englischen wird der Viertelraum als *quarter-space* bezeichnet.

**Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist deshalb ein Ansatz zur fundierten Bewertung von Kantenpressungen in Wälzlagern auf Basis von Simulationen mehrfach überrollter elasto-plastischer Kontakte.**

Wie aus der Problemstellung deutlich wird, gehört hierzu:

- Die Entwicklung eines effizienten/schnellen Näherungsverfahrens für die Simulation von Mehrfachüberrollungen,
- die Bewertung der Berechenbarkeit von Kanten im Halbraum und ggf. die Bestimmung von Anwendungsgrenzen,
- die Formulierung eines Ansatzes zur Bewertung von Kantenpressungen und die Diskussion des weiteren Forschungsbedarfs.

Die, im Rahmen der vorliegenden Arbeit untersuchten, Hypothesen und die abgeleiteten Forschungsfragen sowie die gewählte Vorgehensweise werden explizit in Kapitel 3 ausformuliert. Hierfür werden in Kapitel 2 zunächst notwendige Grundlagen behandelt und der Stand der Forschung und Technik präsentiert.

Aufgrund der Vielseitigkeit der Problematik kann im Rahmen der präsentierten Forschungsarbeit lediglich ein Beitrag zu dem Themenkomplex erbracht werden. Um das Forschungsgebiet einzugrenzen, werden die folgenden grundlegenden Rahmenbedingungen definiert:

- Es werden trockene, reibungsfreie Punktkontakte betrachtet. Die dreidimensionalen Kontaktgeometrien führen zu, teils abgeschnittenen, elliptischen Kontaktflächen.
- Die Kontaktkörper sind mit homogenem, isotropem, elasto-plastischem Werkstoffverhalten mit nichtlinearer isotroper Verfestigung modelliert. Das Werkstoffverhalten und die Belastungen sind zeitunabhängig.
- Die Berechnungen im Halbraum erfolgen auf Basis der bereits bestehenden nicht-kommerziellen firmeninternen Software TELOS<sup>5</sup>, welche die Berechnung elasto-plastischer Kontakte mittels SAM erlaubt.

---

<sup>5</sup> TELOS ist eine unveröffentlichte Eigenentwicklung des Industriepartners SCHAEFFLER TECHNOLOGIES AG & CO. KG. TELOS ist Teil der SCHAEFFLER-Berechnungskette, der Bearinx Simulation Suite [32].



## 2 Grundlagen und Stand der Forschung und Technik

### 2.1 Die Grundlagen der Plastizitätstheorie

In diesem Abschnitt werden unter dem Begriff der Plastizitätstheorie in Kürze die wichtigsten Grundlagen zum Verhalten und der Modellierung elasto-plastischer Werkstoffe zusammengefasst, die das Verständnis dieser Arbeit unterstützen.

#### 2.1.1 Das elastische Materialverhalten

Elastisches Materialverhalten ist geprägt durch den linearen Zusammenhang zwischen Spannungen und Dehnungen – das HOOKEsche Gesetz [33]. Wie aus dem schematischen Spannungs-Dehnungs-Diagramm eines duktilen metallischen Werkstoffs unter einachsigen Zug in Bild 2 a und gemäß nachfolgender Gleichung 1 zu erkennen ist, stellt der Elastizitätsmodul  $E$  den Proportionalitätsfaktor zwischen Spannung und Dehnung dar.

$$E = \frac{\sigma^{\text{el}}}{\epsilon^{\text{el}}} \quad (1)$$

Der Elastizitätsmodul ist im linearen elastischen Bereich eine Werkstoffkonstante, weshalb von der Spannung  $\sigma^{\text{el}}$  eindeutig auf die Dehnung  $\epsilon^{\text{el}}$  geschlossen werden kann und umgekehrt. Dehnungen und resultierende Verformungen sind dabei reversibel, d. h. sie bilden sich nach Entlastung vollständig zurück.

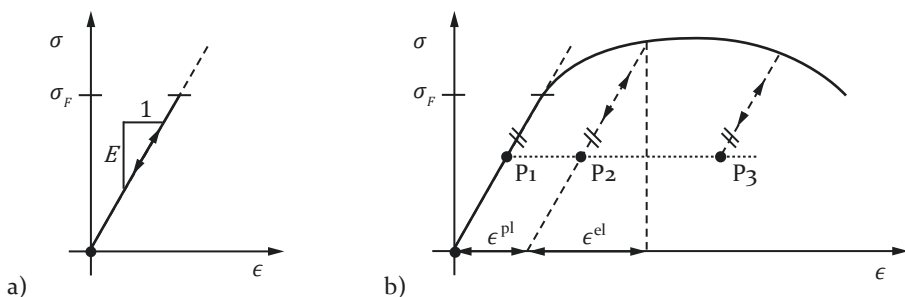


Bild 2: Schematische Spannungs-Dehnungs-Diagramme unter einachsigen Zug: (a) rein elastischer Bereich; (b) elasto-plastischer Bereich.

### 2.1.2 Das elasto-plastische Materialverhalten

Metallische Werkstoffe verhalten sich nur in einem begrenzten Beanspruchungsbereich rein elastisch. Übersteigt die Spannung eine bestimmte Höhe, erfolgt der Übergang zu inelastischem, genauer gesagt elasto-plastischem, Materialverhalten. Es liegt dann kein durchgehend linearer Zusammenhang mehr zwischen Spannungen und Dehnungen vor. Allgemein kann unterschieden werden zwischen elastisch-ideal-plastischem (EPP<sup>6</sup>), elastisch-linear-verfestigendem und elastisch-nichtlinear-verfestigendem Werkstoffverhalten – vergleiche Bild 3. Maßgebend ist dabei, dass kein eindeutiger Zusammenhang mehr zwischen Spannungen und Dehnungen vorliegt, vergleiche Bild 2 b. Wie an den Punkten P<sub>1</sub> bis P<sub>3</sub> deutlich wird, können z. B. einem Spannungswert drei Dehnungswerte zugeordnet werden. Zudem ist ein Teil der Dehnungen und zugehörigen Deformationen plastisch. Das heißt, dass bei Entlastung keine vollständige Rückfederung erfolgt, sondern es zu einer bleibenden Verformung kommt – die plastische Deformation. Daraus folgt, dass zur Bestimmung des Dehnungszustands im elasto-plastischen Beanspruchungsbereich neben dem Spannungszustand auch die Belastungsgeschichte maßgeblich ist. Die Berechnung muss deshalb in der Regel inkrementell erfolgen.

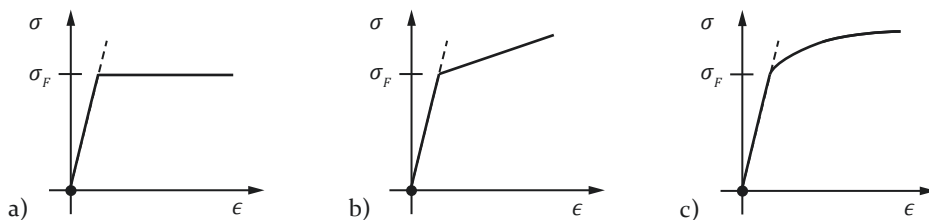


Bild 3: Schematische Spannungs-Dehnungs-Diagramme unter einachsigen Zug für verschiedene Materialverhalten: (a) elastisch-ideal-plastisch; (b) elastisch-linear-verfestigend; (c) elastisch-nichtlinear-verfestigend.

Bei Betrachtung von dreidimensionalen Problemstellungen liegen Spannungen und Dehnungen in drei Raumrichtungen vor. Die Beschreibung eines Spannungs- und Dehnungszustandes erfolgt dann über Tensoren zweiter Ordnung. Da im Rahmen dieser Arbeit keine Verwechslungsgefahr mit Vektoren oder skalaren Größen besteht, wird auf eine besonders formatierte Schreibweise der Tensoren verzichtet und die Indexnotation, z. B.  $\sigma_{ij}$  für den Spannungstensor und  $\epsilon_{ij}$  für den Dehnungstensor, verwendet.

<sup>6</sup> Aus dem Englischen: elastic-perfectly plastic.

Für kleine Dehnungen ist die additive Zerlegung des Dehnungstensors  $\epsilon_{ij}$  in einen elastischen und einen plastischen Teil zulässig, vergleiche auch Bild 2 b:

$$\epsilon_{ij} = \epsilon_{ij}^{\text{el}} + \epsilon_{ij}^{\text{pl}} \quad . \quad (2)$$

Mit dem verallgemeinerten HOOKEschen Gesetz gilt für den Spannungstensor:

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \epsilon_{kl}^{\text{el}} = C_{ijkl} (\epsilon_{kl} - \epsilon_{kl}^{\text{pl}}) \quad . \quad (3)$$

Der Elastizitätstensor  $C_{ijkl}$  ist das dreidimensionale Äquivalent zum Elastizitätsmodul  $E$ . Da im plastischen Bereich kein eindeutiger Zusammenhang zwischen Dehnungstensor und Spannungstensor besteht, werden bei der ratenunabhängigen Plastizitätstheorie die Gleichungen 2 und 3 als infinitesimal inkrementelle Beziehungen gemäß

$$d\epsilon_{ij} = d\epsilon_{ij}^{\text{el}} + d\epsilon_{ij}^{\text{pl}} \quad , \quad (4)$$

$$d\sigma_{ij} = C_{ijkl} (d\epsilon_{kl} - d\epsilon_{kl}^{\text{pl}}) \quad (5)$$

angewendet. Die inkrementelle Berechnung ermöglicht die Berücksichtigung der Beanspruchungsgeschichte, nicht jedoch der zeitlichen Entwicklung der plastischen Dehnungen. Sollen zeitabhängige Effekte untersucht werden, wie Kriech- oder Relaxationsvorgänge, so muss auf die Viskoplastizitätstheorie<sup>7</sup> zurückgegriffen werden.

Die Modellierung des Werkstoffverhaltens erfolgt in der Plastizitätstheorie durch den Dreiklang aus Fließbedingung, Verfestigungsgesetz und Fließregel.

### 2.1.2.1 Fließbedingung

Die Fließbedingung  $\Phi(\sigma_{ij}, \dots)$  liefert eine Aussage darüber, ob es für einen gegebenen Spannungstensor  $\sigma_{ij}$ , in Abhängigkeit von weiteren Einflussparametern, zum Fließen kommt, also der Werkstoff plastisch gedehnt wird. Die Fließbedingung lässt sich dabei als konvexe Fläche – die Fließfläche – im Hauptspannungsraum interpretieren, die den Bereich elastischen Verhaltens begrenzt. Liegt der Spannungszustand mit  $\Phi(\sigma_{ij}, \dots) < 0$  innerhalb der Fließfläche, so tritt rein linear elastisches Materialverhalten auf. Liegt der Spannungszustand dagegen mit  $\Phi(\sigma_{ij}, \dots) = 0$  auf der Fließfläche, liegt

---

<sup>7</sup> Die Ausführungen dieser Arbeit beschränken sich ausschließlich auf den Rahmen der ratenunabhängigen Plastizitätstheorie. Sofern nicht explizit genannt, wird im Folgenden vereinfachend mit Plastizitätstheorie stets auf die ratenunabhängige Plastizitätstheorie Bezug genommen.

plastisches Verhalten vor. Ein Spannungszustand mit  $\Phi(\sigma_{ij}, \dots) > 0$  außerhalb der Fließfläche ist für die Plastizitätstheorie nicht zulässig.

Allgemein kann man die Fließbedingung mathematisch formulieren als

$$\Phi(\sigma_{ij}, \dots) = f(\sigma_{ij}, \dots) - \sigma_F(\dots) \leq 0 \quad , \quad (6)$$

wobei die Funktion  $f(\sigma_{ij}, \dots)$  das Fließkriterium und  $\sigma_F(\dots)$  in der Regel eine skalare Fließgrenze definiert.

Für duktile Stahlwerkstoffe wird sehr häufig das Fließkriterium nach VON MISES [34] angewendet<sup>8</sup>. Dieses besagt formal, dass ein Werkstoff das Fließen beginnt, wenn die zweite Invariante  $J'_2$  des Spannungsdeviators  $s_{ij}$  einen bestimmten werkstoffabhängigen Grenzwert erreicht. Eine verbreitete Interpretation hierzu stellt das Erreichen einer bestimmten Gestaltänderungsenergiegedichte dar. Die Fließbedingung nach VON MISES kann entsprechend Gleichung 6 dargestellt werden als:

$$\Phi(\sigma_{ij}, \dots) = \sigma_{vM} - \sigma_F(\dots) \leq 0 \quad . \quad (7)$$

Das Fließkriterium stellt dabei die Vergleichsspannung nach VON MISES  $\sigma_{vM}$  dar, welche für den allgemeinen Spannungszustand  $\sigma_{ij}$  mit dem Spannungsdeviator  $s_{ij}$  definiert ist als:

$$\sigma_{vM} = \sqrt{3J'_2} = \sqrt{\frac{3}{2}s_{ij}s_{ij}} \quad (8)$$

Eine alternative Formulierung mit den Komponenten des Spannungstensors  $\sigma_{ij}$  in kartesischen Koordinaten ergibt:

$$\sigma_{vM} = \left( \frac{1}{2} [(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + (\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + 6(\sigma_{xy}^2 + \sigma_{yz}^2 + \sigma_{xz}^2)] \right)^{\frac{1}{2}} \quad (9)$$

<sup>8</sup> Andere bekannte und verbreitete Fließkriterien stammen unter anderem von TRESCA [35], MOHR-COULOMB [36] und DRUCKER-PRAGER [37]. Experimente zeigen, dass das reale Verhalten isotroper Metalle zwischen dem Fließkriterium nach VON MISES und TRESCA liegt [38, 39] – aufgrund der leichteren Implementierung in numerischen Programmen ist der Ansatz nach VON MISES vorzuziehen. Für ein ausführliches Review zu Festigkeitstheorien im 20. Jahrhundert sei auf YU [40] verwiesen.

Die Fließfläche hat damit die Form einer Zylindermantelfläche, deren Mittelachse dem hydrostatischen Spannungszustand entspricht. Im Hauptspannungsraum stellt sich dies, wie in Bild 4 a abgebildet, als Kreisfläche dar.

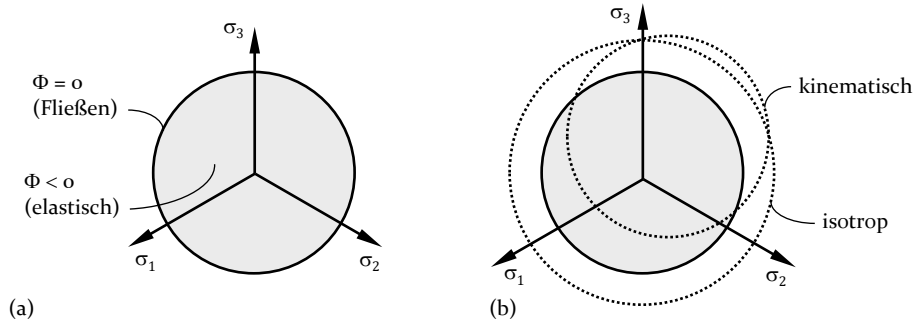


Bild 4: Darstellung der Fließfläche nach VON MISES im Hauptspannungsraum (a). Isotrope und kinematische Verfestigung der Fließfläche (b).

### 2.1.2.2 Verfestigungsgesetz

Nur bei elastisch-ideal-plastischen Werkstoffen (Bild 3 a) ist die Fließgrenze  $\sigma_F$  eine Konstante. Bei den meisten metallischen Werkstoffen hingegen tritt durch Verfestigungseffekte, in Abhängigkeit von der Belastungsgeschichte, eine Veränderung der Fließgrenze und damit auch der Fließfläche auf. Das Verfestigungsgesetz gibt entsprechend an, wie sich die Fließgrenze, in Abhängigkeit von diversen Verfestigungsparametern, verändert. Dabei gibt es zwei grundlegende Ansätze das Werkstoffverhalten zu beschreiben, vergleiche Bild 4 b. Bei isotroper Verfestigung erfolgt eine gleichmäßige Skalierung der Fließfläche, wobei deren Position im Hauptspannungsraum gleich bleibt. Bei kinematischer Verfestigung<sup>9</sup> bleibt die Größe der Fließfläche konstant, während eine Translation erfolgt. Im Gegensatz zur isotropen kann die kinematische Verfestigung den BAUSCHINGER-Effekt<sup>10</sup> [42] abbilden. Auch Kombinationen aus isotroper und kinematischer Verfestigung, mit einer Verschiebung und gleichzeitigen Vergrößerung der Fließgrenzfläche, sind möglich<sup>11</sup>.

<sup>9</sup> Das CHABOCHE-Modell [41] wird häufig zur Abbildung von nichtlinearer kinematischer Verfestigung eingesetzt.

<sup>10</sup> Der BAUSCHINGER Effekt beschreibt das Phänomen, dass sich bei Metallen eine richtungsbestimmte Veränderung der Fließspannung nach einer primären plastischen Deformation einstellt. Vereinfacht heißt das, dass sich bei einer weiter erhöhten Belastung in gleicher Richtung die Metalle verfestigen – die Fließspannung ansteigt – und bei einer Belastung in entgegengesetzter Richtung entfestigen – die Fließgrenze absinkt.

<sup>11</sup> Eine verbreitete Formulierung stammt von RAMBERG-OSGOOD [43].

## Die Fließkurve nach SWIFT

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird eine isotrope Verfestigung des Materials zugrunde gelegt. Die Fließgrenze wird dabei als Funktion der kumulierten effektiven plastischen Dehnung  $\epsilon_{\text{eff}}^{\text{pl}}$  über eine nichtlineare Fließkurve nach SWIFT [44] definiert als

$$\sigma_F(\epsilon_{\text{eff}}^{\text{pl}}) = B(C + 10^6 \cdot \epsilon_{\text{eff}}^{\text{pl}})^n \quad (10)$$

Für den Lagerstahl 100Cr6<sup>12</sup> werden die Verfestigungsparameter  $B$ ,  $C$  und  $n$  gemäß Bild 5 aus [25, 46] übernommen und es ergibt sich die dargestellte Fließkurve, welche als Fließgrenze in die Fließbedingung in Gleichung 7 eingeht.

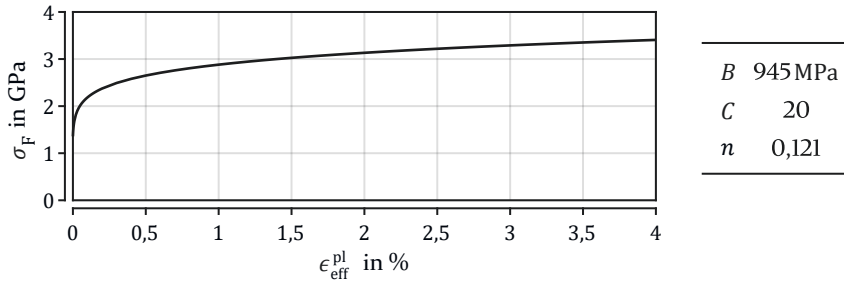


Bild 5: Fließkurve und zugehörige Verfestigungsparameter [25, 46] nach SWIFT [44] für Lagerstahl 100Cr6 (AISI 52100).

### 2.1.2.3 Fließregel

Die Fließregel beschreibt den maßgeblichen Zusammenhang zwischen dem Spannungszustand und den zugehörigen Inkrementen der plastischen Dehnungskomponenten  $d\epsilon_{ij}^{\text{pl}}$ . Ist die Fließregel mit der Fließbedingung verknüpft, spricht man von der assoziativen Fließregel, die definiert ist als:

$$d\epsilon_{ij}^{\text{pl}} = \partial\lambda \frac{\partial\Phi(\sigma_{ij}, \epsilon_{\text{eff}}^{\text{pl}})}{\partial\sigma_{ij}} \quad (11)$$

Der Gradient der Fließfläche definiert dabei die Dehnungsrichtung, während der Konsistenzparameter  $\partial\lambda$  den Betrag bestimmt. Indem die folgenden KARUSH-KUHN-TUCKER-Bedingungen gelten müssen, stellt die Fließregel

<sup>12</sup> Bei 100Cr6 handelt es sich um einen klassischen Wälzlagerstahl mit der Werkstoffnummer 1.3505, der unter anderem zur Herstellung von Kugel-, Rollen- und Nadellagern verwendet wird. Im englischsprachigen Raum ist die Bezeichnung AISI 52100 gebräuchlich. Weitere Informationen können der internationalen Norm DIN EN ISO 683-17 [45] entnommen werden.

sicher, dass sich der Spannungszustand stets auf oder innerhalb der Fließfläche befindet:

$$\partial\lambda \geq 0 \quad , \quad \partial\lambda \Phi(\sigma_{ij}, \epsilon_{\text{eff}}^{\text{pl}}) = 0 \quad \text{und} \quad \Phi(\sigma_{ij}, \epsilon_{\text{eff}}^{\text{pl}}) \geq 0 \quad . \quad (12)$$

Eine weitere Ausführung der Plastizitätstheorie ist für das Verständnis der Arbeit nicht notwendig, weshalb für weitere Details auf einschlägige Literatur, wie z. B. [19, 38, 47–49], verwiesen wird.

### 2.1.3 Die Reaktion auf zyklische Belastung: das Shakedownverhalten

Wird eine Struktur zyklisch belastet, wie das z. B. durch die Überrollvorgänge in Wälzlagern oder bei Bahnschienen der Fall ist, so lassen sich mit steigender Beanspruchungshöhe die folgenden Reaktionen elasto-plastischen Materials unterscheiden [22, 50, 51]:

- Rein elastisch (Bild 6 a): Die Beanspruchung bleibt so niedrig, dass die Fließgrenze nicht überschritten wird, weshalb in keinem Zyklus Plastifizierung auftritt. Die Reaktion ist von Beginn an rein elastisch.
- Elastischer Shakedown (Bild 6 b): Nach initialer plastischer Dehnung nimmt die Plastifizierung in darauffolgenden Zyklen ab, bis nurmehr rein elastisches Materialverhalten vorliegt. Die Reaktion erreicht also nach anfänglicher Plastifizierung einen stabilisierten rein elastischen Zustand.
- Plastischer Shakedown (Bild 6 c): Die Beanspruchung übersteigt das elastische Shakedownlimit. Es tritt in jedem Zyklus Plastizität auf. Nach anfänglich fortschreitender plastischer Dehnung stellt sich jedoch ein stabilisierter Dehnungszustand ein, der durch einen geschlossenen Zyklus bestimmt ist.
- Ratchetting (Bild 6 d): Wird das plastische Shakedownlimit überschritten, so stellt sich kein stabilisierter, geschlossener Zyklus ein. Es kommt zu einer fortschreitenden Akkumulation plastischer Dehnungen mit jedem Zyklus.

Die ersten zwei Reaktionen lassen aufgrund der stabilen elastischen Reaktion keinen vorzeitigen Ausfall der Struktur erwarten<sup>13</sup>. Erfolgt hingegen wie bei letzteren Reaktionen eine stetige Plastifizierung, so muss aufgrund von dissipativen Prozessen von einem frühen Versagen ausgegangen werden [22]. Die Ausfallkriterien stellen in diesen Fällen Kurzzeitermüdung und fortschreitende Deformation bis zum Funktionsverlust dar [23].

<sup>13</sup> Wenngleich kein vorzeitiger Ausfall zu erwarten ist, so bleibt Versagen durch Langzeitermüdung relevant [23].

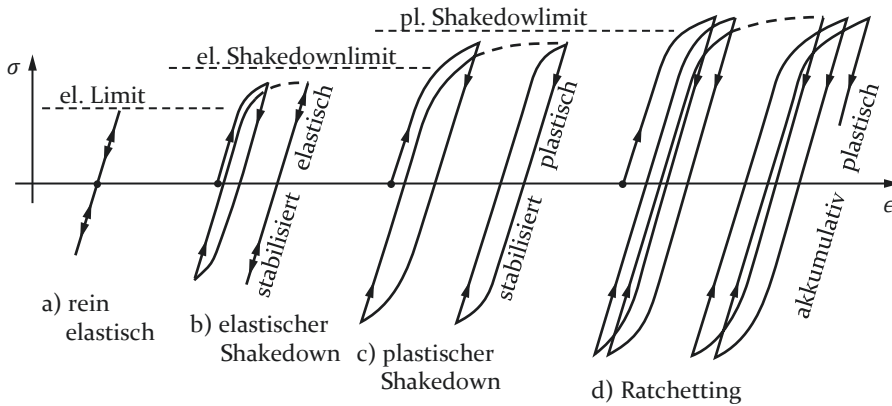


Bild 6: Schematische Darstellung des Shakedownverhaltens bei zyklischer Belastung nach [50, 51]: (a) rein elastisch; (b) elastischer Shakedown; (c) plastischer Shakedown; (d) Ratchetting.

Welches Shakedownverhalten eine Struktur zeigt, wird maßgeblich von drei Effekten beeinflusst. Zum einen geht mit plastischer Deformation der Aufbau von Eigenspannungen einher. Diese wirken einer weiteren Plastifizierung entgegen und schützen somit die Struktur [21]. Zum anderen führt die Verfestigung des Materials zu einer Veränderung der Fließfläche. Das gewählte Verfestigungsmodell hat somit maßgeblichen Einfluss auf das Shakedownverhalten. So kann bei isotroper Verfestigung ein elastischer Shakedown, bei linear-kinematischer Verfestigung ein plastischer Shakedown und bei nichtlinear-kinematischer Verfestigung Ratchetting auftreten [51, 52]. Der dritte, insbesondere für dreidimensionale Kontaktprobleme relevante, Effekt stellt zudem die Veränderung der Kontaktgeometrie durch die plastischen Deformationen dar [21, 53]. Durch die Anpassung der Konformität vergrößert sich die Kontaktfläche und die Pressungsverteilung ändert sich, wobei die Spannungen sinken.

Strategische Überlegungen zu den vielseitigen Phänomenen des Shakedowns lassen sich mindestens bis in die Anfänge des 20. Jahrhunderts zurückverfolgen [54]. Während anfangs recht strikte Annahmen zugrunde gelegt werden mussten, so konnten spätestens mit der Entwicklung numerischer Methoden in den 50er und 60er Jahren, z. B. durch komplexere nichtlineare Werkstoffreaktionen, praxisnähere Problemstellungen angegangen werden. Zu unterscheiden sind dabei zwei unterschiedliche Herangehensweisen: direkte Methoden und transiente Ansätze. Die direkten Methoden zielen, zur Bestimmung der Shakedownlimits, direkt auf die Erfassung der stationären Zustände ab, nicht jedoch auf die Analyse der schrittweisen Entwicklung

lokaler Größen bis zum potentiellen Shakedown. Dadurch sind sie verhältnismäßig schnell und eignen sich gut, wenn sehr hohe Zyklenzahlen berechnet werden sollen. Meist müssen dabei jedoch vereinfachende Annahmen, wie z. B. aufgeprägte Pressungsverteilungen etc., getroffen werden. Bei der Untersuchung zum Shakedownverhalten von Roll- bzw. Gleitkontakten im Rahmen der vorliegenden Arbeit sind jedoch gerade die gegebenenfalls stärkeren Veränderungen der Kontaktgeometrie und Pressungsverteilung sowie deren Einfluss auf das mögliche Erreichen eines Shakedowns von besonderem Interesse. Dies ist mittels transienter Ansätze möglich, welche jedoch durch hohe Anforderungen an die numerischen Methoden und Modelle sehr rechenintensiv und damit im Vergleich zu den direkten Methoden zeitintensiv sind. Ein Überblick über bestehende Arbeiten, zu den direkten Methoden und den transienten Ansätzen, wird in Unterabschnitt 2.3.1 im Rahmen der Aufarbeitung des Stands der Forschung von Rollkontakten präsentiert.

## 2.2 Die Grundlagen der Kontaktmechanik

Die Kontaktmechanik beschäftigt sich mit der Berechnung von Körpern, welche in statischem oder dynamischem Kontakt stehen. Typische Beispiele stellen der Kontakt zwischen Rad und Schiene sowie die vielfältigen Kontakte in Wälzlagern dar. Von Interesse sind dabei vor allem die Zusammenhänge zwischen Anpresskräften, Verschiebungen und Deformationen der Körper sowie den auftretenden Spannungen und Dehnungen im Kontaktgebiet. Die Kenntnis entsprechender Zusammenhänge und Größen ist maßgeblich für die weiterführende Bewertung von Tragfähigkeiten, Reibung, Verschleiß usw.

Zur Berechnung von Kontaktproblemen wird heutzutage häufig die FEM verwendet. Durch deren numerischen Ansatz bestehen nahezu keine Einschränkungen in Bezug auf die Kontaktgeometrien, die Belastungs- und Kontaktzustände sowie die Materialmodellierung. Darüber hinaus können für die FEM kommerzielle Softwarelösungen<sup>14</sup> mit anwenderfreundlicher Benutzeroberfläche bezogen werden oder sind in größeren Unternehmen bereits vorhanden. Entschiedener Nachteil der FEM ist jedoch die Notwendigkeit, große Teile der Kontaktkörper modellieren und diskretisieren zu müssen. Bei Kontaktproblemen ist jedoch meist nur ein sehr enger, begrenzter Bereich um den Kontakt herum relevant. Zudem lassen die Geometrien der kontaktierenden Oberflächen in vielen Fällen eine vereinfachte Betrachtung als Halbräume zu. In diesem vereinfachten Rahmenwerk der Halbraumtheorie wurden die Grundsteine der Kontaktmechanik gelegt.

---

<sup>14</sup> Zwei weit verbreitete Produkte sind ABAQUS von Dassault Systemes und ANSYS von Ansys Inc.

So werden die Arbeit von HERTZ [4] – zur Berührung zweier gekrümmter elastischer Körper – und BOUSSINESQ [55] – zur Berührung eines flachen zylindrischen Stempels mit einer Ebene – in den frühen 1880er Jahren als Anfänge der Kontaktmechanik gesehen [19, 20]. Ihre Ansätze, wie auch die in den folgenden Jahren für diverse unterschiedlichste Kontaktprobleme<sup>15</sup> entwickelten Ansätze, stellen im Gegensatz zur FEM keine numerischen, sondern analytische Lösungen dar. Diese werden als exakte Lösungen bezeichnet und haben den Vorteil, extrem schnell berechnet werden zu können. Erste Zusammenfassungen hierzu bieten die Bücher von GALIN [56] und GLADWELL [57]. Umfassende neuere und eher an den technischen Anwender adressierte Standardwerke stammen von JOHNSON [19] und aus dem deutschen Sprachraum von POPOV [20]. Da sich die analytischen Lösungen auf bestimmte elastische, meist axialsymmetrische Kontaktprobleme, beschränken, wurden im Halbraum die SAM entwickelt. Als Mittelweg zwischen analytischen und numerischen Methoden erlauben diese, Beschränkungen der analytischen Methoden zu umgehen und Vorteile der numerischen Methoden zu nutzen [58]. So bestehen große Freiheiten in Bezug auf Kontaktgeometrien und Lastverteilungen, es können aber weiterhin viele – auch elasto-plastische – Kontaktprobleme deutlich schneller und effizienter gelöst werden als dies mit der FEM möglich ist [24, 25]. Da ein Großteil der vorliegenden Arbeit mittels SAM berechnet wurde, wird in Unterabschnitt 2.2.1 zunächst das Konzept des Halbraums, in Unterabschnitt 2.2.2 der berühmte HERTZsche Kontakt und in Unterabschnitt 2.2.3 und 2.2.4 die SAM zur Berechnung des Einzelkontaktes und des transienten Rollkontaktes beschrieben.

### 2.2.1 Die Rahmenbedingungen des Halbraums

Werden zwei nicht konforme Körper in Kontakt gebracht, so ist die Kontaktfläche im Allgemeinen sehr klein im Vergleich zu den Abmessungen der Körper selbst bzw. zu deren Krümmungsradien im Kontakt. Die Kontaktspannungen sind dann in der Nähe des Kontaktbereichs stark konzentriert und nehmen mit zunehmender Entfernung vom Kontaktpunkt schnell ab. Somit ist lediglich der nahe Bereich um den Kontakt herum von praktischem Interesse. Unter der Voraussetzung, dass die Abmessungen der Kontaktkörper sehr groß im Vergleich zur Kontaktfläche sind, so sind die Spannungen zudem unabhängig von der kontaktfernen Geometrie der Kontaktkörper. Zur Berechnung der Spannungen kann dann in guter Näherung jeder Körper als ein halbunendlicher, elastischer Festkörper mit ebener Oberfläche – der Halbraum – betrachtet werden. [19]

---

<sup>15</sup> Kontaktprobleme lassen sich unter anderem durch die Materialgesetze (elastisch, plastisch, viskos), die Lastrichtung (Normal- und Tangentialkontakt), die Kontaktkonfiguration (vollständiger oder unvollständiger Kontakt) usw. kategorisieren [20].

Der Halbraum ist durch folgende Eigenschaften bzw. Randbedingungen definiert [19, 20]:

- Der Halbraum ist in zwei Raumrichtungen ( $x$ - und  $y$ -Richtung) unbegrenzt. In der dritten Richtung ( $z$ -Richtung) ist der Raum durch eine ebene Oberfläche  $z = 0$  einseitig begrenzt. Die positive  $z$ -Achse zeigt senkrecht in die Ebene und ist unendlich.
- Die Steigungen der deformierten und undeformierten Oberflächen sind in dem, für das Kontaktproblem relevanten, Bereich klein.
- Alle Spannungen und Verschiebungen verschwinden per Definition im Unendlichen.

Die analytischen Lösungen des Halbraums, zur Berechnung der Verschiebungen und Spannungen, basieren auf Potentialtheorien, welche für den normal belasteten Kontakt auf BOUSSINESQ [55] und für den tangential belasteten Kontakt auf CERRUTI [59] zurückgehen. Eine genauere Erläuterung hierzu, unter Angabe von Formeln in Darstellung mit Einflusskoeffizienten, erfolgt in Unterabschnitt 2.2.3 im Kontext der Beschreibung der SAM.

### 2.2.2 Der HERTZsche Kontakt

Bei Wälzlagern treten idealisiert Punkt- und Linienkontakte auf. Zur elastischen Berechnung wird als Näherung gerne der HERTZsche Kontakt verwendet. Auch zur Entdimensionalisierung von Ergebnissen elasto-plastischer Kontaktberechnungen werden die HERTZschen Lösungen herangezogen. Aufgrund ihrer Relevanz erfolgt im Folgenden ein Abriss über die wichtigsten Grundlagen.

Der HERTZsche Kontakt beschreibt den nicht-konformen Kontakt zweier gekrümmter elastischer Körper. In seiner berühmten Veröffentlichung [4] aus dem Jahr 1882 präsentiert HERTZ analytische Lösungen zur Berechnung der Pressungsverteilung und der elastischen Deformation. Da seine Ausführungen nur mit tiefgehenden mathematischen Kenntnissen verständlich sind, ergriff MUNDT die Initiative in [60] eine besser verständliche Darstellung der Theorie zu präsentieren.

Für seine Theorie stellt HERTZ die folgenden Randbedingungen auf, welche die Halbraumannahmen einschließen:

- Die Kontaktpartner bestehen aus isotropem, homogenem Material, welches frei von Eigenspannungen ist.
- Es treten keine plastischen, sondern ausschließlich kleine, rein linear-elastische Deformationen auf.

- Die Kontaktflächen sind ideal glatt und der rein normal wirkende Kontakt ist ungeschmiert und reibungsfrei.
- Der Kontakt ist nicht konform, d. h. die Kontaktfläche ist sehr viel kleiner als die Abmessungen der Kontaktkörper und deren Radien im Kontaktbereich.

Der HERTZsche Kontakt stellt trotz oben genannter Randbedingungen noch heute oftmals den präferierten Ansatz dar, um in einer Vielzahl von Anwendungsfällen das reale Kontaktproblem durch einen Punkt- oder Linienkontakt anzunähern. Deshalb finden sich in diversen Fachbüchern [19, 61, 62] und Veröffentlichungen [63, 64], nochmal deutlich verständlicher und kompakter, die zur Anwendung relevanten Formeln sowie zugehörige Tabellen zur Berechnung von Pressungen, Oberflächendeformationen und Spannungsfeldern. Für Ansprüche, die über die folgenden Ausführungen hinausgehen, sei auf diese Quellen verwiesen.

In Bild 7 ist der HERTZsche Kontakt für den allgemeinen Fall zweier gekrümmter Körper dargestellt.

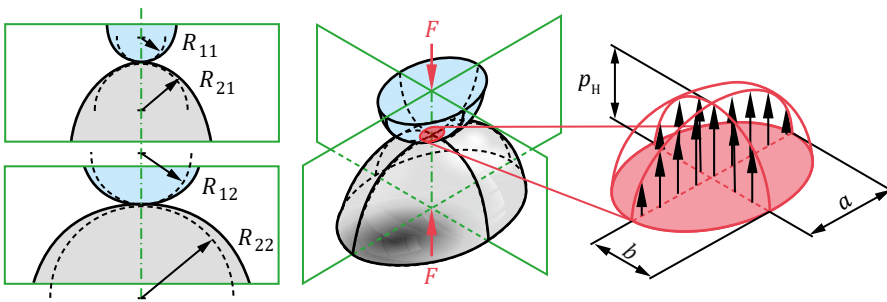


Bild 7: Schematische Darstellung des Kontaktes zweier gekrümmter Körper nach der HERTZschen Theorie. Nach [65].

Für eine Last  $F$  berechnet sich die maximale HERTZsche Pressung  $p_H$  als:

$$p_H = \frac{3F}{2\pi ab} \quad , \quad (13)$$

wobei  $a$  die große und  $b$  die kleine Halbachse der resultierenden elliptischen Kontaktfläche sind und selbst wiederum definiert sind gemäß:

$$a = \xi \cdot \sqrt[3]{\frac{3F}{E^* \rho^*}} \quad \text{und} \quad b = \eta \cdot \sqrt[3]{\frac{3F}{E^* \rho^*}} \quad . \quad (14)$$

Bestehen die zwei Kontaktkörper aus unterschiedlichen Werkstoffen, so ergibt sich der Ersatz-Elastizitätsmodul  $E^*$  aus den jeweiligen Elastizitätsmoduln  $E_1$  und  $E_2$  sowie den Querdehnzahlen  $\nu_1$  und  $\nu_2$ :

$$\frac{1}{E^*} = \frac{1}{2} \left( \frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \right) . \quad (15)$$

Die kummulierte Krümmung  $\rho^*$  ergibt sich aus den Radien  $R_{ij}$  in den Hauptkrümmungsebenen der zwei Kontaktkörper, siehe Bild 7 links:

$$\rho^* = \sum \rho_{ij} = \frac{1}{R_{11}} + \frac{1}{R_{12}} + \frac{1}{R_{21}} + \frac{1}{R_{22}} , \quad (16)$$

wobei negative Radien eine konkave Krümmung und positive Radien eine konvexe Krümmung beschreiben. Die Beiwerte  $\xi$  und  $\eta$  können, in Abhängigkeit von den Krümmungsverhältnissen, aus Tabellen in einschlägiger Literatur [65] ausgelesen werden. Sie basieren auf aufwändig zu lösenden elliptischen Integralen.

Im Feld der Kontaktmechanik sowie im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird sehr häufig der Sonderfall des Kontaktes einer Kugel mit einer Ebene verwendet. Die Formeln vereinfachen sich in diesem Fall zu:

$$\left. \begin{array}{l} \rho^* = \frac{2}{R} \\ \xi = \eta = 1 \end{array} \right\} \text{ mit } R_{11} = R_{12} = R \text{ und } R_{21} = R_{22} = \infty , \quad (17)$$

woraus folgt:

$$a = b = \sqrt[3]{\frac{3FR}{2E^*}} . \quad (18)$$

Trotz der vergleichsweise simplen Kontaktgeometrie von Kugel auf Ebene, ergeben sich im Halbraum unter der Ebene komplexe mehrachsige Spannungsfelder. In Bild 8 a–f sind exemplarisch die Felder der einzelnen Komponenten des elastischen Spannungstensors  $\sigma_{ij}^{\text{el}}$ , getrennt voneinander, im dreidimensionalen Raum dargestellt. Durch Normierung der Spannungen mit der maximalen HERTZschen Pressung  $p_H$  und der Achsen mit dem Kontaktradius  $a$ , ist die Darstellung unabhängig von der Lasthöhe und dem Kugelradius. Es sei darauf hingewiesen, dass durch die Überlagerung der spannungsisometrischen Flächen eine Verfälschung der Farbdarstellung auftritt, weshalb Bild 8 zur Vermittlung eines qualitativen Eindruckes bestimmt

ist. Eine ausführliche Beschreibung der Spannungen des HERTZschen Punkt-  
kontaktes ist in [P1, P2] zu finden.

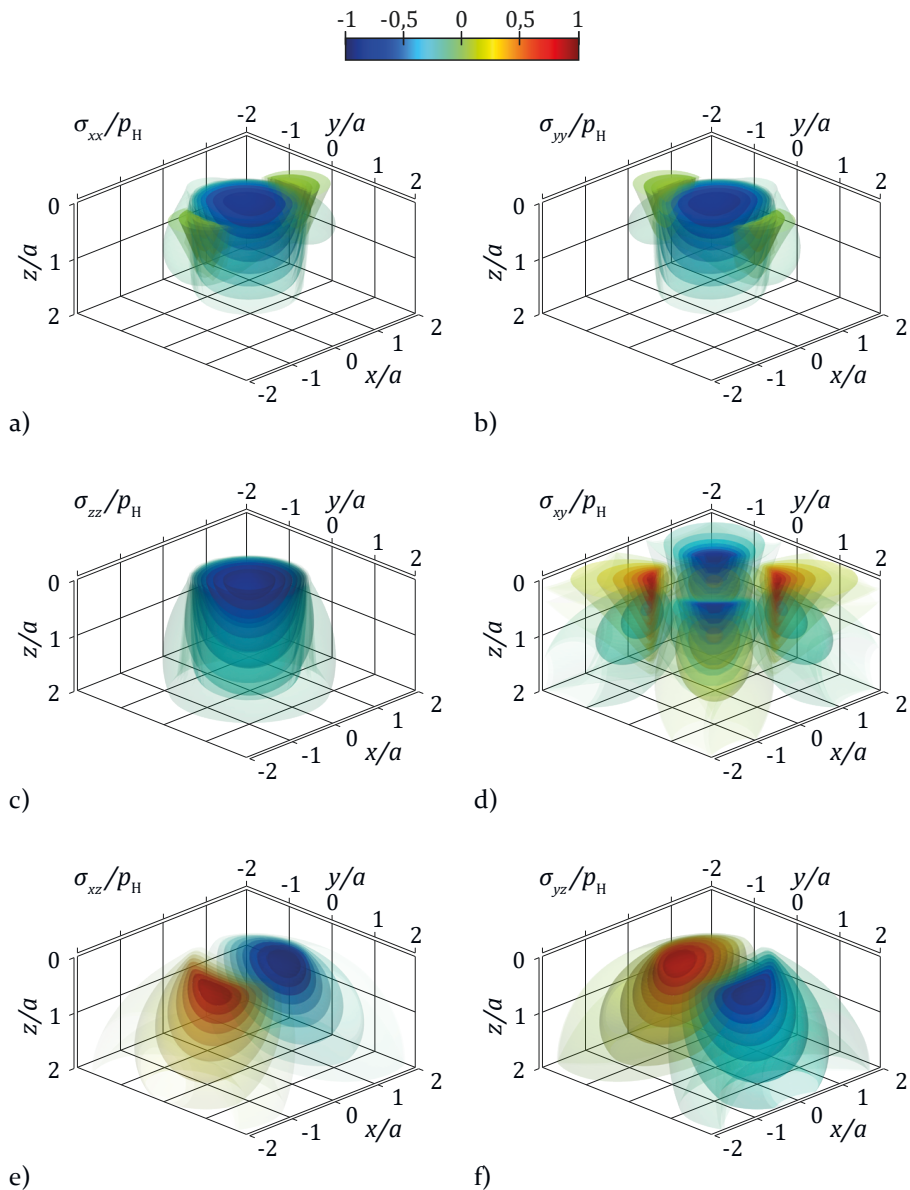


Bild 8: Exemplarische Darstellung der Felder der Komponenten des elastischen Spannungstensors  $\sigma_{ij}^e$  für den HERTZschen Kugel-Ebene-Kontakt. Nach [P2].

### 2.2.3 Die elasto-plastische Kontaktberechnung mittels semi-analytischer Methoden

Analytische Lösungen zur Kontaktberechnung beschränken sich auf bestimmte Kontaktprobleme, wie z. B. den zuvor beschriebenen HERTZschen Kontakt. Als Mittelweg zur FEM werden insbesondere in der Kontaktmechanik auch die im Folgenden beschriebenen, weniger bekannten, SAM eingesetzt.

Die SAM zur Berechnung des elasto-plastischen Kontaktes gehen zurück auf die Arbeiten von MAYEUR et al. [22] und JACQ et al. [24]. Die Methoden basieren auf einer Randintegralformulierung für den elasto-plastischen Halbraum und sind auf kleine Deformationen beschränkt. Der numerische Kern der SAM mit deren grundlegenden Methoden soll nicht Thema der vorliegenden Forschung sein. Vielmehr erfolgt deren Anwendung und gegebenenfalls eine Anpassung des Simulationsablaufs. Aus diesem Grund erfolgt im Rahmen dieses Abschnitts eine verhältnismäßig abstrakte Erläuterung der SAM mit Formulierungen auf Basis von Einflusszahlen. Auch ohne detaillierte Aufschlüsselung der Einflusskoeffizienten selbst können so die maßgeblichen Grundlagen für das Verständnis der Arbeit gelegt werden. Die Ausführungen orientieren sich dabei an der Grundlage von JACQ et al. [24, 66], in welcher der Ablauf sowie die zugrundeliegenden Algorithmen ausführlich beschrieben werden. Für eine weitere, sehr anschauliche und umfassende Beschreibung des Themenkomplexes sei auf die Dissertationsschriften von FULLERINGER [67] und aus dem deutschen Sprachraum von HAUER [68] verwiesen.

Der prinzipielle Ablauf der elasto-plastischen Kontaktberechnung mittels SAM ist in Bild 9 schematisch dargestellt. In einem iterativen Ansatz mit mehreren ineinander verschachtelten Schleifen wird der elastische Kontaktlöser sowie die plastische Schleife durchlaufen.

#### Elastischer Kontaktlöser

Im elastischen Kontaktlöser wird zunächst das elastische Kontaktproblem gelöst. Hierfür wird ein elastisches Rechengebiet  $\Gamma_{el}$  auf der Oberfläche des Halbraums in  $N_x \times N_y$  gleichförmige Rechtecksflächen der Abmaße  $\Delta x$  und  $\Delta y$  diskretisiert, siehe Bild 10. Im jeweiligen Elementmittelpunkt werden die Kontaktgrößen berechnet und als konstant über dem Element betrachtet. Dabei werden lediglich Deformationen senkrecht, nicht jedoch parallel, zur Oberfläche berücksichtigt.

Das Kontaktproblem ist für einen trockenen, rein vertikal belasteten Kontakt durch die gekoppelten Gleichungen für das Kräftegleichgewicht (Glei-

chung 19), den Spalt zwischen den Körpern (Gleichung 20) und zusätzliche Kontaktbedingungen (Gleichung 21 und Gleichung 22) bestimmt.

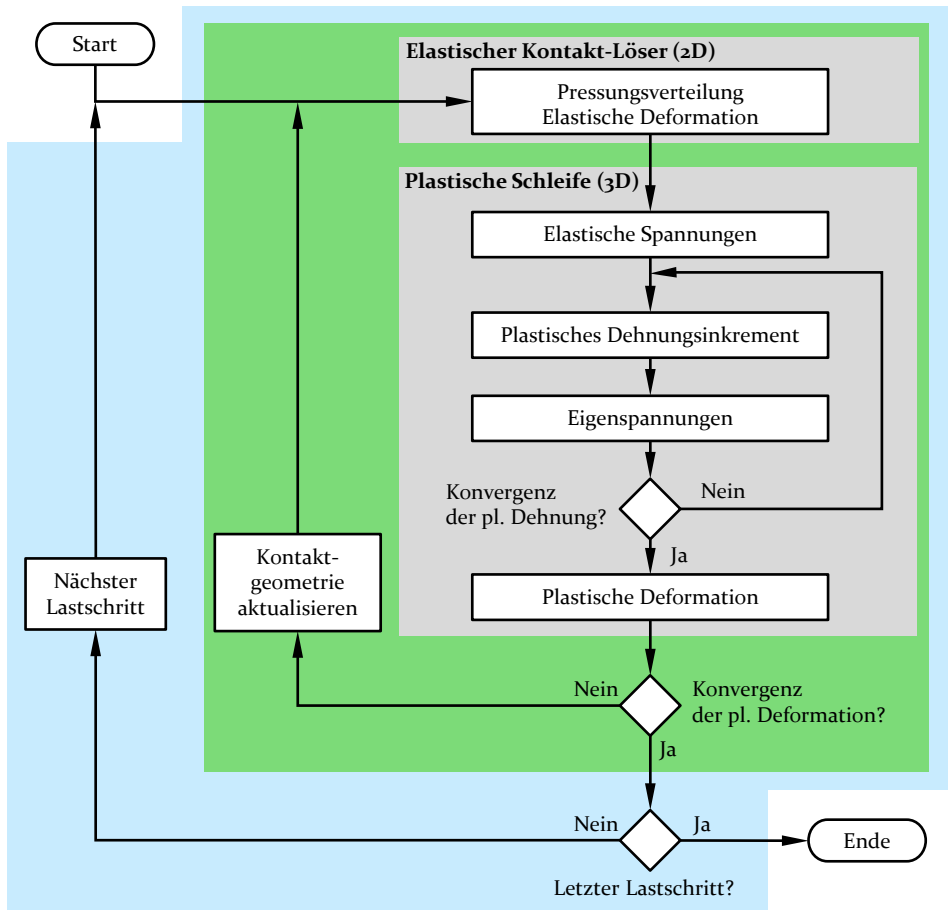


Bild 9: Ablaufschema der elasto-plastischen Kontaktberechnung mittels SAM.

Damit das Kräftegleichgewicht erfüllt ist, muss sich die Kontaktkraft  $F$  durch Integration der Pressung über das diskretisierte Rechengebiet  $\Gamma_{el}$  gemäß

$$F = \int p(x, y) d\Gamma_{el} \quad (19)$$

ergeben. Der Spalt  $h$  am Punkt  $P(x, y)$  zwischen den Kontaktkörpern wird bestimmt durch den initialen Spalt  $h_0$ , die Starrkörperverschiebung  $\delta$  und die Gesamtdeformation  $u$  beider Körper, vergleiche Bild 11:

$$h(x, y) = h_0(x, y) + \delta + u(x, y) \geq 0 \quad . \quad (20)$$

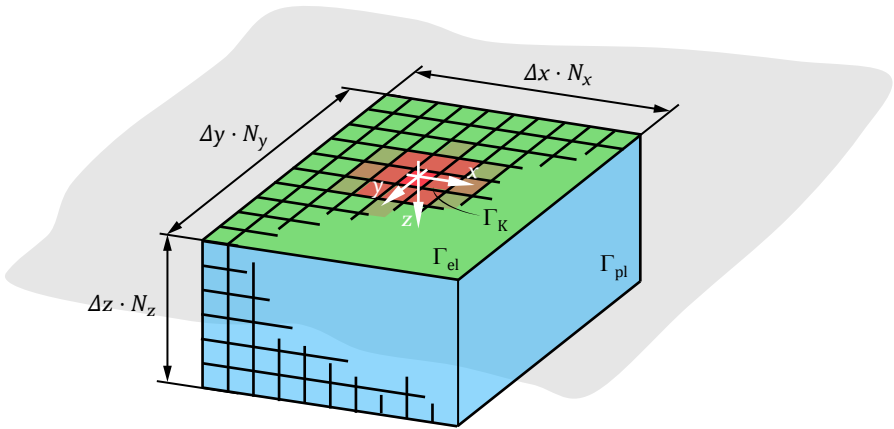


Bild 10: Schematische Darstellung des Halbraums mit dem elastischen und plastischen Rechengebiet  $\Gamma_{el}$ ,  $\Gamma_{pl}$  und der Kontaktzone  $\Gamma_K$ . Diskretisiert in  $N_x \times N_y \times N_z$  Elemente.

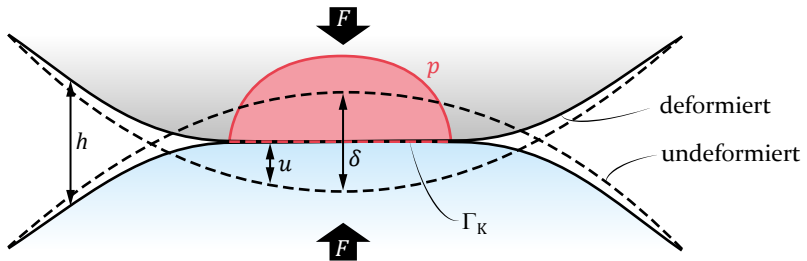


Bild 11: Schnittdarstellung des elastischen Kontaktproblems zweier Körper nach [24].

Dabei gilt, dass in der Kontaktzone  $\Gamma_K$  kein Spalt vorliegt, jedoch eine Pressung vorhanden ist:

$$h(x, y) = 0 \quad \text{und} \quad p(x, y) \geq 0 \quad \text{wenn} \quad P(x, y) \in \Gamma_K \quad . \quad (21)$$

Sind die Körper außerhalb der Kontaktzone durch einen Spalt getrennt, so kann keine Pressung vorliegen:

$$h(x, y) \geq 0 \quad \text{und} \quad p(x, y) = 0 \quad \text{wenn} \quad P(x, y) \notin \Gamma_K \quad . \quad (22)$$

Zur Bestimmung des Spalts  $h$  in Gleichung 20, müssen die Deformationen der Oberfläche bestimmt werden. Die Gesamtdeformation  $u$  setzt sich dabei zusammen aus den elastischen und plastischen Deformationen der beiden Körper:

$$u(x, y) = u^{el}(x, y) + u^{pl}(x, y) \quad . \quad (23)$$

Plastische Deformationen  $u^{\text{pl}}$  sind anfangs nicht vorhanden und können erst später in der plastischen Schleife berechnet werden. Die elastischen Deformationen hingegen werden für den diskretisierten Halbraum mittels Einflusskoeffizienten  $L$  gemäß

$$u^{\text{el}}(x, y) = \frac{1 - \nu^2}{\pi E^*} \sum_{a=1}^{N_x} \sum_{b=1}^{N_y} L(x - a, y - b) F(a, b) \quad (24)$$

berechnet. Dem Ansatz liegen die, für den Halbraum typischen, Potentialfunktionen von BOUSSINESQ [55] zugrunde, welche ein Sonderfall der PAPKOVICH-NEUBER-Potentiale sind. Diese stellen einen Zusammenhang zwischen einer vertikal wirkenden Einzelkraft auf der Halbraumoberfläche und den resultierenden Verschiebungen dar. LOVE beschäftigte sich eingehend mit der Elastizitätstheorie [69], entwickelte die Potentialmethoden weiter und präsentierte Lösungen für die Einflusskoeffizienten spezieller Anwendungsfälle [70]. Der Fall von gleichmäßiger Pressung auf einer Rechtecksfläche kann für die diskretisierte Oberfläche des Halbraums angewendet werden. Eine beliebige Last-, bzw. Pressungsverteilung kann nach dem Superpositionsprinzip durch die Summe über alle Oberflächenelemente  $N_x \times N_y$  erfasst werden. Die Einflusskoeffizienten  $L$  können aus [68, 71] abgeleitet werden. Auch die Berücksichtigung von vertikalen Deformationen, welche aus tangentialen Flächenlasten<sup>16</sup> [74] resultieren, ist auf ähnliche Weise auf Basis von Potentialfunktionen von CERRUTI [59] möglich.

Das Gleichungssystem aus Gleichung 19 bis Gleichung 22 muss simultan gelöst werden. Dies gelingt über das Variationsprinzip nach KALKER [75, 76], das die absolute komplementäre Verzerrungsenergie unter Einhaltung der Kontaktbedingungen minimiert. Das so beschriebene elastische Kontaktproblem mit seinen Ansätzen wird iterativ auf Basis des konjugierten Gradienten-Verfahrens (CGM<sup>17</sup>) nach Polonsky und KEER [77] gelöst. Die Anwendung der schnellen FOURIER-Transformation (DC-FFT<sup>18</sup>) nach LIU et al. [78], zur Berechnung der in den Gleichungen enthaltenen zweidimensionalen Faltungen (vergleiche Gleichung 24), beschleunigt die Berechnung signifikant. Die Pressungsverteilung  $p$  sowie die elastische Deformation der Oberfläche  $u^{\text{el}}$  stellen das Ergebnis des elastischen Kontaktproblems dar.

<sup>16</sup> Im Rahmen der Arbeit werden keine tangentialen Lasten berücksichtigt, da die Kontakte als reibungsfrei angenommen werden. BOUCLY et al. erweiterten die SAM, zusätzlich zur Berücksichtigung der tangentialen Lasten, auch auf damit verbundene thermo-elasto-plastische Kontakte [72, 73].

<sup>17</sup> Aus dem Englischen: conjugate gradient method.

<sup>18</sup> Aus dem Englischen: discrete convolution and fast FOURIER transformation.

## Plastische Schleife

Während zur Lösung des elastischen Kontaktproblems nur eine zweidimensionale Diskretisierung des Rechengebietes an der Oberfläche notwendig ist, müssen zur Berücksichtigung des plastischen Materialverhaltens die räumlichen Spannungs- und Dehnungsfelder unter der Oberfläche berechnet werden. Hierfür wird das zweidimensionale elastische Rechengebiet  $\Gamma_{el}$  senkrecht zur Oberfläche auf ein dreidimensionales plastisches Rechengebiet  $\Gamma_{pl}$  erweitert. Der Raum wird in  $N_x \times N_y \times N_z$  gleiche Quader mit den Abmaßen  $\Delta x$ ,  $\Delta y$  und  $\Delta z$  diskretisiert. Die Spannungs- und Dehnungsgrößen werden jeweils im Zentrum der Quader berechnet und als konstant im Quadervolumen angenommen. Durch die deutlich erhöhte Anzahl von Elementen ist die plastische Berechnung, im Vergleich zum elastischen Kontaktproblem, numerisch sehr viel aufwändiger.

Um plastische Dehnungen zu bestimmen, die sich beim Überschreiten der Fließgrenze des Werkstoffs ergeben, müssen zunächst die Spannungen bestimmt werden. Die Gesamtspannung  $\sigma_{ij}$  setzt sich dabei aus der elastischen Spannung  $\sigma_{ij}^{el}$  und aus den Eigenspannungen  $\sigma_{ij}^{pl}$ , hervorgerufen durch plastische Dehnungen, zusammen:

$$\sigma_{ij} = \sigma_{ij}^{el} + \sigma_{ij}^{pl} \quad . \quad (25)$$

Die Berechnung des räumlichen elastischen Spannungsfelds  $\sigma^{el}$  erfolgt im Halbraum, ähnlich der der elastischen Deformation der Oberfläche, auf Basis von Einflusskoeffizienten, die auf die BOUSSINESQ-Potentiale zurückgehen. LOVE präsentierte auch für die Berechnung der elastischen Spannungsfelder, resultierend aus Flächenlasten, erstmals entsprechende analytische Lösungen [70]. Die Berechnung der elastischen Spannungsfelder stellt dabei eine sehr häufige Fragestellung in der Kontaktmechanik dar. Diverse äquivalente Lösungen sind deshalb leicht in Veröffentlichungen, unter anderem in [19, 24, 68], zu finden. Auf einen Abdruck wird deshalb an dieser Stelle verzichtet.

Die Berechnung der Eigenspannungen  $\sigma_{ij}^{pl}$  geht zurück auf die Arbeiten von CHIU [79, 80], welche von JACQ et al. [24] für die SAM eingesetzt und weiterentwickelt wurden. Die Eigenspannungen an einem Punkt  $P(x, y, z)$  lassen sich ebenfalls vereinfacht mit Einflusskoeffizienten darstellen gemäß:

$$\sigma_{ij}^{pl}(x, y, z) = \sum_{a=1}^{N_x} \sum_{b=1}^{N_y} \sum_{c=1}^{N_z} A_{ijkl}(x - a, y - b, z + c) \epsilon_{kl}^{pl}(a, b, c) \quad . \quad (26)$$

Die Einflusskoeffizienten  $A_{ijkl}$  stellen dabei den Zusammenhang zwischen einem einzelnen, plastisch gedehnten Hexaeder und der an einem Punkt  $P(x, y, z)$  resultierenden Eigenspannung  $\sigma_{ij}^{pl}$  her. Eine ausführliche Beschreibung und eine Aufstellung der Einflusskoeffizienten  $A_{ijkl}$  findet sich in [24]. Um das gesamte plastische Dehnungsfeld zu berücksichtigen, muss gemäß Gleichung 26 über alle Elemente der Volumendiskretisierung  $N_x \times N_y \times N_z$  summiert werden. Die Berechnung des gesamten Eigenspannungsfelds ist numerisch sehr aufwändig, da die beschriebene Berechnung für jeden Punkt im Rechenggebiet  $\Gamma_{pl}$  durchgeführt werden muss. Die Bestimmung der Eigenspannungen stellt deshalb einen maßgeblichen Beitrag zur Gesamtrechnzeit dar. Für weitergehende Beschreibungen sowie alternative und neuere Ansätze sowie Weiterentwicklungen zur Berechnung von Eigenspannungen im Halbraum aufgrund von Dehnungen und Einschlüssen sei auf weiterführende Literatur verwiesen [81–87].

Aus der Gesamtspannung  $\sigma$ , nach Gleichung 25, werden die plastischen Dehnungen  $\epsilon^{pl}$  berechnet. Während von JACQ ursprünglich ein Algorithmus, basierend auf dem PRANDTL-REUSS-Modell, eingesetzt wurde, konnte durch NÉLIAS et al. [88] mit einem Return-Mapping-Algorithmus, der auf FOTIU und NEMAT-NASSER [89] zurückgeht, die Berechnung deutlich beschleunigt werden. Die Änderung der Dehnung hängt dabei, wie in Unterabschnitt 2.1.2 erläutert, neben der Spannung auch von der Belastungsgeschichte ab, also den bereits vorhandenen plastischen Dehnungen und der vorausgegangenen Verfestigung. Ein Aufbau, bzw. eine Veränderung der plastischen Dehnungen geht stets mit einer Veränderung der Eigenspannungen einher. Diese wiederum verändern gemäß Gleichung 25 den Spannungszustand, welcher maßgeblich für die Bestimmung der plastischen Dehnungen ist. Die Berechnung des plastischen Dehnungszustands und der zugehörigen Eigenspannungen kann somit nur iterativ erfolgen. Die plastische Schleife wird verlassen, sobald die plastischen Dehnungen konvergieren, vergleiche Bild 9.

Plastische Dehnungen im Material verursachen neben Eigenspannungen auch eine bleibende Deformation der Oberfläche. Die plastische Deformation  $u^{pl}$  am Punkt  $P(x, y)$  an der Oberfläche kann dabei bestimmt werden gemäß:

$$u^{pl}(x, y) = \sum_{a=1}^{N_x} \sum_{b=1}^{N_y} \sum_{c=1}^{N_z} \left[ \epsilon_{ij}^{pl}(a, b, c) \cdot D_{kij}(x - a, y - b, c) \right] \quad . \quad (27)$$

Wie bei der Berechnung der elastischen Deformationen kommen bei der Bestimmung der Einflusskoeffizienten  $D_{kij}$  die Potentiale von

BOUSSINESQ [55] und CERRUTI [59] zur Anwendung, welche zunächst den Zusammenhang zwischen einer Einheitslast an einem Punkt auf der Oberfläche und der resultierenden Oberflächenverschiebung beschreiben. JACQ et al. gelang, mittels des Reziprozitätssatzes von BETTI über die elastischen Deformationsenergien, die weiterführende Verknüpfung der gesuchten plastischen Deformationen  $u^{\text{pl}}$  der Oberfläche mit den plastischen Dehnungen  $\epsilon_{ij}^{\text{pl}}$ . Für die Herleitung von Gleichung 27 und den zugehörigen Einflusskoeffizienten  $D_{kij}$  sei deshalb erneut auf [24] verwiesen. Da die plastischen Dehnungen räumlich verteilt sind, muss für die Oberflächenverschiebung des Punkts  $P(x, y)$  über alle Elemente  $N_x \times N_y \times N_z$  der Volumendiskretisierung summiert werden.

Die plastischen Deformationen  $u^{\text{pl}}$  verändern wiederum die Kontaktgeometrie, wodurch das elastische Kontaktproblem verändert wird, vergleiche Gleichung 20 und Gleichung 23. Wie in Bild 9 zu erkennen ist, muss in einer weiteren äußeren Schleife zwischen elastischem Kontaktlöser und plastischer Schleife iteriert werden, bis sich eine Konvergenz der plastischen Deformationen einstellt. HAUER schlägt in [68] vor, die plastischen Dehnungen nicht vollständig auskonvergieren zu lassen, bevor die Modifikation der Kontaktgeometrie aktualisiert und auf Konvergenz der plastischen Deformationen geprüft wird. Da das zweidimensionale Kontaktproblem sehr viel schneller zu lösen ist, als die dreidimensionale plastische Schleife, ergibt sich nach seinen Untersuchungen eine merkliche Beschleunigung der Simulation, weil weniger Iterationen der plastischen Schleife notwendig werden.

Damit der inkrementellen Veränderung der plastischen Dehnungen gemäß der Fließregel nach Gleichung 11 Rechnung getragen werden kann, wird die Last  $F$  inkrementell aufgebracht. Hierzu ist eine weitere, alles umschließende Schleife gemäß Bild 9 notwendig, in der die Last über mehrere Schritte bis zum Erreichen der Gesamtlast  $F$  erhöht wird.

### 2.2.4 Die transiente Simulation von Mehrfachüberrollungen mittels SAM

Die zuvor beschriebene Berechnung eines einzelnen Kontaktes mittels SAM kann mit einem kraftgesteuerten transienten Ansatz zur Berechnung von reibungsfreien Roll- bzw. Gleitkontakten genutzt werden [24, 90]. So kann eine Mehrfachüberrollung mit  $m$  Überrollungen mit jeweils  $n$  transienten Schritten abgebildet werden. Die Roll- bzw. Gleitbewegung wird dabei erreicht, indem zwischen jedem transienten Rechenschritt die resultierenden Felder der plastischen Dehnungen, Deformationen und Eigenspannungen beibehalten und inkrementell entgegen der Rollrichtung verschoben werden, vergleiche Bild 13. Jeder transiente Rechenschritt  $n$  stellt dabei eine herkömmliche

elasto-plastische Kontaktberechnung dar, bei der ggf. durch vorhergehende Schritte bereits plastische Dehnungen, Deformationen und Eigenspannungen vorhanden sind. Das Ablaufschema der herkömmlichen, transienten Simulation von Mehrfachüberrollungen ist in Bild 12 dargestellt:

1. Durchführung der herkömmlichen, elasto-plastischen Kontaktberechnung des  $n$ -ten transienten Rechenschrittes.
2. Kontrolle, ob der letzte transiente Rechenschritt  $n = n_{max}$  erreicht ist, also ob die gewünschte Rollstrecke erreicht ist.
3. Wenn der letzte transiente Rechenschritt der Überrollung nicht erreicht ist, dann zurück zu Schritt 1 zur Berechnung des nächsten transienten Rechenschrittes  $n = n + 1$ . Verschieben der Felder von plastischen Dehnungen, Deformationen und Eigenspannungen zur Abbildung der Roll- bzw. Gleitbewegung.
4. Wenn der letzte transiente Rechenschritt der Überrollung erreicht ist, Kontrolle, ob die letzte Überrollung  $m = m_{max}$  vollendet ist.
5. Wenn die letzte Überrollung nicht erreicht ist, dann zurück zu Schritt 1 zur Berechnung der nächsten Überrollung  $m = m + 1$ , beginnend mit dem ersten transienten Rechenschritt  $n = 1$ . Verschieben der Felder von plastischen Dehnungen, Deformationen und Eigenspannungen auf die Anfangsposition, siehe Bild 13 rechts oben.
6. Wenn die letzte Überrollung berechnet ist: Die Simulation der Mehrfachüberrollung ist abgeschlossen.

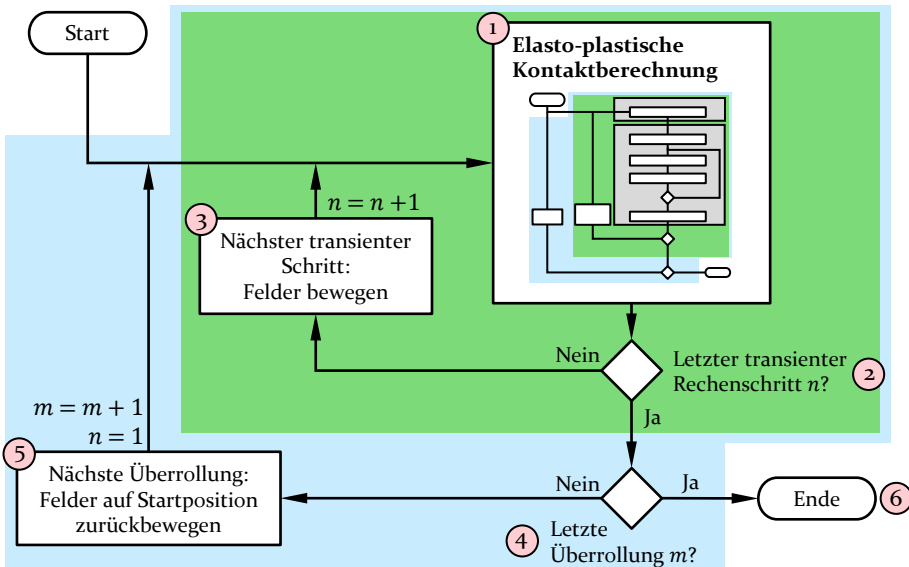


Bild 12: Ablaufschema der Simulation von Mehrfachüberrollungen mittels SAM.

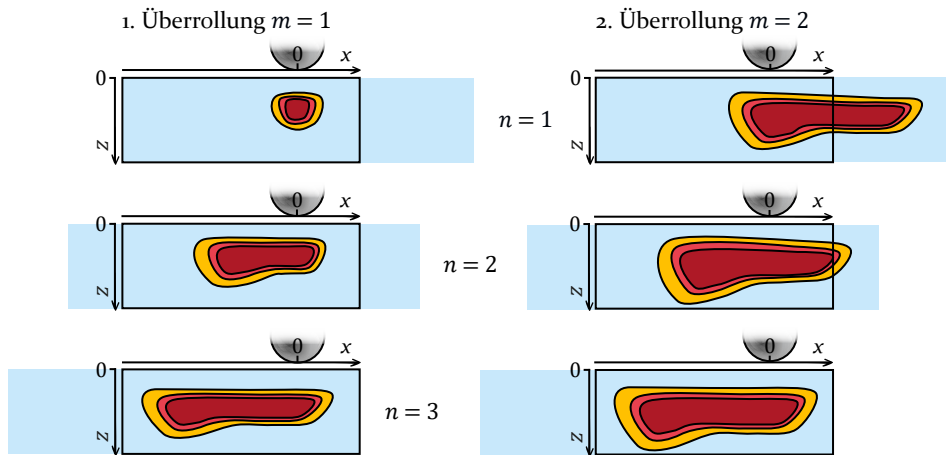


Bild 13: Schematische Darstellung der Umsetzung der Roll- bzw. Gleitbewegung bei der Simulation von Mehrfachüberrollungen mittels SAM.

## 2.3 Der Stand der Forschung und Technik

Dieser Abschnitt soll einen Überblick über die bestehenden Forschungsarbeiten geben, die, vor dem Hintergrund dieser Arbeit, von Relevanz sind. Die Abhandlung gliedert sich in zwei Teile: die Behandlung von Roll- bzw. Gleitkontakten in Unterabschnitt 2.3.1 und von Kantenpressungen in Unterabschnitt 2.3.2.

### 2.3.1 Roll- bzw. Gleitkontakte

Mit der großen Verbreitung der Eisenbahn im 19. Jahrhundert trat der Rad-Schiene-Kontakt und damit der ausgesprochen komplexe, Rollkontakt in den Fokus der ingenieurtechnischen Forschung, welche bis heute anhält. Untersuchungen zur Ermüdungsfestigkeit von Bahnschienen motivierten und bestimmten deshalb einen großen Teil der älteren vorhandenen Veröffentlichungen zu Roll- bzw. Gleitkontakten. Daneben stellen gerade in jüngerer Zeit die Wälzkontakte in Getrieben und Wälzlagern einen weiteren Forschungsschwerpunkt dar.

Wie in Unterabschnitt 2.1.3 angerissen, wurden zur Untersuchung des Shakedownverhaltens von Roll- bzw. Gleitkontakten von Beginn an zwei verschiedene Ansätze verfolgt – direkte Methoden und transiente Ansätze. Im Folgenden soll ein Auszug der Geschichte und der Möglichkeiten dieser zwei Varianten im Kontext der Fragestellung dieser Arbeit präsentiert werden.

## Direkte Methoden

Frühe direkte Methoden, zur Annäherung der elasto-plastischen Deformation im rollenden bzw. gleitenden, zweidimensionalen<sup>19</sup> Linienkontakt, stammen aus dem Jahr 1963 von MERWIN und JOHNSON [91] für den reibungsfreien Fall sowie von JOHNSON und JEFFERIS [92] für den reibungsbehafteten Fall. Untersuchungsgegenstand war das Shakedownverhalten bei zyklischer Überrollung sowie Effekte von oberflächennahen plastischen Deformationen parallel zur Oberfläche, welche in experimentellen Arbeiten [93, 94] beobachtet wurden. Die Modelle mussten dabei diverse – durchaus umstrittene – Idealisierungen nutzen. So wurde angenommen, dass isotropes EPP Werkstoffverhalten vorliegt und die Summe der elastischen und plastischen Dehnungskomponenten den elastischen HERTZschen Dehnungen entsprechen. Zudem bestand für die Modelle, zur damaligen Zeit, nicht die Möglichkeit, den Gleichgewichtszustand, die Kompatibilitätsbedingungen und die konstitutiven Beziehungen der Plastizitätstheorie gleichzeitig zu erfüllen. HEARLE und JOHNSON stellten deshalb in [95] mit der Versetzungsmethode (distributed dislocation method) eine Verbesserung der ursprünglichen Methode von MERWIN und JOHNSON vor, bei der die Gleichgewichts- und Kompatibilitätsbedingungen erfüllt wurden.

BOWER und JOHNSON [52, 96] griffen die Methode von HEARLE und JOHNSON [95] auf, wobei sie ein einfaches Werkstoffmodell mit elastisch-nichtlinear-kinematischer (NLKP<sup>20</sup>) Verfestigung nach BOWER [97, 98] verwendeten, um den Effekt des Ratchetting modellieren zu können.

YU et al. [99, 100] präsentierten eine andere direkte Methode, welche auf Vorschläge von ZARKA et al. [101, 102] zurück ging. Sie basiert auf der Aufteilung des elasto-plastischen Problems in ein rein elastisches und ein Restwertproblem mit Eigenspannungen. Vorteil gegenüber vorhergehenden Methoden ist, dass das Eigenwertproblem numerisch – z. B. mittels FEM – gelöst werden kann, wodurch, wie in [103, 104] präsentiert, eine Erweiterung auf dreidimensionale Problemstellungen möglich ist. YU et al. verwendeten dabei jeweils eine Materialmodellierung mit elastisch-linear-kinematischer (ELKP<sup>21</sup>) Verfestigung.

Aufgrund der Einschränkung auf ELKP Verfestigung stellten JIANG und SEHITOGLU [105, 106] ihrerseits einen weiteren direkten Ansatz vor, der auch komplexe nichtlineare Plastizitätsmodelle ermöglicht. So verwendeten sie ein, aus Experimenten abgeleitetes, NLKP Werkstoffverhalten nach

---

<sup>19</sup> Dem zweidimensionalen Modell liegt die Annahme ebener Dehnung zugrunde.

<sup>20</sup> Aus dem Englischen: non-linear-kinematic-hardening-plastic.

<sup>21</sup> Aus dem Englischen: elastic-linear-kinematic-hardening-plastic.

JIANG et al. [107–111]. Der nichtlineare Verfestigungsansatz soll das, in zugehörigen Experimenten bestimmte, Ratchettingverhalten besser abbilden. Allerdings beschränkt sich der Ansatz wiederum nur auf den zweidimensionalen Linienkontakt.

Auch DANG VAN entwickelte zusammen mit diversen Kollegen in den Folgejahren eine direkte Methode, welche entweder direkt den stabilen Zustand einer einzelnen Überrollung (pass-by-pass stationary method) oder aber direkt den Shakedown bei mehrfacher Überrollung (direct stationary method) bestimmt. Sie ersetzen dabei die zeitlichen durch räumliche Ableitungen. Während die Methode zunächst für den zweidimensionalen Raum [112, 113] präsentiert wurde, erfolgte in [114, 115], unter Anwendung der FEM am Beispiel des Rad-Schiene-Kontaktes, die Erweiterung auf dreidimensionale Kontaktprobleme. Es kamen dabei Werkstoffmodelle mit isotroper sowie ELKP und NLKP Verfestigung zum Einsatz.

Die Vielzahl der beschriebenen direkten Methoden und deren Ausprägungen unterstreicht, dass das bestimmbare Shakedownverhalten maßgeblich von den Verfestigungsmodellen sowie den dabei gewählten Parametern für unterschiedliche Werkstoffe abhängt. Wenngleich die präsentierten direkten Methoden einen wichtigen Beitrag zum Verständnis und der Beschreibung des Shakedownverhaltens und der Bestimmung von Shakedownlimits für viele Lastzyklen lieferten und immer noch liefern, so haben alle direkten Methoden definitionsgemäß einige gewichtige Einschränkungen gemein, die in den bisherigen Ausführungen nicht thematisiert wurden: Stets muss eine, über den gesamten Überrollzyklus bzw. die Überrollstrecke konstante, Lastverteilung angenommen und aufgeprägt werden. In den meisten Fällen wurde dabei auf eine parabolische HERTZsche Pressungsverteilung (vgl. Bild 7 rechts) zurückgegriffen oder, in wenigen Fällen, eine modifizierte Verteilung aus einer vorgelagerten Kontaktberechnung angenommen. Da direkt der stabile Zustand bestimmt werden soll, mag diese Annahme gerechtfertigt und sinnvoll sein, die Veränderung der Konformität durch plastische Deformationen und damit letztlich auch eine Veränderung der Pressungsverteilung kann somit aber nicht berücksichtigt werden. Vor dem Hintergrund der Bewertung von Kanten ist jedoch eine Relevanz der lokalen Entwicklung der Kontaktgeometrie und ganz allgemein der Entwicklung lokaler Größen nicht auszuschließen. In diesem Fall wird es schwierig bis unmöglich, notwendige theoretische Erweiterungen der Shakedowntheorie zu entwickeln, wie dies auch WEICHERT und PONTER in ihrem historischen Review zur Shakedowntheorie [54] anmerken. Möglich, aber numerisch deutlich aufwändiger, ist dies mit den transienten Ansätzen.

## Transiente Ansätze

Bereits in den 1980er Jahren wurden transiente Simulationen zur Untersuchung von Roll- bzw. Gleitkontakten und deren Shakedownverhalten durchgeführt. Die Anfänge der transienten Ansätze folgten eng der Entwicklung der direkten Methoden, motiviert durch das Ziel des gegenseitigen Abgleiches.

So präsentierten BHARGAVA et al. [26, 27] ein zweidimensionales FEM-Modell eines starren Zylinders, welcher reibungsfrei auf einer halbunendlichen Ebene mit EPP Materialverhalten rollt bzw. gleitet. Der Rollkontakt wurde durch die schrittweise Translation einer halbelliptischen HERTZschen Pressungsverteilung simuliert. Wie bei den direkten Methoden erfolgte also die Annahme einer konstanten Pressungsverteilung über die gesamte Rolllänge hinweg. Durch das verwendete EPP Materialmodell stellte sich, in Übereinstimmung mit den Ergebnissen von MERWIN und JOHNSON [91], innerhalb der ersten zwei Zyklen ein stabilisierter Zustand, also Shakedown ein. Wenngleich die Ergebnisse qualitativ übereinstimmten, so wurden quantitativ deutliche Unterschiede zwischen der direkten Methode und dem transienten Ansatz deutlich. Diese waren auf die getroffenen Idealisierungen zurückzuführen. Anders als die verwendeten direkten Methoden, erfüllt die FEM die Gleichgewichts- und Kompatibilitätsbedingungen. Äquivalent zur direkten Methode von JOHNSON und JEFFERIS [92] erweiterten HAM et al. [116] das FEM-Modell um überlagert aufgeprägte, tangentiale Kräfte, damit auch Reibungseffekte berücksichtigt werden können. Parallel zur bereits behandelten Weiterentwicklung der direkten Methoden erfolgte durch HAHN et al. [117], BHARGAVA et al. [118] und HAM et al. [119] die Anwendung des FEM-Modells mit ELKP Materialverhalten. In Simulationen trat innerhalb der ersten Überrollungen ein plastischer Shakedown ein. Die plastischen Dehnungen und Eigenspannungen waren dabei deutlich geringer als jene, die mittels EPP Werkstoffverhalten berechnet wurden. Wenngleich deutliche transiente Effekte über die Rolllänge hinweg in den Abbildungen der Veröffentlichungen zu erkennen sind, so wurden diese nicht näher beschrieben oder behandelt. Zum Vergleich mit den direkten Methoden wurden stets nur die stabilen Bereiche ausgewertet. Die Entwicklung der lokalen Größen fand noch kaum Beachtung. Wohl aber wurde bereits auf transiente Bereiche am Anfang und Ende der Rollstrecke hingewiesen, welche sich deutlich von einem mittleren, stabilen Bereich des Rollens unterscheiden [26, 116].

KUMAR et al. [120] führten vergleichbare Untersuchungen mit ELKP Materialverhalten und HOWELL et al. [121] mit NLKP Materialverhalten durch, wobei Verfestigungsparameter von Wälzlagerstahl verwendet wurden, der deutlich härter als der zuvor untersuchte Schienenstahl ist. Sie konnten dabei feststellen, dass neben dem Verfestigungsmodell auch die Verfestigungs-

parameter einen deutlichen Einfluss auf die plastischen Dehnungen und Eigenspannungen haben.

Die bisher behandelten transienten Ansätze beschränken sich auf den zweidimensionalen Fall, unter der Annahme von ebener Dehnung. Im dreidimensionalen Fall, z. B. beim Punktkontakt, ergeben sich mit der Berücksichtigung aller sechs Spannungskomponenten mehr Freiheitsgrade. Die Lösung von elasto-plastischen Problemen im dreidimensionalen Raum ist deshalb deutlich schwieriger, als die Lösung von zweidimensionalen Kontaktproblemen mit ebener Dehnung [122]. Um diese zusätzlichen Freiheitsgrade und die damit resultierenden Effekte erfassen zu können, entwickelten KULKARNI et al. zu Beginn der 1990er Jahre ein dreidimensionales FEM-Modell für zyklisch überrollte, kreisförmige, reibungsfreie Kontakte [123, 124], das sie später zu elliptischen Kontakten, zur Abbildung des Rad-Schiene-Kontaktes, erweiterten [125]. Weiterhin wurde EPP und ELKP Materialverhalten angenommen. Dadurch stellte sich auch im dreidimensionalen Fall in den ersten zwei Zyklen plastischer Shakedown ein, wobei erneut deutliche Unterschiede zwischen Modellierungen mit EPP und ELKP Materialverhalten festzustellen waren. Es wurden die komplexen dreidimensionalen Spannungs- und Dehnungsverteilungen sowie die Spannungs-Dehnungs-Geschichte präsentiert.

JIANG et al. [126] untersuchten dreidimensionale Rollkontaktprobleme mittels FEM, unter Berücksichtigung von aufgeprägten Scherkräften, sowohl in als auch senkrecht zur Rollrichtung. Sie verwendeten dabei ein spezielles NLKP Materialmodell nach JIANG und SEHITOGLU [110, 111] und OHNO und WANG [127]. Erkenntnisse der Untersuchungen waren Shakedownlimits und realistischere Spannungsfelder durch das komplexere Werkstoffmodell.

Neben den transienten Ansätzen mittels FEM wurden ab dem Jahrtausendwechsel auch dreidimensionale, transiente Simulationen auf Basis des Halbraums durchgeführt, welche durch den punktförmigen Wälzlagerkontakt motiviert waren. So entwickelten JACQ et al. die, ausführlich in Unterabschnitt 2.2.3 beschriebenen, SAM bereits mit dem Ziel, neben rein vertikal belasteten Kontakten, auch Roll- bzw. Gleitkontakte zu berechnen [24, 66]. Besonders hervorzuheben ist, dass das Kontaktproblem – zweier im Kontakt stehender Körper – in jedem transienten Rechenschritt neu gelöst wird. Erstmals wurde also keine konstante Pressungsverteilung aufgeprägt, sondern diese kontinuierlich mit den lokalen Geometrien und Deformationen berechnet. Die bisher vernachlässigten Veränderungen der Konformität können somit berücksichtigt werden. Dies ist insbesondere durch das sehr schnelle Lösen des elastischen Kontaktproblems mittels SAM möglich, bei dem eine zweidimensionale Diskretisierung der Kontaktfläche ausreicht.

NÉLIAS beschäftigte sich in einer Forschergruppe eingehender mit der Simulation von Roll- bzw. Gleitkontakten mittels SAM. Zusammen mit BOUCLY et al. [90, 128, 129] wurde erstmals der Roll- bzw. Gleitkontakt zweier jeweils elasto-plastischer Körper simuliert, wobei für beide Körper gleiche Geometrien und gleiches Materialverhalten angenommen wurde. In [130] erweiterten NÉLIAS et al. die SAM auf Kontaktprobleme mit Tangentialkräften. Damit konnten sie auch den Einfluss von Reibung auf die sich ausbildenden Eigenspannungen und plastischen Dehnungen und Deformationen untersuchen.

Von besonderem Interesse sind die Untersuchungen zu mehrfachen Überrollungen von NÉLIAS und Kollegen, welche reibungsfreie gleitende bzw. rollende Wälzkörper auf einem Halbraum unter Berücksichtigung isotroper und kinematischer Verfestigungsgesetze beinhalten: In [46] wurden eingehend die Auswirkungen unterschiedlicher Elliptizitätsverhältnisse und Normalbelastungen auf die plastischen Deformationen der Oberfläche, die Pressungsverteilung sowie die Felder der Spannungen und plastischen Dehnungen innerhalb des Halbraums analysiert. Der Wälzkörper wurde dabei elastisch, der Halbraum elasto-plastisch mit isotroper Verfestigung modelliert. Gemeinsam mit CHAISE [25] wurde die Untersuchung fortgeführt. Neben dem isotropen wurde zusätzlich auch NLKP Werkstoffverhalten betrachtet. Dabei wurden die Auswirkungen verschiedener Kombinationen von rein elastischem, elasto-plastischem und EPP Materialverhalten für Wälzkörper und Halbraum untersucht. Besonderes Augenmerk wurde dabei auf den Unterschied zwischen dem rein vertikal be- und entlasteten sowie dem Rollkontakt gelegt. Maßgebliche Erkenntnis war, dass ein signifikanter Unterschied zwischen vertikalem Eindruck und rollendem Kontakt sowie zwischen isotroper und kinematischer Verfestigung festzustellen ist. Auch konnte mittels transienten Simulationen für dreidimensionale Modelle bestätigt werden, dass sich bei isotroper Verfestigung innerhalb weniger Überrollungen bzw. Lastzyklen ein elastischer Shakedown einstellt. Bei nichtlinearer kinematischer Verfestigung hatte sich nach fünf Überrollungen noch kein Shakedown eingestellt. Die plastische Deformation nahm degressiv mit jeder Überrollung weiter zu, wobei auch hier eine Tendenz, hin zu einem Shakedown nach deutlich mehr Überrollungen, festzustellen war.

CHEN et al. [131] verwendeten die SAM in ähnlichen Untersuchungen erneut vor dem Hintergrund der Auswirkungen verschiedener Verfestigungsmodelle. Sie betrachteten neben EPP und NLKP Werkstoffverhalten auch neue Kombinationen von isotroper und kinematischer Verfestigung, ein linear-isotrop-kinematisch-plastisches und potenz-isotrop-kinematisch-plastisches Werkstoffverhalten. Es wurde festgestellt, dass Werkstoffe mit linear-isotrop-

kinematisch-plastischem Verhalten weiteren plastischen Verformungen am besten und Werskstoffe mit EPP Verhalten am wenigsten widerstehen kann.

Diverse FEM-Ansätze berechneten später ebenfalls den tatsächlichen Kontakt zweier Körper. PLETZ et al. [132] stellten, ähnlich wie die transienten Ansätze mit SAM, ein quasistatisches zwei- und dreidimensionales FEM-Modell zur Berechnung der plastischen Verformungen im Rad-Schiene-Kontakt vor. Zusätzlich wurde eine Methode [133, 134] zum Übertragen von dreidimensionalen Lasten auf zweidimensionale Modelle gezeigt und ihre Einschränkungen demonstriert. Als Materialmodell kamen ein CHABOCHE-Typ-Modell und zwei hyperelasto-plastische Modelle zum Einsatz, um äquivalente plastische Dehnungen und plastische Deformationen parallel zur Oberfläche zu ermitteln, welche anschließend zwischen zwei- und dreidimensionalen Berechnungen mit bis zu 1400 Zyklen verglichen wurden. Für die Berechnung von Kantenpressungen scheint die Methode jedoch nicht geeignet, da Symmetrien ausgenutzt wurden und die Diskretisierung für Kantenpressungen deutlich zu grob war. Auch die Übertragung von dreidimensionalen Lasten auf zweidimensionale Modelle kommt für das vorliegende Ziel, der Betrachtung von Kantenpressungen, nicht in Frage.

Einen sehr vielversprechenden Ansatz auf Basis der FEM stellten hingegen jüngst MEYER et al. [135] vor. Durch periodische Randbedingungen, welche bei rechnergestützten Homogenisierungen und Molekulardynamiksimulationen benutzt werden, wurde das klassische transiente Modell von PLETZ et al. [132] in eine dreidimensionale, halbkontinuierliche Simulation überführt. Weil die periodischen Randbedingungen eine deutliche Verkürzung der Modelllänge ermöglichen, wird auch die Rechenzeit deutlich verkürzt. Im Gegensatz zu bestehenden Ansätzen, wie z. B. die zunächst ähnlich erscheinende direkte Methode von DANG VAN et al. [112–115], ist die Berücksichtigung von Diskontinuitäten, wie Dellen oder Rissen möglich. Wenngleich, vor dem Hintergrund des Rad-Schiene-Kontaktes, die tangentialen Deformationen untersucht wurden, so scheint der Ansatz ebenso geeignet, um auch die normalen Deformationen und abgeschnittenen Kontakte mit Kantenpressungen zu analysieren. Veröffentlichte Untersuchungen hierzu sind jedoch nicht bekannt.

### Weitere Anwendungsfelder

Neben den präsentierten Arbeiten werden transiente Ansätze der FEM auch zur Untersuchung von Rissbildung vor dem Hintergrund des Schadenskriteriums des RCF angewendet [136–141]. Mit einem Fokus auf die Abbildung der Mikrostruktur des Materials mittels Voronoi-Zellen, liefert dies jedoch keinen nennenswerten Beitrag zum Thema diese Arbeit.

Auch die Überrollungssimulationen mittels SAM werden für diverse weitere Anwendungsfelder genutzt, die nicht im Fokus dieser Arbeit stehen. Der Vollständigkeit halber sollen diese jedoch, für den interessierten Leser, hier kurz genannt werden. So existieren, ohne Anspruch auf Vollständigkeit, unter anderem von MAYEUR [22], POLONSKY [77] und SAINOT [142] Ansätze zur Berechnung von Kontakten mit rauen Oberflächen. NÉLIAS et al. stellen in [88] ein Modell für Einlauf- und Verschleißvorgänge vor, das ebenfalls auf der zyklischen Berechnung von rauen Kontakten mittels SAM basiert.

Die Forschung zu zyklisch überrollten Kontakten war anfänglich durch den Rad-Schiene-Kontakt getrieben. Den Schwerpunkt stellte die Entwicklung verschiedener Werkstoffmodellierungen und die Untersuchung von deren Einfluss auf das Shakedownverhalten sowie die Bestimmung von zugehörigen Shakedownlimits dar. Zu unterscheiden sind dabei zwei Ansätze:

- Die direkten Methoden bieten die Möglichkeit, sehr hohe Zyklenzahlen zu simulieren, da direkt der stabile Zustand eines Zyklus oder der Zustand des Shakedowns bestimmt wird. Damit sind die direkten Methoden gut geeignet zur Bestimmung von Shakedownlimits, nicht jedoch für Anwendungen, bei denen die Entwicklungen lokaler Größen während der Überrollung berücksichtigt werden sollen.
- Transiente Ansätze sind numerisch deutlich aufwändiger, da für jede Überrollung viele Teilschritte berechnet werden müssen. Dafür lassen sich lokale Effekte berücksichtigen und das Kontaktproblem kann, ohne erzwungene Vereinfachungen, theoretisch sehr genau abgebildet werden. Praktisch sind, durch hohe Rechenzeiten, dennoch vereinfachende Modellannahmen und deutlich niedrigere Zyklenzahlen nötig. So bestand und besteht der Wunsch nach mehr Effizienz und schnelleren Simulationsmodellen.

Sowohl die direkten Methoden als auch die transienten Ansätze wurden mittels FEM und SAM umgesetzt. Für die transienten Ansätze lässt sich weiter zusammenfassen:

- Ausgehend von zweidimensionalen Modellen, zur Simulation von rollenden Linienkontakten, wurden mit steigender Rechenleistung dreidimensionale Modelle, zur Simulation von rollenden Punktkontakten, entwickelt.

- Es können Roll- und Gleitkontakte mit und ohne Reibung simuliert werden. Die Last kann als vorgegebene Pressungsverteilung aufgeprägt oder durch Lösen des Kontaktproblems in jedem transienten Rechenschritt bestimmt werden.
- Die Felder von Eigenspannungen, plastischen Dehnungen und plastischen Deformationen der Oberfläche lassen sich örtlich aufgelöst auswerten.
- Zum Anfang und zum Ende der Rollstrecke können transiente Bereiche beobachtet werden, während in der Mitte ein stabiler Zustand des Rollens vorliegt.
- In Abhängigkeit von der verwendeten Werkstoffmodellierung stellt sich nach einigen Überrollungszyklen ein Shakedown ein.

### 2.3.2 Kantenpressungen

Die Problematik von Kantenpressungen ist im Kontext von Rollenlagern bereits lange bekannt. So sind die Pressungen im Bereich von Unstetigkeiten des Profils tendenziell höher, als in der Mitte der Kontaktfläche [6, 143] – vergleiche Bild 14 a-b obere Zeile. Verstärkt werden diese Effekte durch Schiefstellungen, siehe Bild 14 untere Zeile. Deshalb existiert eine Vielzahl von Arbeiten, die sich unter diversen Aspekten mit der Optimierung der Profilierung der Wälzkörper von Rollenlagern beschäftigen. Diese zielen maßgeblich auf das generelle Vermeiden der Kantenpressungen ab. Ein bekanntes Beispiel ist der Vorschlag einer logarithmischen Profilierung von LUNDBERG [144] – vergleiche Bild 14 d. Im Folgenden werden Forschungsanstrengungen mit geschmierten Kontakten<sup>22</sup> sowie elastischen, trockenen Kontakten<sup>23</sup> ausgeklammert. Vielmehr werden, vor dem Hintergrund der vorliegenden Arbeit, zunächst die Bemühungen von CREȚU et al. behandelt, da diese den Einfluss von Kantenpressungen auf die Lebensdauer von Rollenlagern, unter Berücksichtigung von elasto-plastischem Materialverhalten und einer zyklischer Belastung, untersuchten. Anschließend erfolgt eine Übersicht zu den Berechnungsmethoden des Viertelraums und des allgemeineren Keilproblems. Abgeschlossen wird der Stand der Forschung mit einem kurzen Abriss zu Kantenläufern.

<sup>22</sup> Einige Beispiele zu geschmierten Kontakten aus den vergangenen 25 Jahren, ohne Anspruch auf Vollständigkeit: [145–151].

<sup>23</sup> Einige Beispiele zu trockenen Kontakten aus den vergangenen 85 Jahren, ohne Anspruch auf Vollständigkeit: [6, 143, 144, 152–159].

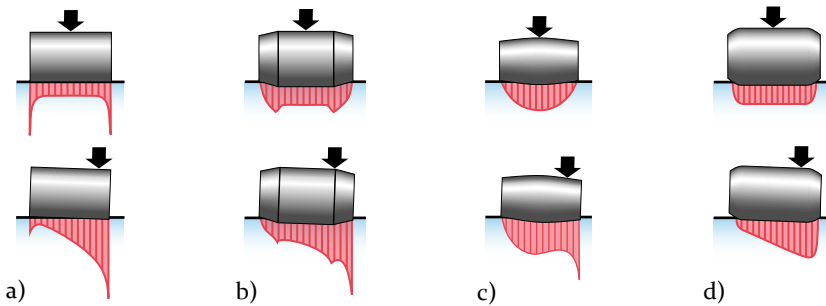


Bild 14: Schematische Pressungsverteilung für Rollen mit (a) keiner; (b) zylindrisch-balliger; (c) balliger; (d) logarithmischer Profilierung. Nach [160].

### Zyklisch belastete elasto-plastische Kontakte in Rollenlagern

CREȚU und BENCHEA entwickelten ein elasto-plastisches Berechnungsmodell [160, 161], ähnlich den SAM, und berechneten damit Kantenpressungen in Zylinderrollenlagern [31]. Es wurden sowohl unprofilierte Rollen als auch Rollen mit zylindrisch-balliger Profilierung, vergleiche Bild 14 a-b, betrachtet. Um Ratchetting abbilden zu können, wurde ein elasto-plastisches Materialmodell [162] mit kombinierter isotroper und nichtlinear-kinematischer Verfestigung nach LEMAITRE und CHABOCHE [39] verwendet. Es erfolgte jeweils die Simulation von bis zu 100 Zyklen rein normaler Be- und Entlastung, bis sich ein elastischer Shakedown eingestellt hatte. CREȚU et al. konnten so zeigen, dass durch die, von den Kantenpressungen hervorgerufene, Plastifizierung eine lokale Veränderung der Geometrie und, damit einhergehend, eine Reduktion der Kantenpressungen auftritt. Dies wiederum führt zu positiven Änderungen der berechneten Lebensdauern nach DIN ISO 281 [1] und DIN 26281 [2] bzw. ISO/TS 16281 [3]. Diese Erkenntnisse wurden durch weiterführende Simulationen von Kantenpressungen, die durch Schiefstellungen und hohe Belastungen in Rollenlagern auftreten, vergleiche Bild 14 untere Zeile, bestätigt [163–166]. In [162, 167, 168] zeigten CREȚU et al. zudem empirisch, dass bereits einige wenige zyklische hohe Belastungen im plastischen Bereich positive Effekte auf die Lebensdauer der Lager haben.

Die Arbeiten von CREȚU et al. lassen jedoch zwei Punkte offen: Zum einen erfolgte die zyklische Belastung in Form rein normaler Be- und Entlastung. In [31] wird, mit Verweis auf die Erkenntnisse aus den transienten Überrollungssimulationen von CHAISE und NÉLIAS [25], darauf hingewiesen, dass eine rollende Beanspruchung zu anderen Ergebnissen führen kann. Entsprechende Untersuchungen sind jedoch nicht bekannt. Zum anderen wird aus den Veröffentlichungen nicht deutlich, wie in der verwendeten Umsetzung der SAM mit der Problematik von Kanten in der zugrundeliegenden

Halbraumtheorie umgegangen wurde. Diese Problemstellung adressieren die Methoden zum Viertelraum und dem allgemeineren Keilproblem, auf die folgend eingegangen wird.

### Viertelraummethoden

Insbesondere bei Rollenlagern liegen begrenzte Linienkontakte vor. Mindestens einer der Kontaktkörper ist, abweichend von den Idealisierungen des Halbraums (Bild 15 a), begrenzt und weist damit definitionsgemäß eine spannungsfreie Oberfläche senkrecht zur Halbraumebene auf. Die Kontaktgeometrie lässt sich dabei besser durch einen Viertelraum mit Keilwinkel<sup>24</sup> von  $\theta = 90^\circ$  annähern, vergleiche Bild 15 c.

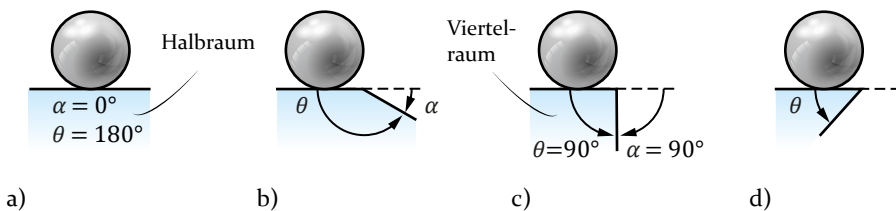


Bild 15: Schematische Darstellung verschiedener Kontaktprobleme: (a) der Halbraum mit  $\theta = 180^\circ$ ; (c) der Viertelraum mit  $\theta = 90^\circ$ ; (b) und (d) das allgemeine Keilproblem für verschiedene Keilwinkel  $\theta$ .

Die grundlegende Idee zur Berechnung des Viertelraums geht zurück auf die Arbeiten von HETENYI, welcher für die elastische Halbraumtheorie ein iteratives Korrekturverfahren vorschlägt [28, 169]. Dabei werden zwei, sich überlappende, Halbräume mit, an der freien Oberfläche gespiegelten, Pressungen überlagert. Die Schubspannungen an der freien Oberfläche heben sich dadurch auf. Die verbleibenden Normalspannungen hingegen werden durch den iterativen Ansatz behandelt. In den folgenden Jahren wurde die, zunächst sehr aufwändig zu berechnende, Methode von diversen Forschern weiterentwickelt. So überführte SNEDDON [170] den iterativen Ansatz zunächst in zwei gekoppelte, integrierte Gleichungen. KEER et al. [171] wiederum gelang es, die Gleichungen unter Zuhilfenahme der FOURIER-Transformation zu entkoppeln. Sie führten, motiviert durch den Rad-Schiene-Kontakt, diverse Untersuchungen zu Spannungs- und Pressungsverteilungen vor dem Hintergrund des Einflusses der freien Oberfläche durch.

<sup>24</sup> In den späteren Ausführungen dieser Arbeit wird für Freistichgeometrien der Nebenwinkel des Keilwinkels  $\theta$  als Freistichwinkel  $\alpha$  bezeichnet.

In [172] stellen HANSON et al. einen Ansatz vor, der über Superposition von Punktlasten erstmals die Berechnung beliebiger Lastverteilungen ermöglicht. Zur weiteren Vereinfachung der Berechnung des Viertelraums wird in [173] eine Methode vorgestellt, welche die gekoppelten Integrale vorangegangener Ansätze direkt zu lösen vermag. HANSON et al. analysierten für Normal- und Schubbeanspruchungen die Spannungen nahe und an der Kante. Für den Eindruck eines hemisphärischen starren Indenters wurde zudem der Einfluss der Kante auf die Pressungsverteilung untersucht. Jedoch reichte der Kontakt dabei maximal an die Kante heran. In weiteren Untersuchungen wurde wiederum direkt eine hyperbelförmige Pressungsverteilung ohne Pressungsspitze aufgeprägt. Die Problemstellung abgeschnittener Kontaktellipsen und der einhergehenden Singularität an der Kante wurden also stets umgangen.

YU et al. [104] kombinierten die Viertelraummethode von HANSON und KEER mit ihrer direkten Methode [99, 100] zur Berechnung von zyklischen Überrollungen. Somit konnten sie die Effekte der Kante auf den Rollkontakt unter Berücksichtigung von elasto-plastischem Werkstoffverhalten untersuchen. Unter der Annahme von elastischem Shakedown, verwendeten sie ein Materialmodell mit ELKP Verfestigung, das Ratchetting ausschließt. Während in [104] der Kontakt nur nahe an der Kante lag, diese jedoch nicht erreichte, so wurde die Kontaktfläche in [174, 175] durch die Kante begrenzt. Die zu erwartende Singularität mit lokaler Spannungsüberhöhung wurde jedoch weiterhin nicht erfasst. Insbesondere die, durch begrenzte Rechenleistung vorgegebene, grobe Vernetzung ermöglichte nur die Untersuchung qualitativer Kantenefekte. Dennoch konnten sie zeigen, dass die plastischen Dehnungen und Eigenspannungen deutlich vom Abstand zur Kante abhängen und dass durch die Normallast, zusätzlich zu den normalen, auch laterale Deformationen der Kante auftreten. Eine Anwendung der Viertelraummethoden mit transienten Ansätzen erfolgte nicht.

GUILBAULT schlägt, statt des ursprünglich iterativen Korrekturverfahrens von HETENYI, in [176] einen Korrekturfaktor vor, welcher gleichzeitig die Schub- und Normalspannungen auf der freien Oberfläche eliminiert. Obwohl dies nur eine Näherungslösung darstellt, zeigte der Abgleich mit der FEM gute und im Vergleich zum Ansatz von HETENYI sogar bessere Ergebnisse. In [177] werden Linienkontakte zwischen zwei Zylindern unterschiedlicher Länge behandelt. GUILBAULT zeigt, dass Kantenpressungen auftreten und weist auf die Schwierigkeiten der Behandlung solcher Kantenpressungen in der FEM sowie im experimentellen Abgleich hin. So lagen ihm keine veröffentlichten Referenzen von FEM-Berechnungen vor – er strengte selbst jedoch auch keine entsprechenden Untersuchungen an, sondern wählte einen einfacheren, eher rudimentären Abgleich mit experimentell bestimmten Kontaktflächen. Das von ihm verwendete Viertelraummodell wies zudem

eine verhältnismäßig grobe Diskretisierung im Bereich der Kante auf und berücksichtigte nur elastisches Werkstoffverhalten. Zusammen mit NAJJARI strengte GUILBAULT [178] letztlich doch selbst einen Vergleich mit der FEM an. Im Modell der FEM wurde die Pressungsüberhöhung jedoch durch die Wahl der Diskretisierung gezielt auf den elastischen Bereich begrenzt und das Modell der SAM wurde an diese reduzierte Kantenpressung angeglichen. Dieser Schritt wurde durch die Erwartung einer, durch plastische Deformation getriebenen, lokalen Umverteilung der Pressung, gerechtfertigt.

ZHANG Z.M. et al. [179, 180] beschrieben den Ansatz von HETENYI mit einer Matrixformulierung als explizite Lösung. Die benötigten Matrizen sind dabei nur abhängig von der Diskretisierung des Viertelraums und von der Querdehnzahl  $\nu$ . Die Methode ist somit gut geeignet, um mehrfache Berechnungen und verschiedene Lastfälle bei gleich bleibender Geometrie zu berechnen. Die in [179–181] präsentierten Beispiele und Modelle zum Abgleich der Methode berücksichtigten wiederum nur rein elastisches Materialverhalten und es wurde eine parabelförmige Pressungsverteilung aufgeprägt, wodurch Pressungsspitzen umgangen wurden. ZHANG H. et al. griffen die Matrixformulierung auf und wenden diese in [182, 183] auf einen zweiseitig begrenzten Raum an, um Kontakte von profilierten und unprofilerten Rollen zu untersuchen. Kantenpressungen wurden dabei explizit ausgeklammert. Aufgrund der effizienten mehrfachen Berechnung des Viertelraum mit der Matrixformulierung, wurde diese von diversen Autoren [184–186] auch für die Berechnung von geschmierten Kontakten in elasto-hydrodynamischen Modellen verwendet. Die Modelle berücksichtigten jedoch ebenfalls nur elastisches Materialverhalten und Kantenpressungen wurde durch profilierte Rollen entgegengewirkt.

## Das Keilproblem

Der Viertelraum stellt letztlich eine Sonderform des allgemeineren Keilproblems<sup>25</sup> dar – vergleiche Bild 15 b, d. Ein Keilwinkel von  $\theta = 90^\circ$  entspricht dem Viertelraum. Ein Keilwinkel von  $\theta = 180^\circ$  entspricht dem Halbraum. Im Kontext der vorliegenden Arbeit sind genau diese Sonderformen, ebenso aber auch die Keilwinkel dazwischen, also von  $90^\circ < \theta < 180^\circ$ , von Interesse.

Erste Arbeiten für das dreidimensionale Keilproblem stammen von HANSON und KEER aus den 1990er Jahren. In [187, 188] präsentieren sie zunächst nur die Potentialfunktionen zur Berechnung der Spannungsverteilungen eines inkompressiblen Keils beliebigen Winkels unter normaler und tangentialer Punktlast. In [189, 190] werden diese ergänzt um geschlossene Lösungen, welche durch Differenzierung der Potentialfunktionen bestimmt wurden. Damit können die kompletten Spannungsfelder im Keil berechnet werden.

<sup>25</sup> Im Englischen wird das Keilproblem als *wedge problem* bezeichnet.

Für einen kugelförmigen Indenter wurden die resultierenden Pressungsverteilungen, in Abhängigkeit vom Abstand zur Kante, für verschiedene Keilwinkel untersucht. Bei einem Keilwinkel von  $\theta = 126^\circ$  ergab sich dabei immer eine Singularität, sobald die Kontaktellipse abgeschnitten wurde. Diese zeigte sich als Kantenpressung. Bei dem Keilwinkel von  $\theta = 90^\circ$ , also dem Halbraum, ergab sich, in Abhängigkeit von der Steifigkeit der Kugel, teilweise und bei dem Keilwinkel von  $\theta = 60^\circ$  nie eine Kantenpressung. Es ist also ein deutlicher Einfluss des Keilwinkels  $\theta$  – also der Kantengeometrie – auf die Ausprägung der Pressungsverteilung und damit der Spannungsfelder zu erkennen. Wie bei den Untersuchungen der Viertelraummethoden, wurde kein plastisches Materialverhalten berücksichtigt, sondern ausschließlich elastische Spannungen und Deformationen.

Etwa 20 Jahre später widmeten sich GUO et al. erneut den dreidimensionalen elastischen Keilproblemen. Ähnlich der inzwischen entwickelten Matrixformulierungen zur Berechnung des Viertelraums von ZHANG et al. [179], beschreiben sie in [29] zunächst Keilgeometrien mit Winkeln von  $\theta = 60^\circ$ ,  $\theta = 90^\circ$  und  $\theta = 170^\circ$ , welche durch eine aufgeprägte Pressungsverteilung belastet werden. In [30] verwenden sie dieselbe Methode, um die Geometrie einer Kegelrolle durch ein Keilproblem mit zwei freien Enden zu modellieren. Wie bei den Halbraummethode beschränken sich die bestehenden Keilmethode jedoch auf rein elastisches Materialverhalten. Der Aufbau von plastischen Dehnungen und damit einhergehenden plastischen Deformationen und Eigenspannungen kann somit nicht berücksichtigt werden. Mit Ausnahme der Untersuchungen von HANSON und KEER [189, 190] wurden, durch das Aufprägen von Pressungsverteilungen, mögliche Kantenpressungen durch Singularitäten an der Kante stets umgangen.

## Die Kantenläufer

Über die bisher präsentierten Erkenntnisse zu Kantenpressungen hinaus, existieren generell nur sehr vereinzelte Arbeiten, die sich mit der Problematik von Kantenpressungen beschäftigen bzw. diese überhaupt nennen. Hierzu gehören die, in der Motivation in Abschnitt 1.1 genannten, Kantenläufer im Bereich der WEA. So untersuchten SCHWACK et al. [17] für ein Vierpunktlager in der Blattlagerung einer modernen WEA, welchen Einfluss der Kontaktwinkel auf die Pressungsverteilung und die Spannungen in der Laufbahn hat. Die Ergebnisse von Analysen mittels FEM zeigten dabei, dass bei besonderen Betriebsbedingungen der Kontaktwinkel so hoch werden kann, dass es zu den, bereits in Bild 1 dargestellten, abgeschnittenen Kontaktellipsen kommt. Die Auswertung offenbarte dabei lokal überhöhte Pressungen und Spannungen. Tiefer gehende, gezielte Untersuchungen zu den Kantenpressungen wurden nicht angestellt, doch SCHWACK et al. empfehlen die Lagergeome-

trie anzupassen, um das Auftreten von Kantenpressungen zu unterbinden. BÜSCHER [18] berechnete die Pressungsverteilungen von Kantenläufern in zweireihigen Vierpunktlagern mit einem analytischen Scheibchenmodell, das auf TEUTSCH [191] zurückgeht. Die tatsächliche Höhe der Kantenpressungen kann aufgrund des elastischen Ansatzes jedoch nicht bestimmt werden. Weitere Veröffentlichungen, auf dem Feld der Blattlagerungen von WEA, versuchen die Kantenpressungen, durch die Begrenzung des Kontaktwinkels, zu verhindern – ohne aber vorhandene Kantenpressungen zu bewerten: So analysierten KRYNKE et al. [14] den wechselseitigen Einfluss verschiedener Kontaktparameter und des Kontaktwinkels eines einreihigen Vierpunktlagers aufeinander. LORIEMI et al. [15] wiederum zeigten auf, dass durch Versteifungsplatten an den Lagern die Lastverteilung verbessert werden kann. Dies wiederum führt zur Reduktion der Kontaktkräfte und letztlich des Kontaktwinkels. LEUPOLD et al. [16] bestimmten, vor dem Hintergrund von empirischen Lagerversuchen, mittels FEM die Lastgrenzen, ab denen es zu abgeschnittenen Kontaktellipsen kommt.

Der Stand der Forschung zu Kantenpressungen zeigt, dass, zur Berücksichtigung von Kanten geometrien, Methoden zur Berechnung des Keilproblems, mit beliebigem Keilwinkel, und des Viertelraums, mit einem rechten Winkel der Kante, entwickelt wurden. Die Methoden bauen auf der Halbraumtheorie auf. Die berechenbaren Deformationen und Spannungsfelder sind rein elastisch. Anstrengungen zur Berücksichtigung von plastischem Materialverhalten sind nicht bekannt. Erkenntnisse aus der Anwendung der Methoden lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Ein Großteil der Forschungsbemühungen behandelt Effekte auf Kontakte in Kantennähe. Dabei reichen die Kontaktellipsen entweder nicht an den Rand heran oder die Pressungsverteilung wird aufgeprägt. In Kantennähe können deutliche Einflüsse der freien Oberfläche auf die Deformationen und elastischen Spannungen festgestellt werden, wenngleich keine Kantenpressungen berücksichtigt werden.
- Nur wenige Arbeiten betrachten die Effekte, die durch das Begrenzen von Kontakten durch eine Kante entstehen. Die allgemeineren Keilprobleme offenbaren das Auftreten von Singularitäten und daraus resultierenden Kantenpressungen in Abhängigkeit vom Keilwinkel. Meist erfolgt jedoch die Beschränkung auf Sonderfälle und Vereinfachungen, welche, die im Rahmen der Arbeit zu bewertenden, Kantenpressungen unzureichend behandeln.

Jenseits der grundlegenden kontaktmechanischen Untersuchungen zu Kanteneffekten, wurden, maßgeblich im Kontext der Optimierung von Profilierungen der Wälzkörper in Rollenlagern, Kantenpressungen untersucht. Meist steht dabei die Vermeidung der Kantenpressungen im Fokus. Einzelne Arbeiten zu zyklisch belasteten Kantenpressungen, unter Berücksichtigung von elasto-plastischem Werkstoffverhalten, zeigen, sowohl durch Simulation als auch mittels Versuch, dass sich die Kantengeometrie plastisch verändert. Die Pressungsspitzen werden abgebaut und es wird bei Berücksichtigung dieser Effekte eine höhere Lebensdauer abgeschätzt. Die Untersuchungen beschränken sich jedoch auf rein vertikale Be- und Entlastung.

## 3 Handlungsbedarf und Vorgehensweise

Nachdem nun die Motivation und Problemstellung aus der Einleitung in Kapitel 1 durch die Grundlagen und den Stand der Forschung untermauert wurden, folgt eine kurze Diskussion des Stands der Forschung, um die Forschungslücke und damit die Relevanz der Zielsetzung der vorliegenden Arbeit zu präzisieren. Darauf basierend erfolgt die Formulierung der Hypothesen und davon abgeleiteten Forschungsfragen.

### 3.1 Die Forschungslücke: eine Diskussion des Stands der Forschung

Aus dem Stand der Forschung wird deutlich, dass zur Simulation von Roll- bzw. Gleitkontakten seit vielen Jahren Methoden, sowohl für die FEM als auch für die SAM, entwickelt und fortlaufend optimiert wurden und werden. Insbesondere zur Abbildung des Shakedownverhaltens, also der zu erwartenden Materialantwort auf zyklische Belastung, werden zunehmend komplexe nichtlineare Werkstoffmodelle eingesetzt.

Die sogenannten direkten Methoden bieten die Möglichkeit, sehr viele Lastzyklen zu berechnen. Sie zielen maßgeblich auf die Bestimmung von Shakedownlimits und ggf. Schadenskriterien der Ermüdung ab. Für die vorliegende Problemstellung der Kantenbewertung scheinen die direkten Methoden jedoch ungeeignet, da die Entwicklung lokaler Größen, welche den Rollkontakt beeinflussen, nicht berücksichtigt werden können. Zudem zielt der angestrebte Bewertungsansatz nicht auf Ermüdungsschäden, sondern auf mögliche Effekte innerhalb der ersten Rollzyklen ab, welche zu vorzeitigen Ausfällen führen oder maßgeblich die Lebensdauer beeinflussen.

Vielversprechender sind die transienten Ansätze. Die Berücksichtigung der Entwicklung lokaler Größen muss dabei jedoch durch einen deutlich höheren numerischen Aufwand erkauft werden. So sind entsprechende Simulationen für den dreidimensionalen Fall noch immer verhältnismäßig zeitaufwändig. Gegenüber der FEM bieten die SAM einen gewissen Zeitvorteil, wobei die SAM aber durch die Halbraumtheorie eingeschränkt sind. Wenngleich mittels FEM und SAM bereits transiente Simulationen mehrfacher Überrollungen – z. B. zur Untersuchung des Shakedownverhaltens, aber auch von Verschleiß, dem Einlaufen von rauen Oberflächen und Rissbildung – durchgeführt wurden, so sind jedoch keine Arbeiten zur Simulation von überrollten Kantengeometrien mit resultierenden Kantenpressungen bekannt. Die dafür erforderliche, sehr feine Diskretisierung erhöht die Rechenzeiten unweiger-

lich weiter. Eine regelmäßige Anwendung im Kontext der Lagerauslegung scheint daher kaum sinnvoll. Die Herausforderung effizienter und damit schneller transienter Simulationen, z. B. in Form von Näherungsmethoden, ist somit weiterhin eine relevante Fragestellung.

Während die Simulation von überrollten Kanten aussteht, so zeigt der zweite Teil des Stands der Forschung auf, dass die Problematik von Kanten eigentlich lange bekannt ist. Die weit zurückreichenden Forschungsbemühungen fokussieren sich dabei jedoch maßgeblich auf die Vermeidung von Kantenpressungen. Die Herausforderung der Bewertung von Kantenpressungen wird damit umgangen. Trotz dieser Bemühungen treten in der Praxis weiterhin Kantenpressungen unter ungünstigen Betriebsbedingungen auf. Die Lagerhersteller sehen sich mit Fragen zur Tragfähigkeit und Zuverlässigkeit in solchen Spezialfällen konfrontiert.

Die vorhandenen Untersuchungen zum Einfluss von Kanten auf die Ausprägung des Kontaktes, insbesondere mit Viertelraummethoden und dem allgemeineren Keilproblem, verfehlen die Fragestellungen dieser Arbeit weitgehend: So wurde meist elastisches Materialverhalten angenommen und Kantenpressungen, durch aufgeprägte Pressungsverteilungen oder einen ausreichenden Abstand der Kontaktellipse zur Kante, umgangen. Gerade die Folgen der Kantenpressungen, durch das Abschneiden der Kontaktellipse unter Berücksichtigung elasto-plastischen Materialverhaltens, bilden aber den Kern der vorliegenden Problemstellung.

Eine eingehende Untersuchung, sowohl mittels FEM als auch den SAM, steht offenbar aus. Einige wenige Arbeiten untersuchten zyklisch belastete, elasto-plastische Kontakte mit Kantenpressungen an Zylinderrollen. Diese vorhandenen Untersuchungen zeigten einen erwarteten und plausiblen Mechanismus auf, nämlich die Reduktion von Kantenpressungen durch lokale plastische Deformationen innerhalb der ersten Überrollungen. Auch ein ausgeprägter Einfluss auf die Lebensdauer der Zylinderrollenlager wurde deutlich. Ähnliche Untersuchungen zu punktförmigen Kontakten, wie sie etwa in Vierpunktlagern und Schrägkugellagern vorkommen, und die Berücksichtigung des zyklisch überrollten, statt des rein vertikal belasteten, Kontaktes sind hingegen nicht bekannt.

### **3.2 Der abgeleitete Handlungsbedarf**

Aus der Forschungslücke resultiert die Zielsetzung dieser Arbeit, die hier nochmals in Erinnerung gerufen werden soll:

**Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist ein Ansatz zur fundierten Bewertung von Kantenpressungen in Wälzlagern auf Basis von Simulationen mehrfach überrollter elasto-plastischer Kontakte.**

Zum Erreichen dieser Zielsetzung müssen zwei maßgebliche Teilaspekte betrachtet werden. Dies sind zum einen die lange Rechenzeit bei transienten Simulationen und zum anderen die Berechnung von Kantenpressungen unter Berücksichtigung von elasto-plastischem Materialverhalten mittels SAM. Hierzu wurden zwei Hypothesen formuliert, welche durch die Beantwortung abgeleiteter Forschungsfragen im Rahmen dieser Arbeit bewertet werden.

Die Rechenzeit für transiente Überrollungssimulationen muss für einen effizienten, regelmäßigen Einsatz im Lagerauslegungsprozess verkürzt werden. Es besteht der Bedarf nach einer schnellen Näherungsmethode. Die neue Methode sollte dabei möglichst unabhängig von der Werkstoffmodellierung und der Kontaktgeometrie sein. Anders als bei bestehenden direkten Methoden sollen auch lokale transiente Effekte berücksichtigt werden. Dies führt zur ersten Hypothese:

**1. Hypothese:** *Durch Überführung der herkömmlichen, transienten Simulation semi-analytischer Methoden (SAM) in einen teiltransienten Näherungsansatz wird die Berechnung von mehrfach überrollten, dreidimensionalen, symmetrischen, elliptischen Kontakten, mit hinreichender Ergebnisgüte<sup>26</sup>, beschleunigt.*

Zur Entwicklung und Bewertung der neuen Näherungsmethode müssen die folgenden Forschungsfragen beantwortet werden:

- Wodurch ist der überrollte Kontakt charakterisiert?
- Kann mit einem teiltransienten Näherungsansatz der überrollte Zustand abgebildet werden?
- Welche Abhängigkeiten bestehen zwischen Ergebnisgüte und Rechenzeit? Kann darauf aktiv Einfluss genommen werden?

Bevor die entwickelte Näherungsmethode zur Simulation von Mehrfachüberrollungen auf den Kontakt mit Kantenpressungen angewendet werden kann, sind die grundlegenden Anwendungsgrenzen der SAM zur Berechnung von Kontakten mit abgeschnittenen Kontaktellipsen zu überprüfen. Dies ist notwendig, da Kantengeometrien die Rahmenbedingungen der Halbraumtheorie verletzen. Es liegen aber keine vorhandenen Untersuchungen zum Halbraum, den Viertelraummethoden und Keilproblemen vor, welche sich mit Folgen

---

<sup>26</sup> Als hinreichende Ergebnisgüte wird eine Abweichung von maximal 10% in Bezug auf das, mit der herkömmlichen, transienten Simulation berechnete, Modell betrachtet. Dies umfasst die plastischen Dehnungen und Deformationen sowie Eigenspannungen im stabilen Zustand der Überrollung.

dieses Sachverhaltes unter Berücksichtigung von elasto-plastischem Materialverhalten beschäftigen. Es wird deshalb zunächst die folgende, zweite Hypothese formuliert:

**2. Hypothese:** *Im Halbraum sind Kantenpressungen durch abgeschnittene Kontaktellipsen in sinnvollen<sup>27</sup> Anwendungsgrenzen mit hinreichender Genauigkeit<sup>28</sup> berechenbar.*

Hierbei müssen die folgenden Forschungsfragen beantwortet werden:

- Wodurch ist ein Kontakt mit abgeschnittener Kontaktellipse charakterisiert?
- Welchen Einfluss hat die Kantengeometrie?
- Können mittels SAM Kantenpressungen durch abgeschnittene Kontaktellipsen berechnet werden? Wird trotz Verletzung der Randbedingungen der Halbraumtheorie die Charakteristik richtig abgebildet?
- Wo liegen die Anwendungsgrenzen zur Berechnung von Kantenpressungen mittels SAM?

Anschließend muss ein Ansatz zur Bewertung von Kantenpressungen formuliert werden. Hierzu gehört die Beschreibung der Potentiale des Ansatzes sowie die Aufarbeitung der Grenzen und eine entsprechende Diskussion des weiteren Forschungsbedarfs.

### 3.3 Die gewählte Vorgehensweise

Entsprechend des abgeleiteten Handlungsbedarfs gliedert sich das weitere Vorgehen dieser Arbeit gemäß Bild 16 weiter auf.

In Kapitel 4 wird eine schnelle Näherungsmethode zur Simulation von Mehrfachüberrollungen entwickelt. Hierzu wird in Abschnitt 4.1 eine herkömmliche, transiente Simulation analysiert und ein Näherungsansatz erschlossen. Die daraus entwickelte teiltransiente Näherungsmethode wird in Abschnitt 4.2 detailliert beschrieben, in Abschnitt 4.3 anhand von einigen Beispielen validiert und in Abschnitt 4.4 diskutiert und bewertet.

In Kapitel 5 wird durch eine Fallstudie die Eignung der SAM zur Berechnung von Kantenpressungen untersucht. Hierzu wird in Abschnitt 5.1 als Referenz die Charakteristik von Kantenpressungen in der FEM betrachtet. In Abschnitt 5.2 wird eine Auswahl der Modelle im Halbraum mittels SAM simuliert. Abschließend werden in Abschnitt 5.3 die Ergebnisse von FEM

---

<sup>27</sup> Als sinnvoll wird ein Freistichwinkel von mindestens 60° betrachtet. Dies entspricht, in grober Schätzung, dem Winkel der Kante des Laufbahnrandes eines Vierpunktlagers.

<sup>28</sup> Als hinreichende Genauigkeit wird eine Abweichung von maximal 10% in Bezug auf das mit FEM berechnete Modell betrachtet.

und SAM verglichen und die Eignung und die Anwendungsgrenzen der SAM diskutiert und in Abschnitt 5.4 bewertet.

Basierend auf den Ergebnissen der vorausgehenden Kapitel wird in Kapitel 6 ein Ansatz zur Bewertung von Kantenpressungen präsentiert. In Abschnitt 6.1 wird der theoretische Ansatz detailliert beschrieben, um in Abschnitt 6.2 diskutiert zu werden. Besonderes Augenmerk liegt hierbei auf der Behandlung der noch vorhandenen Einschränkungen und dem daraus resultierenden weiteren Forschungsbedarf sowie zugehöriger Lösungsansätze.

Den Abschluss der Arbeit bilden Zusammenfassung und Ausblick in Kapitel 7.

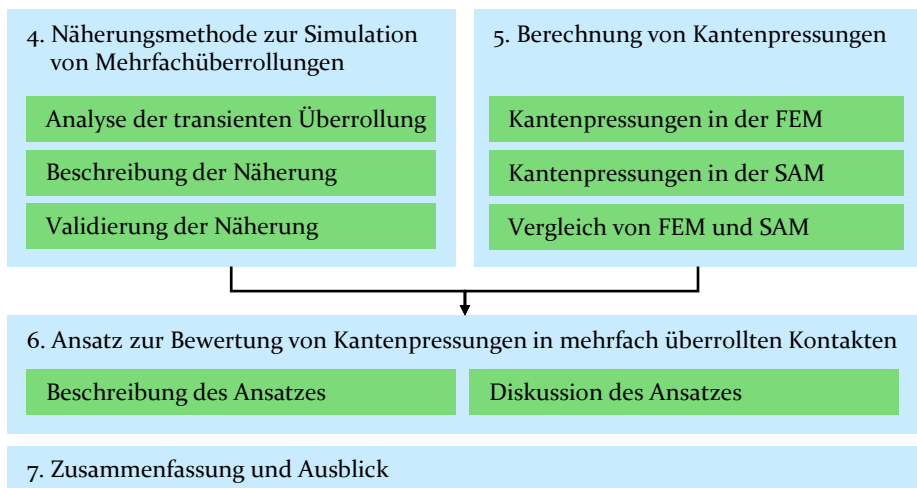


Bild 16: Schema der Vorgehensweise.



## 4 Eine Näherungsmethode zur Simulation von mehrfach überrollten Kontakten im Halbraum

Da vorhandene transiente Simulationen von Überrollungen hohe Rechenzeiten aufweisen, soll eine möglichst universelle Näherungsmethode entwickelt und validiert werden, mit dem Ziel einer Beschleunigung der Berechnung mehrfach überrollter Kontakte. Um einen Ansatz für die Näherungsmethode zu erschließen, wird zunächst das Ergebnis einer herkömmlichen, transienten Überrollungsberechnung analysiert, wobei der Frage nachgegangen wird, wodurch ein überrollter Kontakt charakterisiert ist.

Die im Rahmen der Arbeit verwendete transiente Überrollungsberechnung mittels SAM wurde gemäß Abschnitt 2.3 selbst in TELOS implementiert und ist über die plastische Deformation mit einem Modell von NÉLIAS et al. aus [46] und [25] für die ersten drei Überrollungen  $m$  abgeglichen, siehe Bild A1 und Tabelle A1 im Anhang.

### 4.1 Analyse der transienten Überrollungsberechnung

Dieser Abschnitt widmet sich der Analyse der Ergebnisse einer herkömmlichen, transienten Simulation einer einfachen Überrollung mittels SAM. Es wird das häufig verwendete, idealisierte Kugel-Ebene-Modell einer starren Kugel, die reibungsfrei auf einem Halbraum mit elasto-plastischem Materialverhalten abrollt, betrachtet. Der allgemeine Ablauf einer Überrollung lässt sich in folgende drei Teile aufteilen, siehe auch Bild 17:

1. **Belasten:** Die Last  $F$  wird kraftgesteuert vertikal aufgebracht. Es bauen sich die ersten plastischen Dehnungen, Deformationen und Eigenspannungen im Halbraum auf. Dieser Schritt wird folgend als Ersteindruck bezeichnet.
2. **Reibungsfreies Rollen bzw. Gleiten:** Die Kugel rollt bzw. gleitet reibungsfrei über eine vorgegebene Länge  $l_R$ , die Rollstrecke. Die Last  $F$  wird dabei konstant aufrechterhalten. Die waagerechte Bewegung erfolgt weggesteuert, während die vertikale Position der Kugel wie beim Ersteindruck ausschließlich durch die elastische und plastische Deformation des Halbraums bestimmt ist.
3. **Entlastung:** Die Kugel wird vertikal entlastet. Eine direkte Simulation der Entlastung ist jedoch nicht notwendig, da bei Verwendung der SAM die plastischen Dehnungen und resultierenden Deformationen bereits im belasteten Zustand bekannt sind und sich aufgrund der isotropen Verfestigung durch die Entlastung nicht ändern.

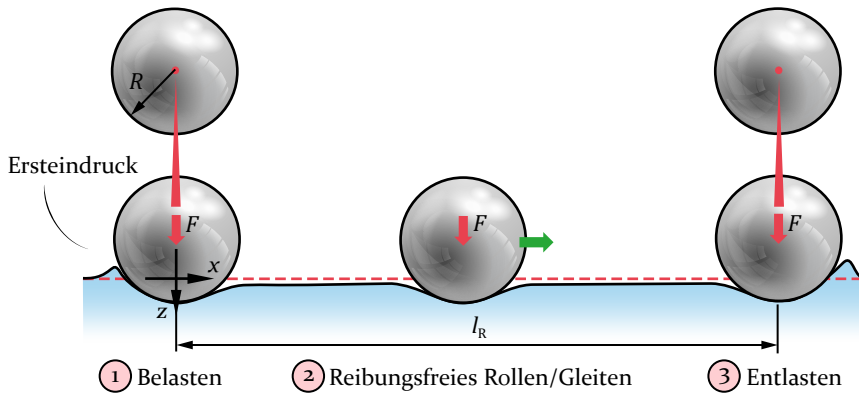


Bild 17: Schemadarstellung einer einfachen Überrollung.

Im betrachteten Grundmodell rollt bzw. gleitet eine starre Kugel mit einem Radius von  $R = 10$  mm reibungsfrei auf einem Halbraum aus Lagerstahl 100Cr6. Die Modellierung des Lagerstahls berücksichtigt elasto-plastisches Materialverhalten mit isotroper Verfestigung, welche durch die Fließkurve nach SWIFT [44], siehe Bild 5 und Gleichung 10, in Verbindung mit der Vergleichsspannung nach VON MISES abgebildet wird. Die Werte der relevanten Modellparameter sind in Tabelle 1 zusammengefasst.

Für eine vertikale Last von  $F = 820$  N ergibt sich nach der HERTZschen Theorie eine maximale Pressung von  $p_H = 4,39$  GPa bei einem Kontaktradius von  $a = 0,2987$  mm. Zur einheitlichen Darstellung und leichteren Vergleichbarkeit verschiedener Modelle sind im Folgenden, bis auf wenige Ausnahmen, Längenangaben mit dem jeweiligen Kontaktradius  $a$  normiert.

Die Last  $F$  wurde so gewählt, dass die maximal auftretende Vergleichsspannung nach VON MISES dem Doppelten der Fließgrenze des Werkstoffs 100Cr6 entspricht. Die Rollstrecke wurde mit  $l_R = 18 a$  festgelegt, was etwas über der Hälfte des Kugelradius  $R$  entspricht. Das kartesische Koordinatensystem befindet sich in allen Darstellungen auf der undeformierten Oberfläche des Halbraums am Beginn der Rollstrecke, vergleiche Bild 17. Die positive  $x$ -Achse entspricht der Rollrichtung. Die positive  $z$ -Achse zeigt senkrecht zur Oberfläche in den Halbraum.

Im Folgenden werden überwiegend die plastische Deformation der Oberfläche  $u^{pl}$  und die plastischen Dehnungen  $\epsilon_{ij}^{pl}$  sowie die Eigenspannungen  $\sigma_{ij}^{pl}$  im überrollten Volumen des Halbraums betrachtet. Diese kontinuumsmechanischen Größen werden als charakteristisch für den überrollten Zustand betrachtet, da diese permanent sind, also auch nach Entlastung verbleiben. Sie stellen den Ausgangszustand für eine darauffolgende Überrollung dar. Die

Tabelle 1: Modellparameter des Kugel-Ebene-Kontaktes.

		Kugel	Halbraum
Radius	$R$	10 mm	-
Werkstoffverhalten		starr <sup>†</sup>	elasto-plastisch
E-Modul	$E$	$(1 \cdot 10^9 \text{ GPa})$	210 GPa
Querdehnzahl	$\nu$	(0,3)	0,3
Verfestigungsparameter <sup>‡</sup>	$B$	-	945 MPa
	$C$	-	20
	$n$	-	0,121
Last	$F$		820 N
HERTZsche Größen	$p_H$		4,39 GPa
	$a$		0,2987 mm
Rollstrecke	$l_R$		18 $a$
transiente Schritte			180
Diskretisierung	$\Delta x, \Delta y, \Delta z$		0,1 $a$
Elementanzahl	$N_x$		256
	$N_y$		64
	$N_z$		32

<sup>†</sup>Die Modellierung des starren Körpers erfolgt in TELOS durch einen sehr hohen E-Modul.

<sup>‡</sup>Für eine Fließkurve nach SWIFT.

Pressungsverteilung  $p$  sowie die zugehörigen elastischen Spannungen  $\sigma_{ij}^{\text{el}}$ , Dehnungen  $\epsilon_{ij}^{\text{el}}$  und Deformationen  $u^{\text{el}}$  sind lediglich temporär unter Belastung vorhanden und vollständig reversibel. Diese werden lediglich vereinzelt für Erklärungen, im Sinne von Momentaufnahmen während der Überrollung, betrachtet.

Abgesehen von der Oberflächendeformation handelt es sich bei den Größen um Tensorfelder. Das heißt jedem Punkt im dreidimensionalen Raum ist ein Tensor zugeordnet. Diese Tensorfelder lassen sich schwer oder überhaupt nicht in ihrer Gänze visualisieren<sup>29</sup> [S1]. Für das Verständnis der Arbeit ist jedoch vor allem die Verteilung entlang der Rollrichtung  $x$  und die Vergleichbarkeit der verschiedenen Tensorkomponenten maßgeblich. Dies macht eine

<sup>29</sup> Vergleiche hierzu beispielhaft die räumliche Darstellung des elastischen Spannungszustands in Bild 8. Zur vollständigen Visualisierung mussten die einzelnen Tensorkomponenten getrennt dargestellt werden. Eine quantitative Auswertung ist, durch dreidimensional überlagerte, spannungsisometrische Darstellung, dennoch nicht möglich.

Selektion der Daten auf eine eindimensionale Darstellung notwendig. In den folgenden Diagrammen sind deshalb alle Größen über der  $x$ -Achse in der Mittelebene ( $y = 0$ ) aufgetragen<sup>30</sup>, vergleiche Bild 18 a, b. Die Tensorgrößen sind zudem nur für eine Tiefe  $z/a \approx 0,5$  ausgewertet und abgebildet, siehe Bild 18 c. In dieser Tiefe, im Zentrum des Kontaktes, liegt für einen reibungsfreien Punktkontakt die höchste Vergleichsspannung nach VON MISES  $\sigma_{vM}$  und damit auch die höchste effektive plastische Dehnung  $\epsilon_{eff}^{pl}$  vor. Dieser Punkt wird auch BIELAJEW-Punkt genannt. Für die betrachteten Kontaktparameter sind die Komponenten  $xy$  und  $yz$  der plastischen Dehnung und Eigenspannung in der betrachteten Mittelebene null. Diese werden deshalb nicht näher betrachtet und in den Darstellungen weggelassen.

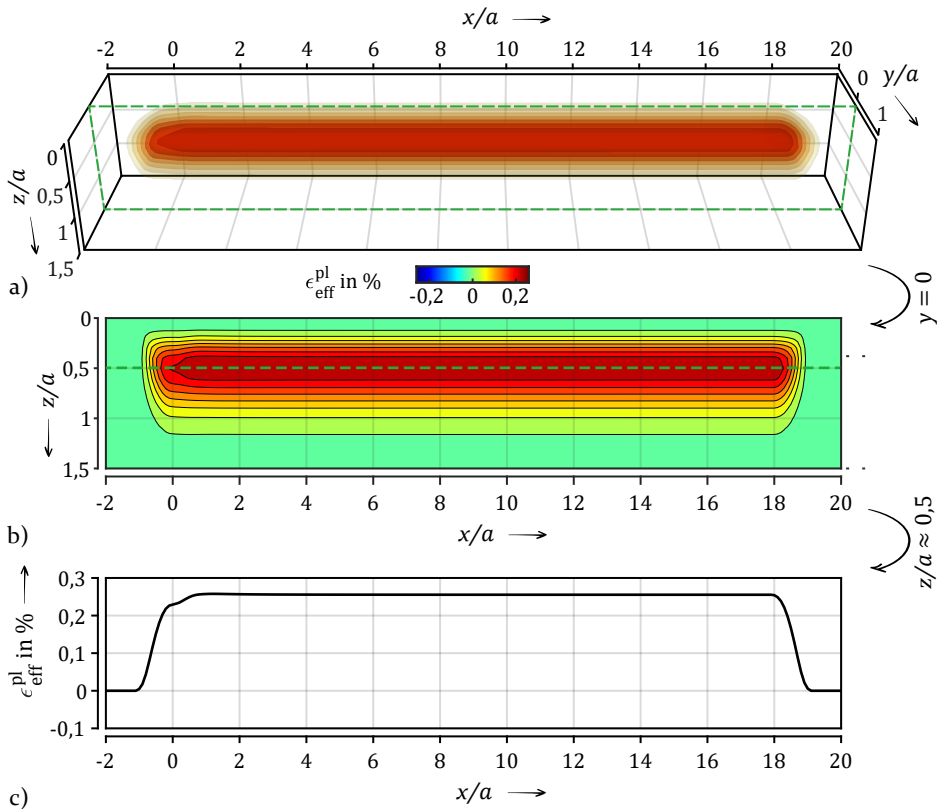


Bild 18: Effektive plastische Dehnung  $\epsilon_{eff}^{pl}$  in dreidimensionaler Darstellung als Feld (a), in zweidimensionaler Darstellung in der Mittelebene  $y = 0$  (b) und in eindimensionaler Darstellung in der Tiefe  $z/a \approx 0,5$  (c).

<sup>30</sup> Der Vollständigkeit und Nachvollziehbarkeit halber, sind in Bild A2 im Anhang die relevanten Tensorkomponenten der plastischen Dehnung  $\epsilon^{pl}$  in der Mittelebene  $y = 0$  dargestellt.

In Bild 19 ist die plastische Deformation  $u^{\text{pl}}$  der Oberfläche für den Ersteindruck ( $m = 0$ ) sowie nach den ersten drei Überrollungen ( $m = 1, 2, 3$ ) dargestellt. Ausgehend vom Ersteindruck bei  $x/a = 0$  nimmt die Tiefe des Eindruckes zunächst deutlich zu, um dann wieder abzuflachen und einen konstanten Wert anzustreben<sup>31</sup>. Dieser ist im vorliegenden Fall bei  $x/a \approx 6$  erreicht und bleibt bis kurz vor Ende der Rollstrecke konstant. Im Folgenden wird dieser Bereich stabiler Zustand bzw. stabiles Rollen bzw. Gleiten genannt. Der Bereich vom Rollbeginn bis zum stabilen Zustand wird aufgrund der sich verändernden Werte folgend transienter Bereich genannt. Hervorzuheben ist, dass die Tiefe des Ersteindruckes und des stabilen Zustands nicht übereinstimmen. Betrachtet man die resultierende Deformation der zweiten Überrollung, so ist diese über die gesamte Rollstrecke nur in geringem Maße größer geworden. Bei der dritten Überrollung veränderte sich die Oberflächendeformation so wenig, dass die Linie der dritten Überrollung in Bild 19 nicht von der Linie der zweiten Überrollung zu unterscheiden ist. Für die gewählte isotrope Verfestigung erfolgt also die maßgebliche Deformation bei der ersten Überrollung. Die Folgeüberrollungen führen nur noch zu abnehmenden, sehr kleinen weiteren Deformationen. Es stellt sich also ein elastischer Shakedown ein. Die weitere Analyse des überrollten Zustands konzentriert sich deshalb nur auf die erste Überrollung.

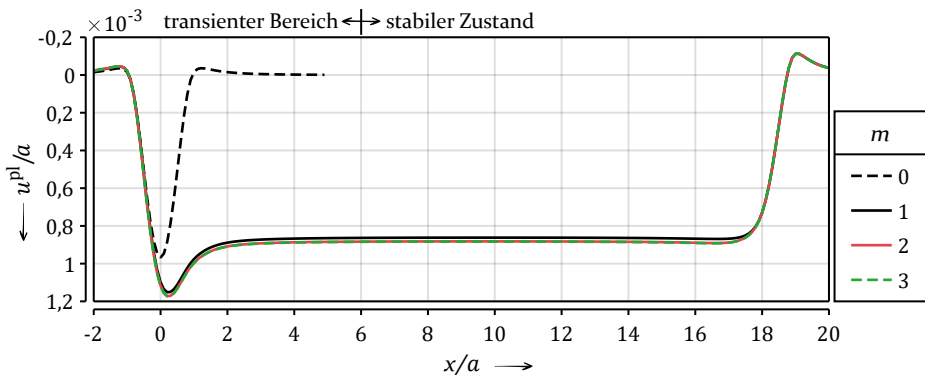


Bild 19: Profil der plastischen Oberflächendeformation  $u^{\text{pl}}$  für den Ersteindruck  $m = 0$  und nach den ersten drei Überrollungen  $m = 1, 2, 3$ .

In Bild 20 sind die Komponenten des plastischen Dehnungstensors  $\epsilon_{ij}^{\text{pl}}$  und die zugehörige effektive plastische Dehnung  $\epsilon_{\text{eff}}^{\text{pl}}$  für den Ersteindruck  $m = 0$  (gestrichelte Linien, - -) und nach der ersten Überrollung  $m = 1$  (durchgezogene Linien, —) dargestellt. Die Ausprägung der Dehnungskomponenten

<sup>31</sup> Der tiefe Eindruck am Beginn der Überrollung tritt auch bei Simulationen mittels FEM [26, 132] und in Experimenten, z. B. bei Scratchtests [192–194], auf.

für den Ersteindruck stimmt qualitativ gut mit der bekannten Verteilung der elastischen Spannungen des Punktkontaktes überein, vergleiche Bild 24. Ausgehend davon verändern sich die Komponenten im transienten Bereich von  $x/a = 0$  bis  $x/a \approx 4$  unterschiedlich. Während die Komponenten  $\epsilon_{xx}^{pl}$  und  $\epsilon_{zz}^{pl}$  in ihrem Betrag abnehmen, nehmen die Komponenten  $\epsilon_{yy}^{pl}$  und insbesondere  $\epsilon_{xz}^{pl}$  zu. Die effektive plastische Dehnung  $\epsilon_{eff}^{pl}$  nimmt ebenfalls zu. Ab  $x/a \approx 4$  liegt, äquivalent zur plastischen Deformation der Oberfläche, auch hier der stabile Zustand vor. Dies ist zu erwarten, da bei den SAM aus den plastischen Dehnungen die Deformationen der Oberfläche berechnet werden. Die Verläufe am Rollbeginn hingegen offenbaren keine einfache Erklärung für den tiefen Eindruck am Beginn der Überrollung. Am Ende der Überrollung, an der Rollfront bei  $x/a = 18$ , fallen die plastischen Dehnungen auf Null ab.

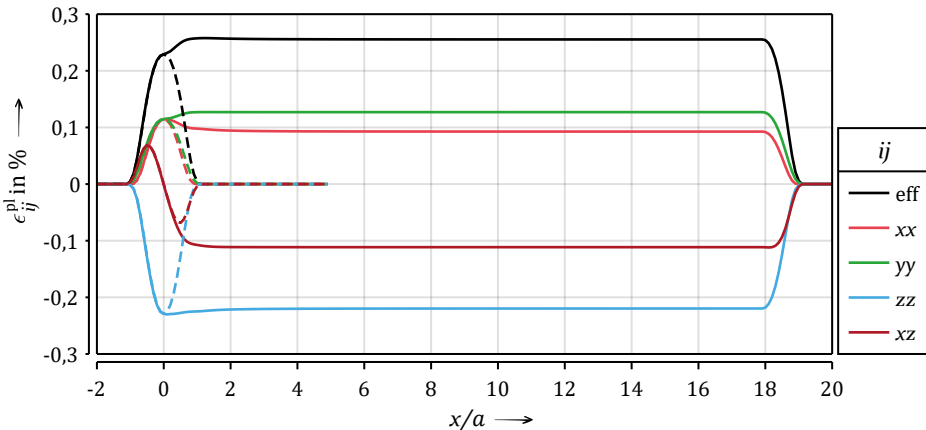


Bild 20: Plastische Dehnungskomponenten  $\epsilon_{ij}^{pl}$  für den Ersteindruck  $m = 0$  (- -) und nach der ersten Überrollung  $m = 1$  (—).

In Bild 21 sind die Komponenten des Eigenspannungstensors  $\sigma_{ij}^{pl}$  und die zugehörige Vergleichsspannung  $\sigma_{eff}^{pl}$  dargestellt, jeweils für den Ersteindruck  $m = 0$  (- -) und nach der ersten Überrollung  $m = 1$  (—). Wie bei der plastischen Dehnung zeigt sich bei der Eigenspannung deutlich der stabile Zustand in Form von konstanten Werten entlang der Rollrichtung für  $x$  von  $4a$  bis  $16a$ . Am Rollbeginn und -ende hingegen liegt auch hier ein deutlich abweichendes Verhalten vor. Vergleicht man die Beträge der Komponenten beim Ersteindruck mit denen im stabilen Zustand fallen auch hier deutliche Unterschiede auf.

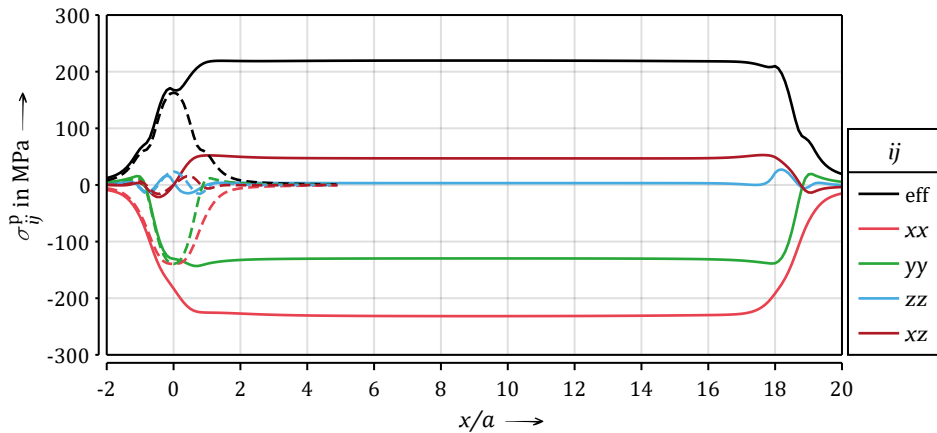


Bild 21: Komponenten der Eigenspannung  $\sigma_{ij}^p$  für den Ersteindruck  $m = 0$  (--) und nach der ersten Überrollung  $m = 1$  (—).

Die Betrachtung von Bild 19 bis Bild 21 zeigt, dass ab einer hinreichenden Rollstrecke ein Bereich existiert, in dem die untersuchten charakteristischen Größen einen konstanten Wert annehmen – der stabile Zustand. Insbesondere am Beginn der Überrollung, aber auch an der Rollfront, lassen sich hingegen teilweise unerwartete Verläufe der betrachteten Größen beobachten. Auf diese wiesen auch schon BHARGAVA et al. [26] und HAM et al. [116], bei ihren transienten Simulationen mittels FEM, hin. Sowohl der stabile Zustand als auch die Effekte am Rollbeginn und -ende im transienten Bereich werden im Folgenden näher betrachtet, um einen Ansatz für die angestrebte Näherungsberechnung zu identifizieren.

#### 4.1.1 Stabiler Zustand

Liegt ein hinreichender Abstand zum Rollbeginn vor, stellt sich der stabile Zustand bzw. das stabile Rollen bzw. Gleiten ein. In diesem Bereich sind die plastischen Dehnungen, Eigenspannungen und plastischen Deformationen in Rollrichtung konstant. Die tatsächliche Länge der Rollstrecke  $l_R$  wird unerheblich, sobald der stabile Zustand erreicht ist. Bei einer Verlängerung der Rollstrecke verlängert sich entsprechend der stabile Bereich.

Die Existenz eines stabilen Bereichs erscheint intuitiv, wenn man bei konstanter Last von einem homogenen Material und einer in Rollrichtung konstanten Geometrie ausgeht, was im betrachteten Modell der Fall ist. Abweichungen vom stabilen Zustand treten nur am Beginn und Ende der Überrollung auf. Im Folgenden soll anhand einiger, vom Grundmodell abgeleiteter, Varianten

erörtert werden, welche Abhängigkeiten in Bezug auf die Rollstrecke bis zum Erreichen des stabilen Zustands und den stabilen Zustand selbst vorliegen.

In Bild 22 ist die plastische Deformation  $u^{\text{pl}}$  für den Ersteindruck  $m = 0$  (---) und nach der ersten Überrollung  $m = 1$  (—) jeweils für das Grundmodell mit Last  $F$  sowie für die doppelte und vierfache Last dargestellt. Wie zu erwarten, ergab sich bei höherer Last eine höhere plastische Deformation. In allen drei Lastfällen stellte sich der Zustand stabilen Rollens/Gleitens ein. Bei höherer Last war eine längere Rollstrecke bis zu dessen Erreichen notwendig. Es kann geschlossen werden, dass sich, unabhängig von der Lasthöhe, ein stabiler Zustand einstellt. Die Länge der Rollstrecke bis zum Erreichen des stabilen Zustands nimmt jedoch bei sonst gleichen Kontaktparametern mit der Lasthöhe zu.

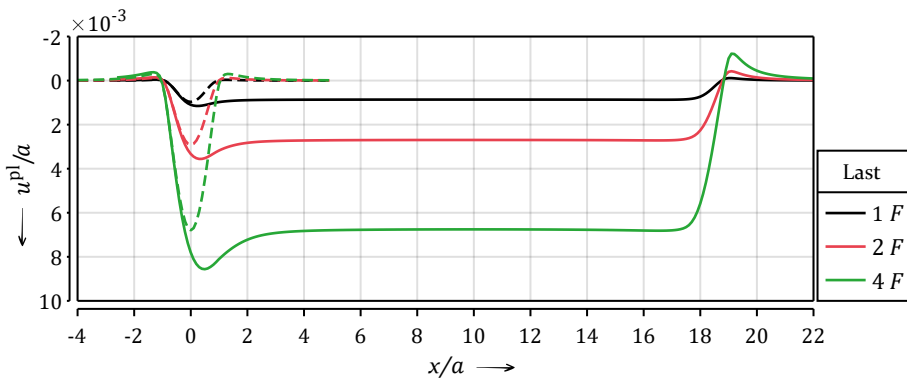


Bild 22: Plastische Deformation  $u^{\text{pl}}$  für unterschiedliche Lastenhöhen für den Ersteindruck  $m = 0$  (---) und nach der ersten Überrollung  $m = 1$  (—).

In Bild 23 ist die plastische Deformation  $u^{\text{pl}}$  für das Grundmodell sowie für das Aufbringen der Last  $F$  in Form zweier linearer Lastrampen dargestellt. So wurde die Kraft nicht vor Beginn des Rollens vollständig aufgebracht, sondern nahm während des Rollens zu, bis die volle Höhe erreicht wurde und blieb dann konstant für den Rest der Rollstrecke. Je länger die Lastrampe, desto flacher war der tiefere Eindruck im transienten Bereich und desto später wurde der stabile Zustand erreicht. Es ist jedoch zu erkennen, dass der Zustand des stabilen Rollens/Gleitens in allen drei Fällen erreicht wurde und die Tiefe des Eindrucks im stabilen Zustand gleich war. Der stabile Zustand ist also unabhängig von der Form der Lastaufbringung – lediglich die Länge der Rollstrecke bis zum Erreichen des stabilen Zustands ist unterschiedlich. Wird die Last, wie im Grundmodell, vollständig vor dem Beginn des Rollens aufgebracht, wird der stabile Zustand nach der kürzesten Rollstrecke erreicht, wobei die Tiefe des Eindrucks im transienten Bereich maximal ist.

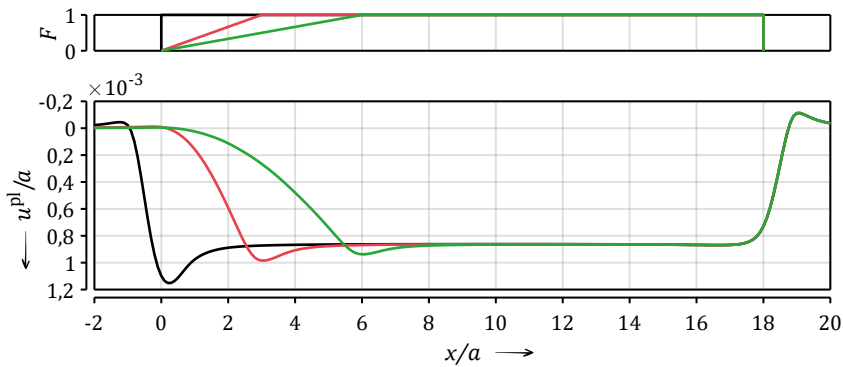


Bild 23: Plastische Deformation  $u^{\text{pl}}$  für unterschiedliche Kraftaufbringung nach der ersten Überrollung  $m = 1$ .

Es lässt sich zusammenfassen, dass sich unter der Voraussetzung von homogenem Material mit isotroper Verfestigung, konstanter Last und Geometrie in Rollrichtung immer ein stabiler Zustand einstellt. Dies gilt unter der Voraussetzung einer ausreichend langen Rollstrecke. Sind die transienten Effekte am Anfang der Überrollung überwunden, setzt sich der stabile Zustand beliebig lange fort. Der stabile Zustand stellt damit die Zielgröße der gesuchten Näherungsrechnung dar. Obwohl der stabile Zustand unabhängig von den Anfangseffekten ist, kann er nicht direkt bestimmt werden. Die Ausprägung der betrachteten charakteristischen Größen unterscheidet sich offensichtlich zwischen Erstdruck und stabilem Zustand. Dies wird aus Bild 19 bis Bild 22, bei Vergleich der gestrichelten mit den durchgezogenen Linienzügen, deutlich. Kenntnis über die Effekte am Rollbeginn und -ende sind also relevant, um zu verstehen, wodurch der stabile Zustand bestimmt ist und wann dieser erreicht ist. Im folgenden Abschnitt wird deshalb die Entstehung der charakteristischen Ausprägungen des überrollten Kontaktes am Rollbeginn und -ende erklärt.

#### 4.1.2 Effekte am Rollbeginn und -ende

Die Zusammenhänge lassen sich für das betrachtete Grundmodell aus dem einmal überrollten Zustand  $m = 1$  und einigen zusätzlichen Zwischenschritten der transienten Simulation ableiten und aufzeigen. Die Herleitung sowie detailliertere Erläuterungen sind bereits in [P3] veröffentlicht. In diesem Abschnitt wird lediglich ein kurzer Abriss der Zusammenhänge präsentiert, welcher einen Mehrwert zum Verständnis der vorliegenden Arbeit bringt.

## Plastische Dehnungen

Bild 24 zeigt den deviatorischen Spannungszustand  $s_{ij}$ , der maßgeblich für den Aufbau der plastischen Dehnungen ist. In gestrichelten Linien ist hierbei der Spannungszustand für den Ersteindruck  $m = 0$  bei voller Last sowie mit durchgezogenen Linien der Spannungszustand im stabilen Bereich dargestellt. Zum direkten Vergleich sind die Kontaktzentren zu  $x/a = 0$  verschoben. Es ist zu erkennen, dass sich die Spannungszustände nur wenig unterscheiden. Die aufgetretene Abweichung ist maßgeblich auf die Eigenspannungen zurückzuführen, die im bereits überrollten Bereich den Spannungszustand des stabilen Zustands beeinflussen [S1].

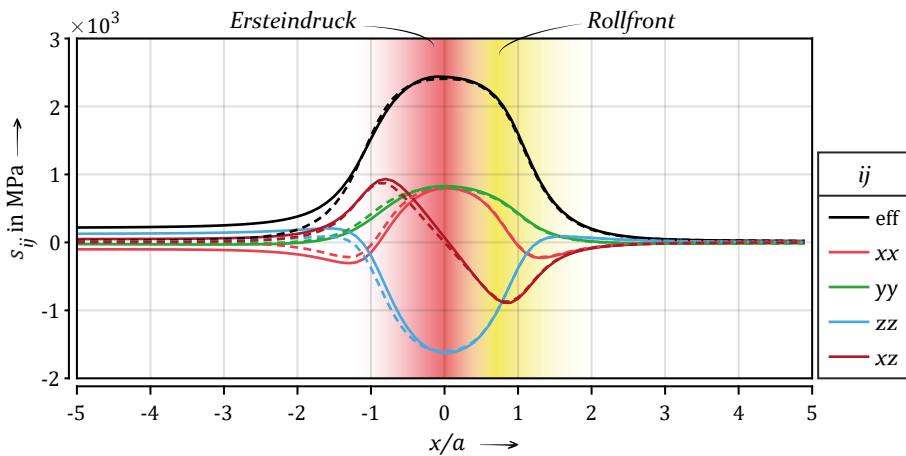


Bild 24: Deviatorischer Spannungszustand  $s_{ij}$  am Ersteindruck (--) und im stabilen Zustand (—).

Wie aus dem Profil der deviatorischen Vergleichsspannung  $s_{eff}$  abzuleiten ist, tritt beim Ersteindruck die stärkste Plastifizierung in der Kontaktmitte auf, wobei die Intensität zum Kontakttrand hin abnimmt, vergleiche den roten Farbverlauf in Bild 24. Der resultierende Dehnungszustand  $\epsilon_{ij}^{pl}$  (vergleiche Bild 20) ist dem deviatorischen Spannungszustand  $s_{ij}$  sehr ähnlich, wie der typische Vorzeichenwechsel von  $s_{xz}$  und  $\epsilon_{xz}^{pl}$  zeigt.

Beim anschließenden Rollen bleiben die plastischen Dehnungen und Eigenspannungen, die sich während des Ersteindruckes aufgebaut haben, bestehen. Das Material ist lokal verfestigt. Für eine konstante Last, in Kombination mit einer isotropen Verfestigung, bauen sich weitere Dehnungen nur noch an der Rollfront im Bereich um den halben Kontaktradius auf. Das Inkrement der Plastifizierung nimmt aufgrund der bereits vorhandenen Verfestigung zur Kontaktmitte hin ab. Ebenso nimmt es, zur Rollfront hin, durch den

vorhandenen Spannungsgradienten ab, vergleiche den gelben Farbverlauf in Bild 24. Das Inkrement der jeweiligen Dehnungskomponente wird durch den Betrag der lokalen deviatorischen Spannungskomponente bestimmt, welche teils deutlich vom Zentrum abweicht. Entsprechend erfährt zum Beispiel die plastische Dehnung  $\epsilon_{xz}^{\text{pl}}$  einen deutlichen Zuwachs, da  $s_{xz}$  am Ort der stärksten Plastifizierung an der Rollfront einen höheren Betrag aufweist als im Kontaktzentrum. In der Folge ergeben sich im stabilen Bereich höhere Dehnungen  $\epsilon_{xz}^{\text{pl}}$  und  $\epsilon_{yy}^{\text{pl}}$  und geringere Dehnungen  $\epsilon_{xx}^{\text{pl}}$  und  $\epsilon_{zz}^{\text{pl}}$  im Vergleich zum Ersteindruck.

Im transienten Bereich erfolgt also der Übergang vom initialen Dehnungszustand des Ersteindruckes zum stabilen, da der Einfluss des initialen mit zunehmender Rollstrecke abnimmt. Der Dehnungszustand im stabilen Zustand ist somit unabhängig vom Ersteindruck, jedoch abhängig vom Spannungszustand im stabilen Bereich, welcher sich durch die veränderte Konformität und vorhandenen Eigenspannungen vom Ersteindruck unterscheidet. Die Bestimmung des Dehnungszustands des stabilen Bereichs ist deshalb nicht direkt aus dem Ersteindruck möglich, da er durch die Plastifizierung an der Rollfront bestimmt und damit abhängig vom deviatorischen Spannungszustand im stabilen Bereich ist.

### Plastische Deformation

Bei den SAM setzt sich die charakteristische plastische Deformation  $u^{\text{pl}}$  aus Bild 19 additiv zusammen aus den Deformationskomponenten  $u_{ij}^{\text{pl}}$ , die aus den einzelnen plastischen Dehnungskomponenten  $\epsilon_{ij}^{\text{pl}}$  resultieren, vergleiche Gleichung 27.<sup>32</sup> In Bild 25 sind die Deformationskomponenten  $u_{ij}^{\text{pl}}$  sowie die resultierende Gesamtdeformation  $u^{\text{pl}}$  nach der ersten Überrollung  $m = 1$  dargestellt. Maßgeblichen Anteil an der Deformation im stabilen Zustand haben hierbei  $u_{zz}^{\text{pl}}$ ,  $u_{yz}^{\text{pl}}$  und  $u_{yy}^{\text{pl}}$ . Diese zeigen über die gesamte Rollstrecke nahezu konstante Werte. Der tiefe Eindruck im transienten Bereich und die Aufwürfe am Rollbeginn und an der Rollfront können hingegen maßgeblich  $u_{xz}^{\text{pl}}$  zugeordnet werden. Da das Profil von  $u_{xz}^{\text{pl}}$  nicht annähernd dem Verlauf der zugrundeliegenden Schubverzerrung  $\epsilon_{xz}^{\text{pl}}$  folgt, bedarf es zum Verständnis einer tiefergehenden Erklärung.

Im gewählten Koordinatensystem führt ein, unter der Oberfläche gelegener, Bereich mit negativer Schubverzerrung  $\epsilon_{xz}^{\text{pl}} < 0$  an der darüber liegenden Oberfläche zu einem Aufwurf auf der rechten Seite und zu einer Senke auf der linken Seite – vergleiche die schematische Darstellung in Bild 26 a. Bei  $\epsilon_{xz}^{\text{pl}} > 0$

<sup>32</sup> Die Summation über die Tensorkomponenten in Gleichung 27 verbirgt sich, mit der Schreibweise der EINSTEINschen Summenkonvention, in dem Term der dreifachen Summe, in eckigen Klammern.

ergibt sich die gegenläufige Deformation (Bild 26 b). Bei nebeneinanderliegenden Bereichen von Schubverzerrungen unterschiedlichen Vorzeichens addiert sich die Deformation in der Mitte (Bild 26 c), während sie sich bei gleichen Vorzeichen im mittleren Bereich aufhebt (Bild 26 d).

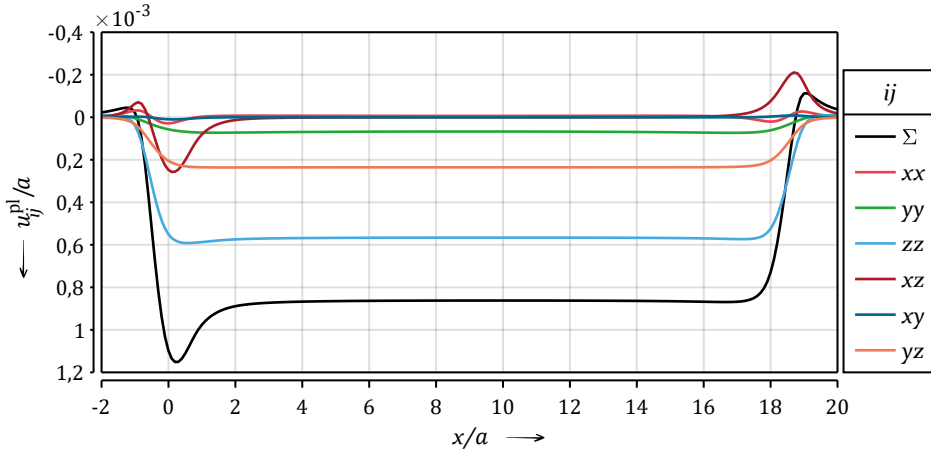


Bild 25: Aus einzelnen Dehnungskomponenten resultierende plastische Deformationskomponenten  $u_{ij}^{pl}$  und Gesamtdeformation  $u^{pl}(\Sigma)$  nach der ersten Überrollung  $m = 1$ .

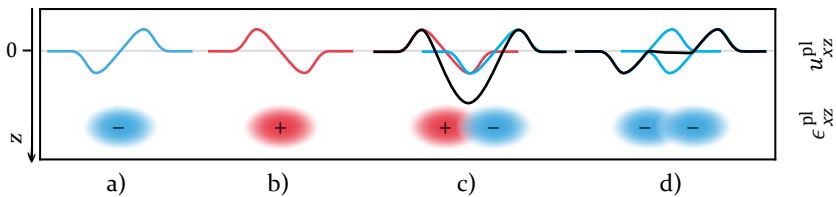


Bild 26: Schematische Darstellung der resultierenden plastischen Deformation durch negative (a) und positive (b) plastische Schubverzerrung  $\epsilon_{xz}^{pl}$  sowie das Resultat nebeneinanderliegender Bereiche von Schubverzerrungen (c, d).

In Bild 27 a ist das Feld der plastischen Schubverzerrung  $\epsilon_{xz}^{pl}$  in der  $xz$ -Ebene dargestellt. Aus dem Ersteindruck liegt am Beginn der Überrollung ein Bereich positiver Schubverzerrung vor. Der Bereich negativer Schubverzerrung ist durch die Überrollung bis zum Ende der Rollstrecke verlängert. Zur Verdeutlichung sind in Bild 27 b die schematischen Verläufe und darunter in Bild 27 c die tatsächlichen Verläufe der plastischen Schubverzerrung  $\epsilon_{xz}^{pl}$  (für  $z/a \approx 0,5$ ) und die resultierende plastische Deformationskomponente  $u_{xz}^{pl}$  an der Oberfläche dargestellt. Durch den Vorzeichenwechsel am Beginn der Überrollung addieren sich die plastischen Dehnungen, wodurch der tiefe

Eindruck entsteht. Im stabilen Bereich jedoch heben sich die plastischen Deformationen auf. Da die Überrollstrecke begrenzt ist, kann sich die Deformation sowohl der positiven Dehnung am Anfang als auch der negativen Dehnung am Ende nicht ausgleichen. Die Folge sind die zu beobachtenden Aufwürfe sowohl am Beginn der Überrollung als auch am Ende. Die plastische Deformation am Rollbeginn und -ende ist also zum maßgeblichen Teil durch die räumliche Verteilung der plastischen Schubverzerrung  $\epsilon_{xz}^{pl}$  definiert. Transiente Effekte durch die Änderung der plastischen Dehnung spielen beim betrachteten Grundmodell nur eine untergeordnete Rolle, vergleiche zum Beispiel die Verläufe von  $\epsilon_{zz}^{pl}$  in Bild 20 und  $u_{zz}^{pl}$  in Bild 25. Bei elliptischen Kontakten sind diese stärker ausgeprägt. Der Eindruck im transienten Bereich ist dann tiefer [46].

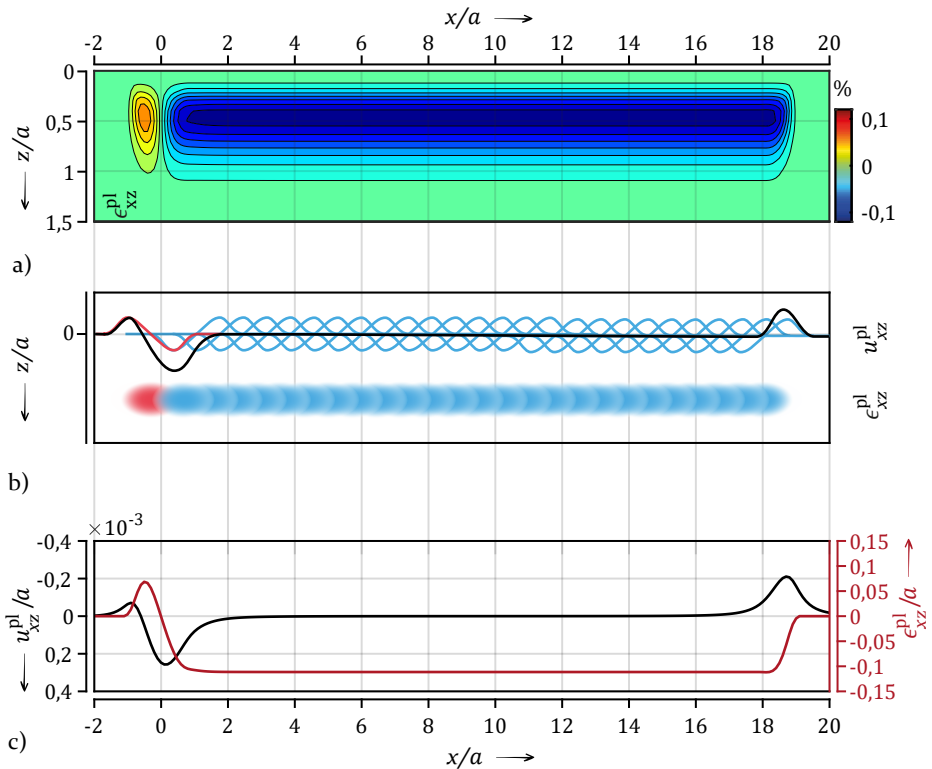


Bild 27: Darstellung der Verteilung der plastischen Schubverzerrung  $\epsilon_{xz}^{pl}$  in der  $xz$ -Ebene (a) sowie die schematischen (b) und tatsächlichen (c) Verläufe der plastischen Schubverzerrung  $\epsilon_{xz}^{pl}$  und der resultierenden plastischen Deformationskomponente  $u_{xz}^{pl}$  nach der ersten Überrollung  $m = 1$ .

## Konformität und Pressungsverteilung

Die Pressungsverteilung  $p$  ist abhängig von der Kontaktgeometrie. Plastische Deformationen der Oberfläche modifizieren die Kontaktgeometrie und damit die Konformität des Kontaktes. Dies wiederum ändert die Pressungsverteilung, die resultierenden Spannungen und plastischen Dehnungen. Da die plastischen Deformationen aus den plastischen Dehnungen berechnet werden, schließt sich ein Kreis der Abhängigkeit, weshalb die plastische Berechnung mit SAM iterativ erfolgt. In der Literatur [25] wird teils die Änderung der Konformität als Erklärungsansatz für die zuvor besprochenen transienten Effekte zu Beginn der Überrollung genannt. Eine solche Veränderung der Konformität und damit Veränderung der Pressung ist unbestreitbar gegeben: Der Ersteindruck beginnt mit einer glatten Halbraumoberfläche. Im stabilen Zustand hingegen liegt im bereits überrollten Zustand, hinter der Kugel, eine deformierte und an der Rollfront, vor der Kugel, eine undeformierte Oberfläche vor. Für das hier betrachtete Modell hat diese Entwicklung jedoch nur einen sehr geringen Einfluss auf den überrollten Zustand. Dies wird am kaum veränderten deviatorischen Spannungszustand deutlich, vergleiche Bild 24. Eine maßgeblich veränderte Pressung würde sich durch eine stärkere Abweichung des Spannungszustands zeigen.

Es lässt sich zusammenfassen, dass das charakteristische Profil der plastischen Deformation definitionsgemäß durch die örtliche Verteilung der plastischen Dehnungen bestimmt wird. Besonders hervorzuheben ist dabei, dass sich diese örtliche Verteilung der plastischen Dehnungen wiederum maßgeblich durch den Übergang des Orts der Plastifizierung vom Zentrum des Kontaktes beim Ersteindruck zur Rollfront im stabilen Bereich ergibt. Die Veränderung der Pressungsverteilung ist dabei maßgeblich durch die Veränderung der Kontaktgeometrie getrieben. Bei anderer Belastungssituation oder anderen Werkstoffeigenschaften, insbesondere anderen Verfestigungsmodellen, können die Änderung der Konformität und die damit verbundene Änderung der Pressungsverteilung jedoch deutlicheren Einfluss auf die Ausprägung des Kontaktes haben. Alle diese Einflüsse lassen sich mit einer transienten Rechenmethode erfassen. Die gesuchte Näherungsmethode soll deshalb nicht vollständig auf einen transienten Ansatz verzichten.

### 4.1.3 Erschließung der Näherungsmethode

Nachdem erarbeitet wurde, wodurch der überrollte Zustand charakterisiert ist und maßgebliche Zusammenhänge der kontinuumsmechanischen Größen erörtert sind, kann, basierend auf den gewonnenen Erkenntnissen, der Ansatz für die Näherungsmethode erschlossen werden. Dabei sollen ganz grundsätzlich die folgenden Anforderungen erfüllt werden:

- Die Rechenzeit ist kürzer im Vergleich zur herkömmlichen, transienten Simulation,
- der stabile Zustand der Überrollung wird abgebildet,
- die transienten Effekte zu Beginn der Überrollung werden berücksichtigt,
- die Funktion ist möglichst unabhängig von der Kontaktgeometrie und den Werkstoffgesetzen gegeben.

Durch die Erklärung der Effekte am Beginn und Ende der Überrollung wurde gezeigt, dass der stabile Zustand nicht direkt aus dem Ersteindruck bestimmt werden kann. Sowohl die Bestimmung des Dehnungs- und Deformationszustands im stabilen Bereich als auch die Berücksichtigung möglicher stärkerer Einflüsse der Veränderung der Konformität und damit der Pressungsverteilung können am besten mit einem transienten Ansatz erfolgen. Die Analyse der Überrollung zeigt aber auch, dass ab Erreichen des stabilen Zustands sämtliche Größen des Kontaktes in Rollrichtung konstant sind.

Eine längere Rollstrecke erfordert bei transienter Berechnung weitere Rechenschritte – es erfolgt jedoch kein weiterer Kenntnisgewinn, sobald der stabile Zustand erreicht ist. Der Verzicht auf alle transienten Rechenschritte ohne weiteren Kenntnisgewinn bietet somit die Möglichkeit, die Effizienz der Simulation signifikant zu steigern und damit die Rechenzeit deutlich zu verkürzen. Um dennoch die angestrebte Rollstrecke zu erreichen und einen klar ausgebildeten und gut auswertbaren stabilen Zustand zu erhalten, kann die Rollstrecke künstlich verlängert werden. Statt der Berechnung weiterer transienter Rechenschritte, wird hierfür der stabile Dehnungszustand in Rollrichtung auf dem Rechengelände extrudiert, also beliebig verlängert. Für diesen künstlichen Dehnungszustand können in den SAM die resultierenden plastischen Deformationen und Eigenspannungen neu berechnet werden.

Die FEM basiert auf dem Ansatz des Verschiebungsgrößen-Verfahrens, d. h. die plastischen Dehnungen und die Eigenspannungen werden aus der Deformation bestimmt [195]. Zur Berechnung des überrollten stabilen Zustands muss bei der FEM somit die stabile Deformation erreicht sein. Die plastische Deformation hängt von der räumlich ausgedehnten Verteilung der plastischen Dehnungen ab. Mit Verweis auf die Entstehung des tiefen Eindrucks und der Aufwürfe zu Beginn und Ende der Rollstrecke in Unterabschnitt 4.1.2, wird deutlich, dass sich ein Bereich stabiler plastischer Deformation nur einstellt, wenn ein verhältnismäßig langer Bereich stabiler plastischer Dehnungen vorliegt. Genau umgekehrt erfolgt in den SAM die Berechnung der plastischen Deformationen und der Eigenspannungen aus den plastischen Dehnungen. Die plastische Dehnung ist dabei nur von dem lokalen deviatorischen Spannungszustand abhängig. Der stabile plastische Dehnungszustand wird deshalb mit hinreichender Genauigkeit bereits bei einer kürzeren Roll-

länge erreicht als die stabile Deformation. Der erschlossene Ansatz nutzt dies aus und ist deshalb nur in den SAM einfach und effizient umsetzbar.

Durch die transiente Simulation bis zum Erreichen des stabilen Dehnungszustands können, wie gefordert, die transienten Effekte, unabhängig von Werkstoffmodell und Kontaktgeometrie, berücksichtigt werden, um mögliche stärkere Einflüsse der Veränderung der Konformität und deren Folgen zu erfassen. Zudem wird implizit für das vorliegende Werkstoffmodell geprüft, ob und wann sich ein stabiler Zustand der Überrollung einstellt. Ist der stabile Zustand erreicht, kann die Rollstrecke künstlich verlängert werden, um transiente Rechenschritte einzusparen und die Rechenzeit zu verkürzen.

Die Analyse der Ergebnisse einer herkömmlich, transient simulierten Überrollung offenbart, wodurch der überrollte Kontakt charakterisiert ist. Es wurde erarbeitet, wie die betrachteten Größen voneinander abhängen und sich bei der Überrollung ausbilden:

- Zu Beginn der Überrollung treten transiente Effekte, durch den Übergang vom vertikalen Eindruck zum Rollen bzw. Gleiten, auf – der transiente Bereich. Dies beeinflusst, zusammen mit der Veränderung der Konformität, die Pressungsverteilung, die Eigenspannungen und plastischen Dehnungen.
- Die Ausprägung der plastischen Deformation am Beginn und Ende der Überrollung ist maßgeblich bestimmt durch die räumliche Verteilung der plastischen Dehnungskomponenten, insbesondere der Schubverzerrung. Dies führt zu Aufwürfen am Rollbeginn und -ende und einem charakteristischen tiefen Eindruck im transienten Bereich.
- Nach hinreichend langer Rollstrecke liegt ein Bereich vor, in dem alle Spannungen, Dehnungen und Deformationen in Rollrichtung, unabhängig von der weiteren Rollstrecke, konstant sind – der stabile Zustand. Dieser soll mit der Näherungsrechnung abgebildet werden.
- Aufgrund der Gesamtheit der Effekte zu Beginn und Ende der Überrollung unterscheiden sich die Pressungsverteilung sowie der resultierende Spannungs- und Dehnungszustand und die plastische Deformation der Oberfläche zwischen Ersteindruck und dem stabilen Zustand. Eine Näherung des stabilen Zustands direkt aus dem Ersteindruck ist deshalb nicht möglich.

Mit den Erkenntnissen der Analyse konnte ein Ansatz für die Näherung zur schnellen Simulation von Überrollungen abgeleitet werden:

- Ist der stabile Zustand erreicht, liefern weitere transiente Rechenschritte keinen weiteren Erkenntnisgewinn. Der Verzicht auf diese Rechenschritte ermöglicht eine schnellere und effizientere Simulation.
- Die Rollstecke kann durch die Extrusion der plastischen Dehnungen aus dem stabilen Zustand beliebig künstlich verlängert und die zugehörigen plastischen Deformationen und Eigenspannungen neu berechnet werden.

## 4.2 Beschreibung der teiltransienten Näherungsmethode

Basierend auf dem abgeleiteten Ansatz für eine schnellere Näherungsberechnung einer Überrollung, wurde die folgend beschriebene teiltransiente Näherungsmethode entwickelt. Teile dieses Abschnittes wurden bereits in [P4] veröffentlicht.

### 4.2.1 Ablauf der Näherungsmethode

Der Ablauf der Simulation einer Mehrfachüberrollung mit der teiltransienten Näherungsmethode erfolgt gemäß folgendem Schema, vergleiche Bild 28:

1. Herkömmliche elasto-plastische Kontaktberechnung des  $n$ -ten transienten Rechenschrittes der  $m$ -ten Überrollung.
2. Kontrolle, ob sich nach dem  $n$ -ten Schritt eine Konvergenz der plastischen Dehnungen eingestellt hat, also der stabile Zustand oder die maximale Anzahl von transienten Rechenschritten  $n = n_{\max}$  erreicht ist.
3. Wenn keine Konvergenz vorliegt und die maximale Anzahl von transienten Rechenschritten nicht erreicht ist, dann zurück zu Schritt 1 zur Berechnung des nächsten transienten Rechenschrittes  $n = n + 1$ .
4. Wenn Konvergenz vorliegt, erfolgt der Näherungsschritt: Die plastischen Dehnungen werden in Rollrichtung extrudiert. Für den extrudierten Dehnungszustand werden die Eigenspannungen und plastischen Deformationen neu berechnet. Der überrollte Zustand der  $m$ -ten Überrollung ist angenähert.
5. Kontrolle, ob das Abbruchkriterium für die Überrollungen erfüllt ist. Dies kann neben einer maximalen Anzahl von Überrollungen  $m = m_{\max}$  auch das Erreichen eines stationären Zustandes sein, also z. B. eine Konvergenz der plastischen Dehnungen oder plastischen Deformationen zwischen den Überrollungen.
6. Wenn das Abbruchkriterium nicht erfüllt ist, dann zurück zu Schritt 1 zur Berechnung der Folgeüberrollung  $m = m + 1$ , beginnend beim ersten

transienten Rechenschritt  $n = 1$ . Das Ergebnis der vorausgegangenen Überrollung ist der Anfangszustand der Folgeüberrollung.

7. Wenn das Abbruchkriterium erfüllt ist: Die Simulation der Mehrfachüberrollung ist abgeschlossen.

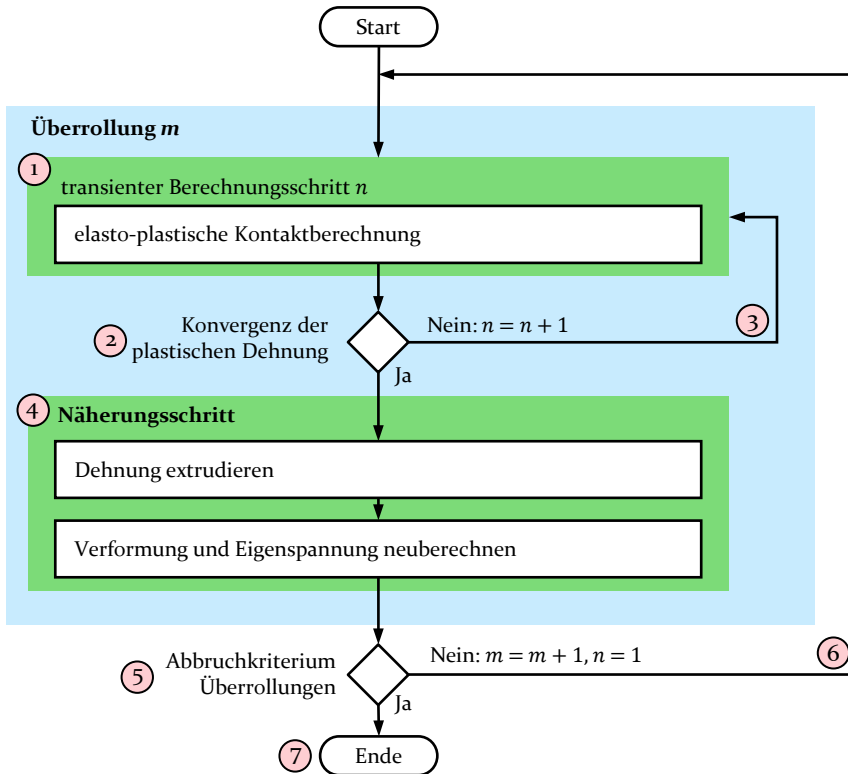


Bild 28: Ablaufschema der Näherungsmethode für die Mehrfachüberrollung.

Durch den gewählten Ansatz stellt die teiltransiente Näherungsmethode eine Modifikation der bestehenden transienten Überrollungsberechnung dar, die um den Näherungsschritt erweitert ist. Im transienten Teil wird der Anfang einer jeden Überrollung  $m$  durch  $n$  transiente Rechenschritte, übereinstimmend mit der herkömmlichen, transienten Simulation, berechnet. Damit werden alle denkbaren transienten Effekte berücksichtigt. Die Näherungsmethode ist deshalb universell für andere Verfestigungs- und Werkstoffmodelle sowie sonstige Änderungen der Kontaktparameter geeignet. Konvergieren die plastischen Dehnungen, ist also der stabile (Dehnungs-)Zustand erreicht, wird der transiente Teil abgeschlossen und die Simulation der Überrollung wird durch den Näherungsschritt abgekürzt.

## Die Wahl des Konvergenzkriteriums für die transienten Rechenschritte

Das Konvergenzkriterium für den Abschluss des transienten Simulationsteils stellt das Erreichen des stabilen Zustands – genauer des stabilen plastischen Dehnungszustands – dar. So muss der Unterschied der plastischen Dehnung zwischen zwei aufeinanderfolgenden transienten Rechenschritten kleiner als eine zu definierende Konvergenztoleranz  $\xi_n$  sein:

$$|\epsilon_{ij}^{pl}{}_{n+1} - \epsilon_{ij}^{pl}{}_n| \leq \xi_n \quad . \quad (28)$$

Das Konvergenzkriterium muss hierbei für alle Tensorkomponenten der plastischen Dehnung  $\epsilon_{ij}^{pl}$  getrennt erfüllt werden. Die Anzahl transienter Schritte, bis Konvergenz vorliegt, kann dabei zwischen den einzelnen Dehnungskomponenten deutlich abweichen – vergleiche die unterschiedlichen Verläufe der Dehnungskomponenten in Bild 20. Durch die Wahl der Konvergenztoleranz  $\xi_n$  kann die Genauigkeit der Näherungsrechnung beeinflusst werden. Je enger die geforderte Toleranz festgelegt wird, desto genauer wird die plastische Dehnung im stabilen Zustand erfasst, aber desto mehr transiente Rechenschritte sind erforderlich. Da hingegen die Rechenzeit mit jedem transienten Rechenschritt ansteigt, ist ein Kompromiss zwischen Simulationszeit und -genauigkeit notwendig – jedoch auch situationsbezogen wählbar. Wird die Konvergenztoleranz zu eng gewählt, abgeschaltet oder es existiert aufgrund der Kontaktparameter oder Materialmodellierung kein stabiler Zustand, dann verläuft die Simulation transient bis zum Erreichen der maximalen Anzahl von Schritten  $n_{\max}$ . Der Näherungsschritt wird dann ggf. durchgeführt, auch wenn die Toleranz nicht erfüllt ist.

## Der Näherungsschritt

Der Näherungsschritt stellt den Kern der Näherungsmethode dar. Er schließt die Simulation der jeweiligen  $m$ -ten Überrollung ab und bestimmt damit den Anfangszustand für die Folgeüberrollung  $m + 1$ . In Bild 29 sind für die ersten zwei Überrollungen, jeweils schematisch, der plastische Dehnungszustand sowie die resultierende plastische Deformation am Ende des transienten Teils (links) und nach dem Näherungsschritt (rechts) dargestellt.

Aus dem Ergebnis des letzten transienten Rechenschrittes werden die plastischen Dehnungen im stabilen Zustand bestimmt und in Rollrichtung über das gesamte Rechengebiet extrudiert. Für den extrudierten Dehnungszustand gilt

$$\epsilon_{ij}^{pl}(y, z) = const. \quad \forall x \quad . \quad (29)$$

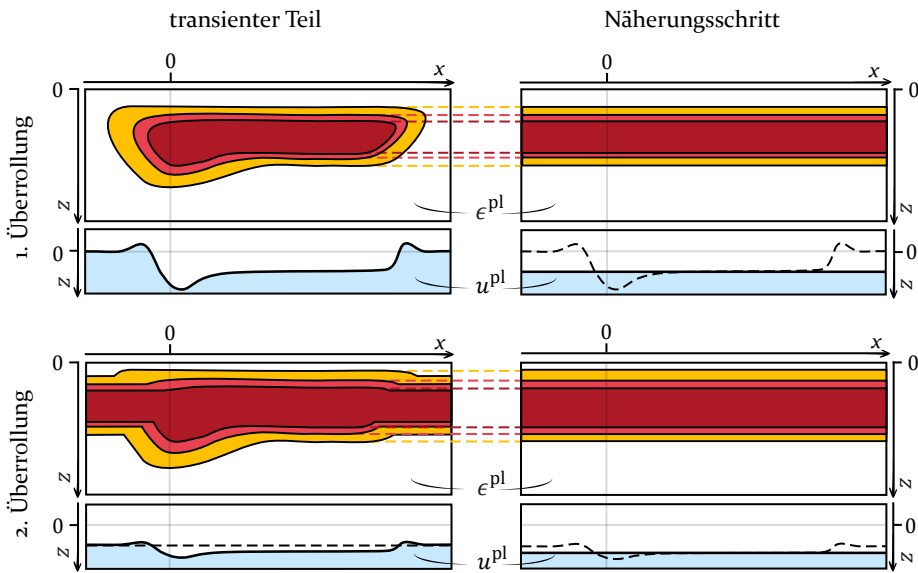


Bild 29: Schematische Darstellung der plastischen Dehnung und plastischen Deformation am Ende des transienten Teils und nach dem Näherungsschritt für die ersten zwei Überrollungen.

Wie in Bild 29 rechts oben zu sehen ist, werden damit die Effekte am Rollbeginn und -ende entfernt. Der stabile Zustand erstreckt sich über das gesamte Rechengebiet. Aus dem extrudierten plastischen Dehnungszustand werden sowohl die plastische Deformation der Oberfläche als auch die Eigenspannungen (nicht in Bild 29 dargestellt) neu berechnet. Damit haben auch die so angenäherten Eigenspannungen und plastischen Deformationen in Rollrichtung einen konstanten Wert. Es ist also möglich, den stabilen Deformations- und Eigenspannungszustand abzuschätzen, auch wenn diese im transienten Teil noch nicht vollständig erreicht sind. Der im Näherungsschritt berechnete künstliche Zustand bildet den stabilen Zustand der transienten Überrollung ab, unabhängig von der tatsächlichen Rolllänge, und stellt den Ausgangszustand für eine mögliche Folgeüberrollung dar. Abhängig von den vorliegenden Spannungen und der Fließkurve kommt es im transienten Teil der Folgeüberrollung zu einem weiteren Plastifizieren und der Modifikation der bereits vorhandenen plastischen Dehnungen, vergleiche Bild 29 links unten. Im anschließenden Näherungsschritt wird, wie zuvor beschrieben, wieder der stabile Zustand angenähert – vergleiche das Ergebnis in Bild 29 rechts unten.

### 4.2.2 Details und numerische Kunstgriffe

Wenngleich das allgemeine Vorgehen der Näherungsmethode leicht verständlich ist, steckt bekanntlich der Teufel im Detail. So werden im Folgenden einige wichtige Details zur Implementierung der Näherungsmethode behandelt, die für die Funktion und numerische Stabilität der Simulation unumgänglich sind.

#### Auswahl der plastischen Dehnungen im stabilen Bereich

Sind alle Dehnungskomponenten im transienten Teil konvergiert, also der stabile Dehnungszustand erreicht, müssen die, im Näherungsschritt zu extrudierenden, plastischen Dehnungen bestimmt werden. So muss für jede Komponente des Dehnungstensors  $\epsilon_{ij}^{pl}$  ein zweidimensionales Dehnungsfeld ( $yz$ -Ebene), senkrecht zur Rollrichtung  $x$ , ermittelt werden, welches extrudiert werden soll:

$$\epsilon_{ij}^{pl}(x = const. = ?, y, z) \quad . \quad (30)$$

Intuitiv bietet sich hierbei das Kontaktzentrum des letzten transienten Rechenschrittes an. Insbesondere bei elliptischen Kontakten können aber einige Dehnungskomponenten direkt an der Rollfront etwas vom stabilen Zustand abweichen. Ein Beispiel findet sich im Anhang in Bild A3 a bei der Schubverzerrung  $\epsilon_{xz}^{pl}$ . Deshalb hat sich die Wahl einer  $yz$ -Ebene etwa drei Elementlängen  $\Delta x$  vor dem letzten berechneten Kontaktmittelpunkt als praktikabel erwiesen.

#### Behandlung von Randfehlern

Definitionsgemäß müssen die Ränder des Rechengebietes spannungs- und dehnungsfrei sein, vergleiche Unterabschnitt 2.2.1. Der im Näherungsschritt synthetisierte stabile Zustand reicht jedoch durch die Extrusion bis an die Ränder des Rechengebietes. Da dieser den Ausgangszustand für die folgenden Überrollungen darstellt, liegen auch im transienten Teil, spätestens nach Abschluss der ersten Überrollung mit Näherungsschritt, plastische Dehnungen an den Grenzen des Rechengebietes vor. Bei im Randbereich auftretenden plastischen Dehnungen, werden im plastischen Loop die resultierenden Deformationen und Eigenspannungen fehlerhaft berechnet, siehe Bild 30 oben. Es kommt also zu Randeffekten. Um diese Randeffekte zu vermeiden und korrekte Deformationen und Eigenspannungen zu berechnen, muss also sowohl im Näherungsschritt als auch im transienten Teil eine gezielte Behandlung der Ränder erfolgen, siehe Bild 30 unten.

Da der Näherungsschritt keine iterativen Schleifen erfordert, müssen die Eigenspannungen und plastischen Deformationen nur ein Mal je Überrollung

berechnet werden. Weil die plastischen Dehnungen in Rollrichtung extrudiert werden, ist die Länge des Rechengebietes irrelevant. Die plastischen Dehnungen werden deshalb auf ein, in Rollrichtung deutlich vergrößertes, Hilfsrechengebiet extrudiert. Werden die plastischen Deformationen und Eigenspannungen auf diesem vergrößerten Rechengebiet neu berechnet, treten die unvermeidbaren Randfehler ebenfalls auf. Da das Rechengebiet aber groß genug ist, liegt in der Mitte ein Bereich vor, der frei von Randfehlern, die korrekten Deformationen und Eigenspannungen des stabilen Bereichs trägt. Die fehlerhaften Ränder werden gedanklich abgeschnitten und nur der korrekte mittlere Bereich auf das originale Rechengebiet übertragen. Das Hilfsrechengebiet wird verworfen. Die Berechnung des Näherungsschrittes führt so zu den gewünschten Deformationen und Eigenspannungen des stabilen Bereichs, die wie die plastischen Dehnungen, konstant bis zum Rand des Rechengebietes reichen. Da der Näherungsschritt nur ein Mal je Überrollung – ohne iterative Schleife – ausgeführt wird, ist die längere Rechenzeit für das deutlich vergrößerte Rechengebiet vertretbar.

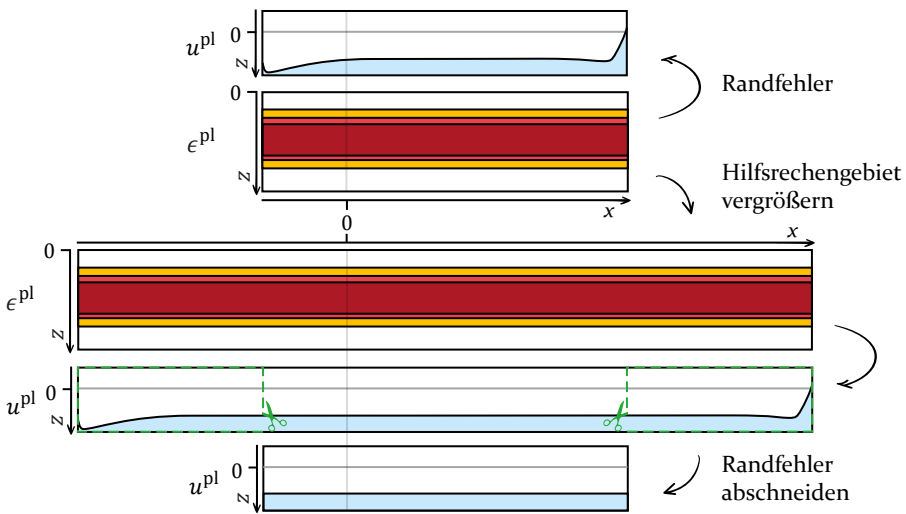


Bild 30: Behandlung von Randeffekten im Näherungsschritt am Beispiel der plastischen Deformation der Oberfläche  $u^{pl}$ . Oben Ergebnis ohne Behandlung, unten Ergebnis mit Behandlung.

Dies gilt nicht für die Randfehler im transienten Teil, die sowohl für jeden transienten Schritt als auch im transienten Schritt selbst in der iterativen plastischen Schleife, gegebenenfalls sehr häufig, berechnet werden müssen. Bei korrektem Aufbau des Simulationsmodells liegt der Kontaktbereich in ausreichendem Abstand zum Rand des Rechengebietes. Die Änderungen der plastischen Dehnungen und damit verknüpften Änderungen der Eigenspannungen und plastischen Deformationen sind dann keinen Randfehlern unterworfen.

Problematisch sind somit nur bereits vorhandene plastische Dehnungen, die durch einen vorhergehenden Näherungsschritt im Randbereich liegen. Wie im Grundlagenteil in Unterabschnitt 2.2.3 erörtert, berechnen sich sowohl die plastischen Deformationen als auch die Eigenspannungen unter Ausnutzung des Superpositionsprinzips. Die Einflusskoeffizienten sind dabei lediglich eine Funktion von Abstandsvektoren und Werkstoffkennwerten. Sie sind also unabhängig von dem plastischen Dehnungstensor. Es ist damit unerheblich, ob die Eigenspannung  $\sigma_{ij}^{pl}$  basierend auf der gesamten plastischen Dehnung  $\epsilon_{ij}^{pl}$  (siehe Gleichung 26 von S. 25) oder basierend auf einer aufgeteilten plastischen Dehnung (siehe Gleichung 31) berechnet wird.

$$\sigma_{ij}^{pl}(x, y, z) = \sum_{a=1}^{N_x} \sum_{b=1}^{N_y} \sum_{c=1}^{N_z} A_{ijkl}(x-a, y-b, z-c) \cdot \epsilon_{kl}^{pl}(a, b, c) \quad (26 \text{ von S. 25})$$

$$\begin{aligned} \sigma_{ij}^{pl}(x, y, z) = & \sum_{a=1}^{N_x} \sum_{b=1}^{N_y} \sum_{c=1}^{N_z} [A_{ijkl}(x-a, y-b, z-c) \cdot \Delta\epsilon_{kl}^{pl}(a, b, c) + \\ & + A_{ijkl}(x-a, y-b, z-c) \cdot (\epsilon_{kl}^{pl}(a, b, c) - \Delta\epsilon_{kl}^{pl}(a, b, c))] \quad (31) \end{aligned}$$

Selbes gilt für die plastische Deformation der Oberfläche gemäß Gleichung 32 im Vergleich zur hier erneut abgedruckten Gleichung 27 von S. 26.

$$u^{pl}(x, y, 0) = \sum_{a=1}^{N_x} \sum_{b=1}^{N_y} \sum_{c=1}^{N_z} \epsilon_{ij}^{pl}(a, b, c) \cdot D_{kij}(x-a, y-b, c) \quad (27 \text{ von S. 26})$$

$$\begin{aligned} u^{pl}(x, y, 0) = & \sum_{a=1}^{N_x} \sum_{b=1}^{N_y} \sum_{c=1}^{N_z} [\Delta\epsilon_{ij}^{pl}(a, b, c) \cdot D_{kij}(x-a, y-b, c) + \\ & + (\epsilon_{ij}^{pl}(a, b, c) - \Delta\epsilon_{ij}^{pl}(a, b, c)) \cdot D_{kij}(x-a, y-b, c)] \quad (32) \end{aligned}$$

Dies ermöglicht eine elegante und effiziente Behandlung der Randfehler, indem jeweils nur für das Dehnungsinkrement  $\Delta\epsilon_{ij}^{pl}$ , also die Veränderung der plastischen Dehnung, die zugehörigen Änderungen der Eigenspannung und plastischen Deformation berechnet werden. Diese werden auf den bereits vorliegenden Ausgangszustand des vorhergehenden Rechenschrittes aufaddiert. Die bereits vorhandenen, gegebenenfalls am Rand des Rechengebietes

liegenden, Eigenspannungen und plastischen Deformationen werden im transienten Schritt nicht erneut berechnet und dabei verfälscht.

Basierend auf dem zuvor abgeleiteten Ansatz wurden der allgemeine Ablauf sowie Details zur schnellen teiltransienten Näherungsmethode zur Simulation von Mehrfachüberrollungen präsentiert. Es lässt sich zusammenfassen:

- Die teiltransiente Näherungsmethode stellt eine Modifikation der herkömmlichen, transienten Überrollungssimulation dar.
- Im ersten, transienten Teil erfolgt die Simulation entsprechend der herkömmlichen, transienten Simulation. Bei Erreichen des stabilen plastischen Dehnungszustands wird der erste, transiente Teil abgeschlossen.
- Im zweiten Teil, dem Näherungsschritt, wird der stabile Zustand der Überrollung angenähert, indem die stabilen plastischen Dehnungen in Rollrichtung extrudiert und die plastischen Deformationen und Eigenspannungen neu berechnet werden. Die transienten Effekte an Anfang und Ende der Überrollung werden damit entfernt – der stabile Zustand verläuft in Rollrichtung über das gesamte Rechengebiet.
- Das Erreichen des stabilen Zustands ist definiert über die Konvergenz der einzelnen Tensorkomponenten der plastischen Dehnung. Über die Wahl der Konvergenztoleranz kann auf die Genauigkeit der Näherung Einfluss genommen werden.
- Ist die Simulation einer Überrollung mit dem Näherungsschritt abgeschlossen, kann die Simulation der Folgeüberrollung, mit dem genäherten überrollten Zustand als Anfangszustand, nach gleichem Vorgehen erfolgen.

### 4.3 Validierung der Näherungsmethode

Die teiltransiente Näherungsmethode wurde an drei Modellen eingehender untersucht und validiert, indem die Ergebnisse der teiltransienten Näherungsmethode den Ergebnissen von äquivalenten herkömmlichen, transienten Rechnungen gegenübergestellt wurden.

#### 4.3.1 Validierungsmodelle

Das erste Modell greift das Grundmodell aus Abschnitt 4.1, also den akademisch oft verwendeten Kugel-Ebene-Kontakt auf. Das zweite und dritte

Modell orientiert sich an der Geometrie typischer Rillenkugellager, wobei der Kontakt am Innenring (IR) betrachtet wird, da dieser aufgrund der Krümmungsverhältnisse meist eine höhere Kontaktpressung aufweist. Der Laufbahnrillenradius  $R_R$  der Laufbahn senkrecht zur Rollrichtung wurde für die zwei Modelle so gewählt, dass sich eine Schmiegunng von 102 % und 108 % ergibt. Dies deckt den Bereich typischer Schmiegunngen in Kugellagern ab: Die Norm ISO/TS 16281 [3] gibt für Rillenkugellager, Schrägkugellager und zerlegbare Kugellager eine tyische Schmiegunng am Innenring von 104 % und am Außenring von 106 % an. Der Bereich wurde hier um je zwei Prozentpunkte nach oben und unten vergrößert. Die Schmiegunng wird dabei definiert als Verhältnis von Laufbahnrillenradius  $R_R$  zum Wälzkörperradius  $R$ . Die gewählte Last  $F$  entspricht etwa der Last des höchstbelasteten Wälzkörpers bei einer reinen Radialbelastung des Rillenkugellagers mit der doppelten statischen Tragzahl. In Tabelle 2 sind die Modellparameter angegeben.

Die teiltransiente Näherung wurde dabei jeweils basierend auf dem Ersteinindruck ( $n = 1$ )<sup>33</sup> sowie für zunehmend engere Konvergenztoleranzen von  $\xi_n = 1\% \dots 0,1\%$  berechnet und dem Ergebnis der herkömmlichen, transienten Simulation ( $n = n_{\max}$ ) gegenübergestellt.

### 4.3.2 Validierungsergebnisse

#### Modell Kugel-Ebene

Zunächst wurden die Ergebnisse für die erste Überrollung  $m = 1$  ausgewertet. Wie in der Analyse in Abschnitt 4.1 gezeigt, findet hier der maßgebliche initiale Aufbau der plastischen Dehnungen, Eigenspannungen und plastischen Deformationen statt. Die weiteren Überrollungen zeigen für die untersuchten Parameter nurmehr geringe weitere Änderungen der betrachteten Größen.

Bild 31 a zeigt beispielhaft die, aus Bild 20 bekannten, plastischen Dehnungskomponenten  $\epsilon_{ij}^{\text{pl}}$  der herkömmlichen, transienten Rechnung  $n = 181$  (durchgezogene Linien, —) und die Ergebnisse der Näherungsmethode, basierend auf dem Ersteinindruck  $n = 1$  (gepunktete Linien, ⋯) sowie für die Konvergenztoleranz  $\xi_n = 0,1\%$  (gestrichelte Linien, - -). Während die genäherten Dehnungen aus dem Ersteindruck, wie erwartet, stark von dem Ergebnis, der als Referenz herangezogenen, herkömmlichen, transienten Rechnung abweichen, zeigte die Näherung für  $\xi_n = 0,1\%$  eine sehr gute Übereinstimmung für alle Dehnungskomponenten  $\epsilon_{ij}^{\text{pl}}$ .

<sup>33</sup> Bisher wurde der Ersteindruck mit  $m = 0$  bezeichnet, da dies auf den ersten Eindruck der Mehrfachüberrollung bezogen war. Im Rahmen der Validierung wird der erste Eindruck einer jeden Überrollung  $m$  betrachtet. Die Bezeichnung wird deshalb durch  $n = 1$  ersetzt.

Tabelle 2: Modelle zur Validierung der Näherungsmethode.

		Kugel-Ebene	Kugel-IR 102%	Kugel-IR 108%
<b>Kugel</b>				
Radius	$R$	10 mm	5,75 mm	5,75 mm
Werkstoff		–	100Cr6	100Cr6
Werkstoffverhalten		starr <sup>†</sup>	elastisch	elastisch
E-Modul	$E_1$	$(1 \cdot 10^9 \text{ GPa})$	210 GPa	210 GPa
Querdehnzahl	$\nu$	(0,3)	0,3	0,3
<b>Halbraum/Laufbahn</b>				
Laufbahnradius	$R_L$	$(\infty)$	16 mm	16 mm
Laufbahnritenradius	$R_R$	$(\infty)$	–5,865 mm	–6,210 mm
Werkstoff		100Cr6	100Cr6	100Cr6
Werkstoffverhalten		elasto-plastisch	elasto-plastisch	elasto-plastisch
E-Modul	$E_2$	210 GPa	210 GPa	210 GPa
Querdehnzahl	$\nu$	0,3	0,3	0,3
Verfestigungsparameter <sup>‡</sup>	$B$	945 MPa	945 MPa	945 MPa
	$C$	20	20	20
	$n$	0,121	0,121	0,121
Last	$F$	820 N	14333 N	14333 N
HERTZsche Größen	$p_H$	4,39 GPa	4,45 GPa	4,87 GPa
	$a$	0,2987 mm	0,3240 mm	0,4212 mm
Rollstrecke	$l_R$	18 $a$	30 $a$	30 $a$
transiente Schritte	$n_{\max}$	180	192	192
Diskretisierung	$\Delta x$	0,10 $a$	0,156 $a$	0,156 $a$
	$\Delta y$	0,10 $a$	0,156 $a$	0,156 $a$
	$\Delta z$	0,10 $a$	0,156 $a$	0,156 $a$
Elementanzahl	$N_x$	256	256	256
	$N_y$	64	64	64
	$N_z$	32	32	32

<sup>†</sup>Die Modellierung des starren Körpers erfolgt in TELOS durch einen sehr hohen E-Modul.

<sup>‡</sup>Für eine Fließkurve nach SWIFT.

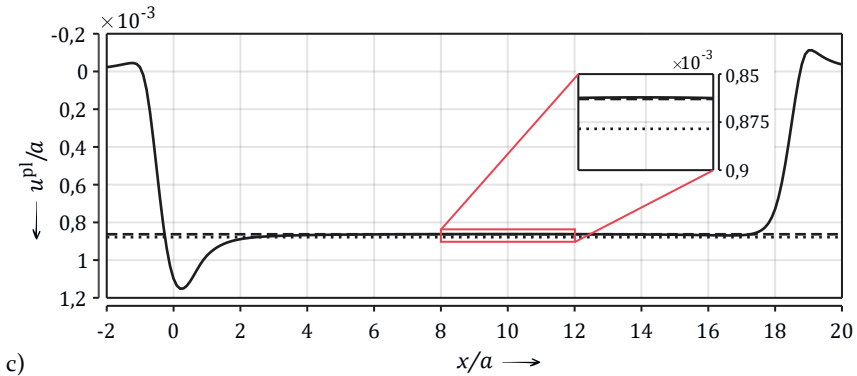
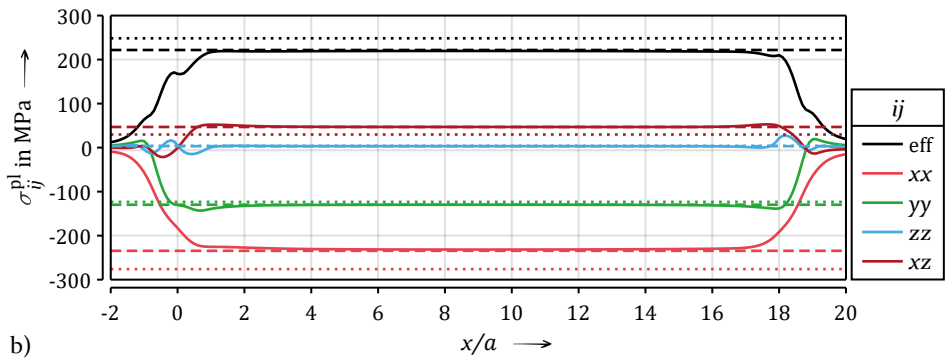
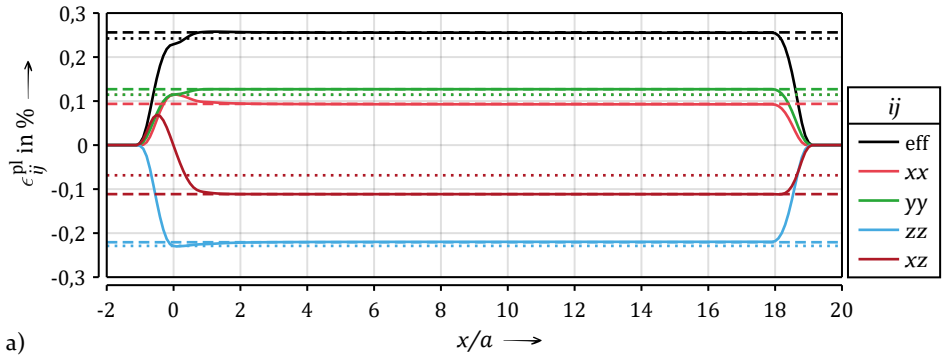


Bild 31: Validierungsmodell Kugel-Ebene: Plastische Dehnungskomponenten  $\epsilon_{ij}^{pl}$  (a), Eigenstresskomponenten  $\sigma_{ij}^{pl}$  (b) und Plastische Deformation  $u^{pl}$  (c) nach der ersten Überrollung für die herkömmliche, transiente Simulation  $n = 181$  (—), die Näherung aus dem Erstdruck  $n = 1$  (···) und für  $\xi_n = 0,1\%$  (- -).

Äquivalent zu den plastischen Dehnungskomponenten  $\epsilon_{ij}^{\text{pl}}$  sind in Bild 31 b die Eigenspannungskomponenten  $\sigma_{ij}^{\text{pl}}$  dargestellt. Es zeigte sich der gleiche Zusammenhang, wobei die Ergebnisse der Näherung, basierend auf dem Ersteindruck, stärkere Abweichungen als bei den plastischen Dehnungen zeigten. Zum besseren Verständnis der folgenden detaillierteren Auswertung sei hier darauf verwiesen, dass die Eigenspannungskomponente  $\sigma_{zz}^{\text{pl}}$  im stabilen Bereich null ist. Abschließend ist in Bild 31 c die plastische Deformation der Oberfläche  $u^{\text{pl}}$  dargestellt. Alle Näherungslösungen lagen für die gewählten Kontaktparameter nahe beieinander, die Abweichungen, bezogen auf die herkömmliche, transiente Simulation, waren sehr gering. Wie in der Vergrößerung zu sehen ist, überschätzte die Näherung aus dem Ersteindruck die plastische Deformation ein wenig, während die Näherung für  $\xi_n = 0,1\%$  den stabilen Zustand sehr gut traf.

Für die Bewertung der Näherungsmethode ist maßgeblich, mit welcher Genauigkeit der stabile Zustand getroffen wird und in welchem Verhältnis dies zur benötigten Rechenzeit steht. Deshalb sind in Bild 32 a–h die plastischen Dehnungskomponenten  $\epsilon_{ij}^{\text{pl}}$ , die Eigenspannungskomponenten  $\sigma_{ij}^{\text{pl}}$ , die plastische Oberflächendeformation  $u^{\text{pl}}$  und die benötigte Simulationszeit  $t$  dargestellt. Die Auswertung erfolgte jeweils im stabilen Zustand bei  $x/a = 10$ . Der dort vorliegende Wert der herkömmlichen, transienten Simulation ist genormt über der Konvergenztoleranz  $\xi_n$  aufgetragen.

In Bild 32 a, c, e, g sind nochmals die Fälle aus Bild 31 zusammen mit der normierten Simulationszeit  $t$  dargestellt. Die transiente Simulation ( $n = 181$ ) stellte die Referenz dar und lag definitionsgemäß für alle Größen und die jeweiligen Tensorkomponenten bei 100 %. Wie zuvor erörtert, erfasst die Näherung aus einem einzelnen transienten Schritt  $n = 1$  nicht den stabilen Zustand, weshalb die Abweichungen maximal waren – bis zu 40 % für  $\epsilon_{xz}^{\text{pl}}$  und  $\sigma_{xz}^{\text{pl}}$ . Die Rechenzeit war mit etwa 8 % dafür sehr kurz.

Während die transiente Simulation und die Näherung aus dem Ersteindruck die Extrema der Methode darstellen, soll die Verwendung der Konvergenz der plastischen Dehnungen einen wählbaren Kompromiss zwischen Simulationszeit und Ergebnislage bieten. In Bild 32 b, d, f, h sind die normierten Ergebnisse über der Konvergenztoleranz  $\xi_n$  aufgetragen. Es bestätigte sich, dass mit engerer Konvergenztoleranz die Genauigkeit der Näherungsmethode ansteigt. Zugleich nimmt die Anzahl benötigter transienter Rechenschritte und damit die Rechenzeit  $t$  zu. Für die eher weite Konvergenztoleranz  $\xi_n = 1\%$  lagen die maximalen Abweichungen im Betrag bei unter 4 % für eine Simulationszeit von  $t \approx 14\%$ . Bei dieser Betrachtung wurde die Abweichung der Eigenspannungskomponente  $\sigma_{zz}^{\text{pl}}$  ignoriert, da die hohe prozentuale Abweichung darauf zurückzuführen ist, dass  $\sigma_{zz}^{\text{pl}} \approx 0$  (vergleiche Bild 31 b). Für  $\xi_n = 0,5\%$  lag die

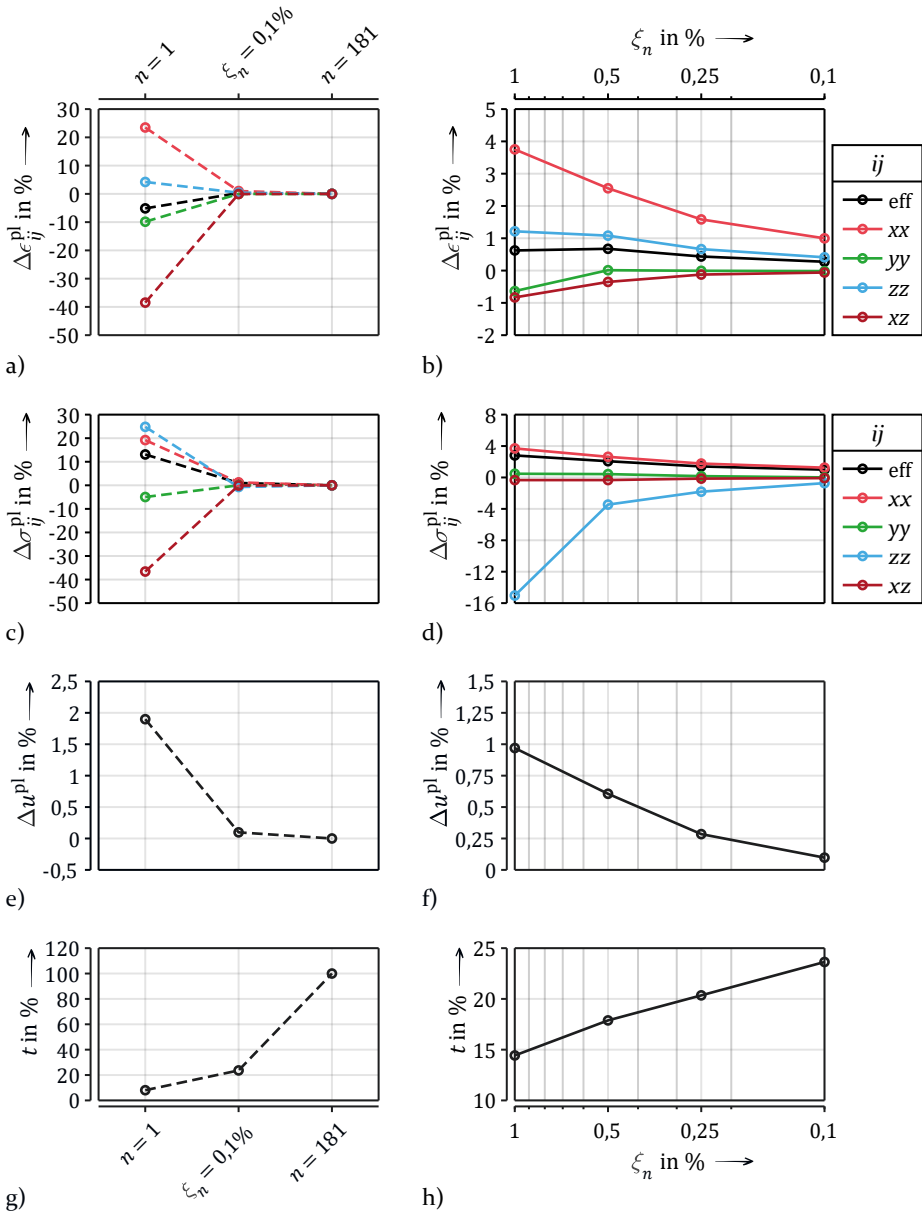


Bild 32: Validierungsmodell Kugel-Ebene für die erste Überrollung  $m = 1$ : Größen in Abhängigkeit von der Konvergenztoleranz  $\xi_n$ , für den Ersteindruck ( $n = 1$ ) und die herkömmliche, transiente Simulation ( $n = 181$ ). Alle Größen sind als prozentuale Abweichungen in Bezug auf das Ergebnis der herkömmlichen, transienten Simulation dargestellt.

maximale Abweichung bei etwa 2,6 % für eine Simulationsdauer von  $t \approx 18$  %. Dies kann, je nach Anforderungsprofil, bereits ein sehr zufriedenstellendes Ergebnis sein. Für die im Rahmen der Validierung berechnete engste Konvergenztoleranz von  $\xi_n = 0,1$  % wich keine der Größen um mehr als etwa 1,3 % ab, für eine immer noch signifikant verkürzte Simulationszeit von  $t \approx 24$  %.

Die Betrachtung wurde dann auf alle drei Überrollungen erweitert. Zur Übersichtlichkeit ist folgend für die plastischen Dehnungen und die Eigenspannungen jeweils nur noch der Betrag der größten Abweichung des Tensors dargestellt. In Tabelle A2 im Anhang sind die normierten Werte aller Tensor-komponenten für die ersten drei Überrollungen tabelliert. Die dargestellten, jeweils betragsmäßig größten, Abweichungen sind fett gedruckt. Die Eigenspannungskomponenten  $\sigma_{zz}^p$  wurden erneut nicht berücksichtigt und sind kursiv gedruckt.

Der Betrag der maximalen Abweichung der plastischen Dehnungen und Eigenspannungen war für alle drei Überrollungen sehr ähnlich. Wie in Bild 33 b, d zu sehen ist, waren die maximalen Abweichungen für die Folgeüberrollungen durchgehend etwas kleiner als die der ersten Überrollung – zeigten also eine sehr gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen der transienten Überrollung. Interessanter ist die Betrachtung der plastischen Deformation. Diese ist bewusst vorzeichenbehaftet aufgetragen. So ist zu erkennen, dass die erste Überrollung tendenziell überschätzt wurde, d. h. der permanente Eindruck im stabilen Zustand aus der Näherung war tiefer als der transient berechnete. Bei der zweiten und dritten Überrollung hingegen wurde die Deformation eher unterschätzt. Zudem war fast keine Abhängigkeit von der Abweichung von der gewählten Konvergenztoleranz  $\xi_n = 1\% \dots 0,1\%$  zu erkennen. Dies ist darauf zurückzuführen, dass der maßgebliche Aufbau der plastischen Dehnungen, Eigenspannungen und plastischen Deformationen bei der ersten Überrollung auftritt. Bei den Folgeüberrollungen hingegen ist die Konformität des Kontaktes bereits angepasst und es liegen Eigenspannungen und plastische Dehnungen im Material vor. Die weitere Veränderung des Dehnungszustands ist für isotrope Verfestigung des Werkstoffs sehr gering. Die Konvergenz wird bei der zweiten und dritten Überrollung bereits beim zweiten transienten Rechenschritt erreicht und es erfolgt der Näherungsschritt. Dies wird besonders deutlich durch die Rechenzeit  $t$  in Bild 33 g, h. Da bereits nach dem zweiten Rechenschritt die engste Konvergenztoleranz erreicht wurde, dauerte die Näherung der zweiten und dritten Überrollung lediglich  $t \approx 5$  %. Ab der ersten Überrollung war der Zeitgewinn durch die Näherungsrechnung somit ganz besonders ausgeprägt, da – im vorliegenden Fall – je Folgeüberrollung statt 183 lediglich zwei transiente Rechenschritte zuzüglich des Näherungsschrittes notwendig waren.

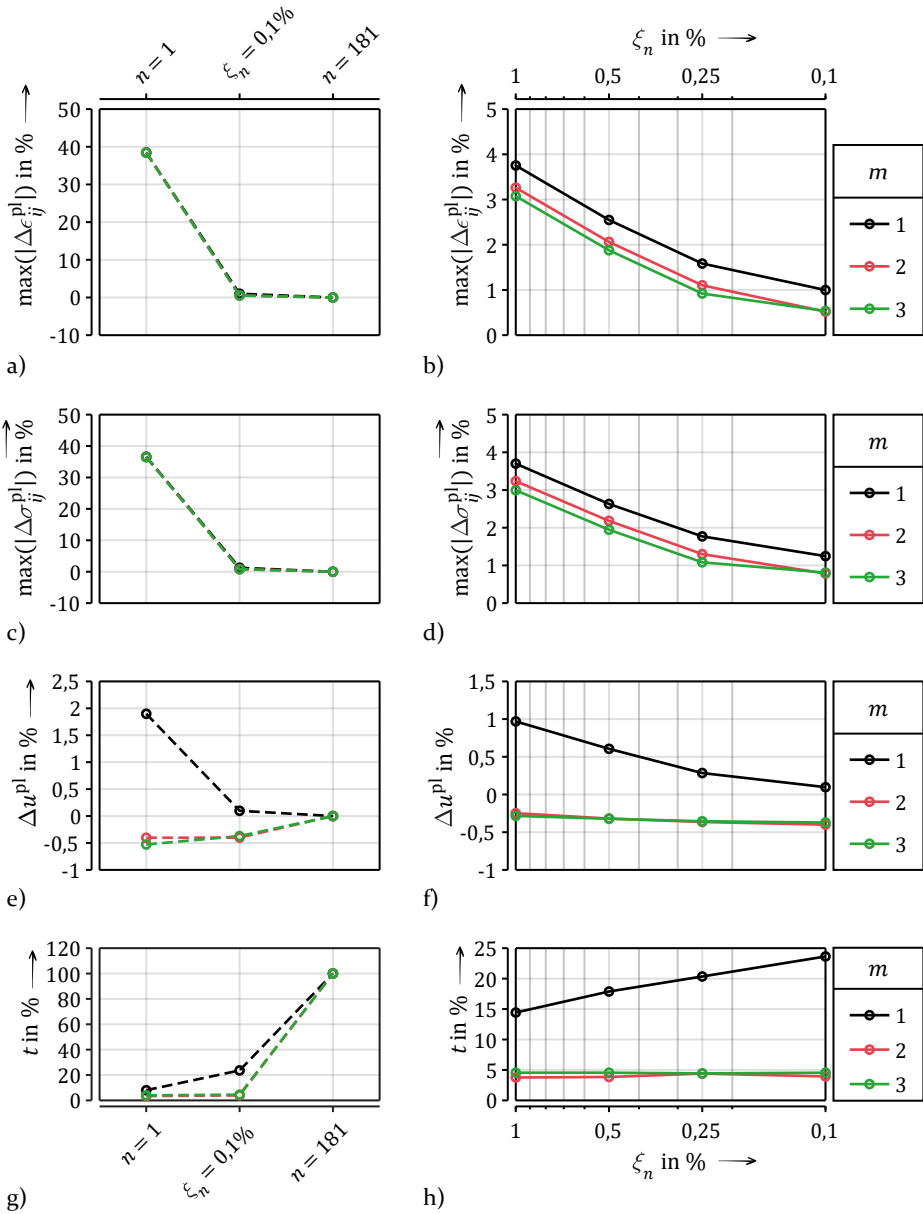


Bild 33: Validierungsmodell Kugel-Ebene für die ersten drei Überrollungen  $m = 1, 2, 3$ : Größen in Abhängigkeit von der Konvergenztoleranz  $\xi_n$ , für den Ersteindruck ( $n = 1$ ) und die herkömmliche, transiente Simulation ( $n = 181$ ). Alle Größen sind als prozentuale Abweichungen in Bezug auf das Ergebnis der herkömmlichen, transienten Simulation dargestellt. Für jede Überrollung ist jeweils nur die maximale Abweichung des Tensors dargestellt.

### Modell Kugel-Laufbahnninnenring mit 102 % Schmiegun

Die Auswertung des zweiten Validierungsmodells erfolgte entsprechend dem Vorgehen des ersten Modells. Durch die Laufbahngeometrie des Innenrings war der Kontakt elliptisch und die Kugel konnte sich elastisch deformieren.

In Bild 34 a sind die plastischen Dehnungen  $\epsilon_{ij}^{pl}$ , in Bild 34 b die Eigenspannungen  $\sigma_{ij}^{pl}$  und in Bild 34 c die plastischen Deformationen  $u^{pl}$  der Oberfläche aufgetragen. Im Vergleich zum Grundmodell zeigte sich, dass die transienten Anfangseffekte für den elliptischen Kontakt deutlich ausgeprägter waren. Entsprechend stärker wich der Dehnungszustand des Ersteindruckes von dem im stabilen Zustand ab. Die extrudierten Dehnungen sowie die berechneten Eigenspannungen und Deformationen zeigten für die Näherung aus dem Ersteindruck ( $\cdots$ ) ausgeprägte Abweichungen zu den transient berechneten Verläufen ( $—$ ). Die Ergebnisse der Näherungsmethode mit Konvergenztoleranz  $\xi_n = 0,1\%$  ( $- -$ ) hingegen trafen den stabilen Zustand erneut sehr gut.

Zum Vergleich der Abweichungen zwischen den verschiedenen Konvergenztoleranzen und zur Beurteilung der zugehörigen Rechenzeit sind in Bild 36, äquivalent zu Bild 33, die Ergebnisse des zweiten Modells dargestellt. Alle normierten Ergebnisse sind in Tabelle A3 im Anhang tabelliert. Für die Näherung aus dem Ersteindruck ergab sich eine maximale Abweichung der plastischen Dehnung von über 60 %, von etwa 56 % für die Eigenspannungen und von etwa 37 % für die plastische Deformation der Oberfläche. Die Genauigkeit war trotz einer Rechenzeit von  $t \approx 8\%$  kaum hinnehmbar. Deutlich besser waren die Ergebnisse jedoch schon für die Näherung mit Konvergenztoleranz  $\xi_n = 1\%$ , bei der die maximale Abweichung für alle betrachteten Ergebnisgrößen unter 6 % lag. Hervorzuheben ist dabei, dass die Rechenzeit bereits stark auf  $t \approx 34\%$  anstieg. Für den elliptischen Kontakt stellte sich aufgrund des ausgeprägteren Anfangseffektes erst nach einer deutlich höheren Anzahl von transienten Rechenschritten der stabile Zustand ein. Bei  $\xi_n = 0,5\%$  lag die maximale Abweichung aller Größen bei etwa 4 % für  $t \approx 40\%$  und bei  $\xi_n = 0,25\%$  nur noch bei etwa 2,7 % für  $t \approx 53\%$ . Für die engste Toleranz  $\xi_n = 0,1\%$  ergab sich eine maximale Abweichung von etwa 2 %. Die Rechenzeit betrug jedoch bereits  $t \approx 63\%$ . Dies bestätigt erneut, dass die Wahl des Konvergenzkriteriums  $\xi_n$  einen maßgeblichen Einfluss auf die Genauigkeit und gleichzeitig auch auf die Rechenzeit der Näherung hat.

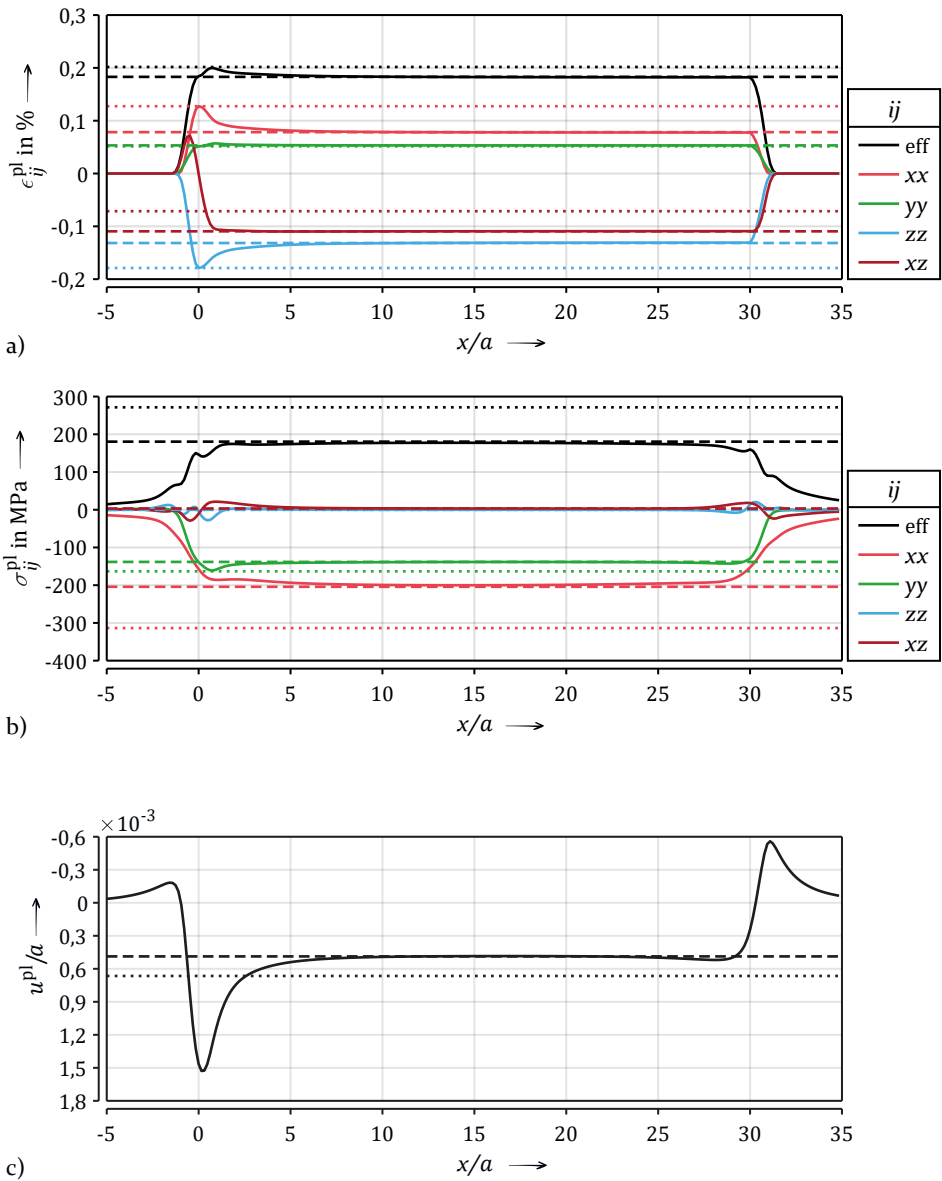


Bild 34: Validierungsmodell Kugel-IR 102 % Schmiegun: Plastische Dehnungskomponenten  $\epsilon_{ij}^{pl}$  (a), Eigenspannungskomponenten  $\sigma_{ij}^{pl}$  (b) und Plastische Deformation  $u^{pl}$  (c) nach der ersten Überrollung für die herkömmliche, transiente Simulation  $n = 193$  (—), die Näherung aus dem Ersteindruck  $n = 1$  (···) und für  $\xi_n = 0,1\%$  (- -).

4 Eine Näherungsmethode zur Simulation von mehrfach überrollten Kontakten im Halbraum

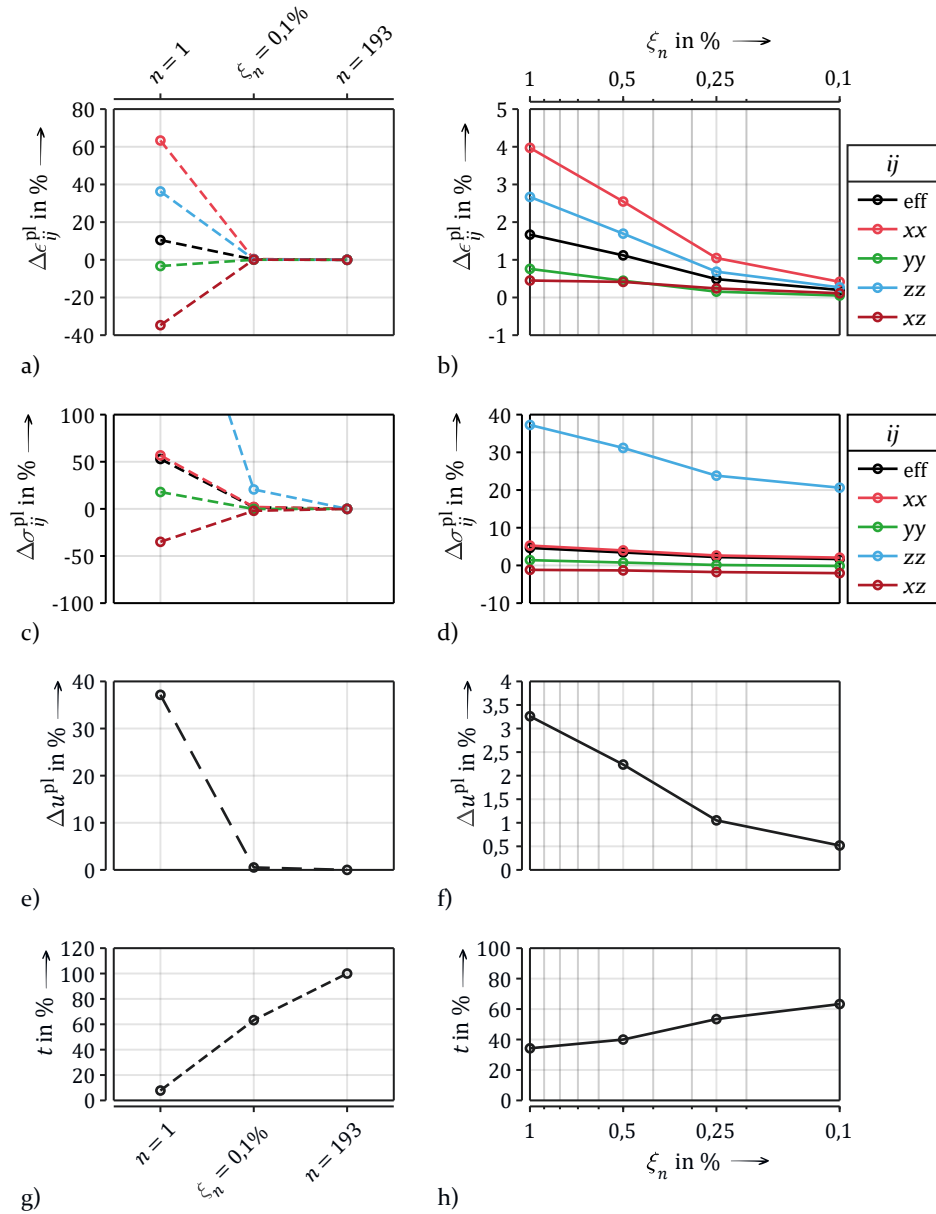


Bild 35: Validierungsmodell Kugel-IR 102 % Schmiegun für die erste Überrollung  $m = 1$ : Größen, in Abhängigkeit von der Konvergenztoleranz  $\xi_n$ , für den Erstdruck  $n = 1$  und die herkömmliche, transiente Simulation  $n = 193$ . Alle Größen sind als prozentuale Abweichungen in Bezug auf das Ergebnis der herkömmlichen, transienten Simulation dargestellt.

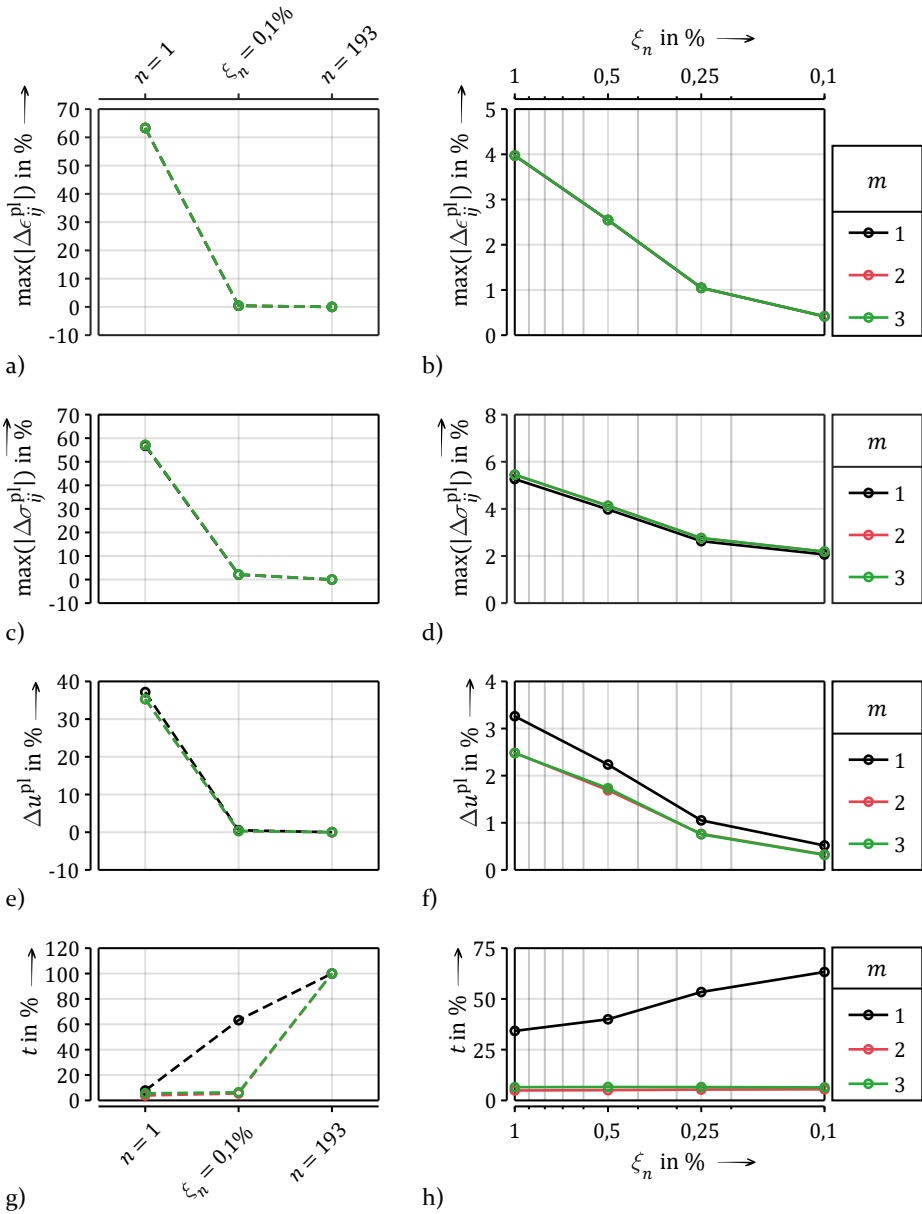


Bild 36: Validierungsmodell Kugel-IR 102 % Schmiegun für die ersten drei Überrollungen  $m = 1, 2, 3$ : Größen, in Abhängigkeit von der Konvergenztoleranz  $\xi_n$ , für den Erstdruck ( $n = 1$ ) und die herkömmliche, transiente Simulation ( $n = 193$ ). Alle Größen sind als prozentuale Abweichungen in Bezug auf das Ergebnis der herkömmlichen, transienten Simulation dargestellt. Für jede Überrollung ist jeweils nur die maximale Abweichung des Tensors dargestellt.

Wie beim ersten Validierungsmodell ergab sich für die zweite und dritte Überrollung kaum mehr eine Veränderung der plastischen Dehnungen. Auch hier erfolgte für alle betrachteten Konvergenztoleranzen bereits nach dem zweiten transienten Rechenschritt der Näherungsschritt, weshalb die Rechenzeit 7 % nicht überschritt und im Vergleich mit der transienten Simulation, mit 193 transienten Rechenschritten, einen sehr deutlichen Zeitgewinn offenbarte. Der Betrag der maximalen Abweichung der plastischen Dehnungen und Eigenspannungen war dabei nahezu exakt gleich wie der der ersten Überrollung – vergleiche Bild 36 a–d. Die Abweichung der plastischen Deformation war für die zweite und dritte Überrollung sogar etwas geringer als die bei der ersten Überrollung.

### Modell Kugel-Laufbahnninnenring mit 108 % Schmiegun

Die Ergebnisse für das dritte Validierungsmodell unterscheiden sich qualitativ nicht von den Ergebnissen des sehr ähnlichen zweiten Validierungsmodells, weshalb diese nurmehr in aller Kürze zusammengefasst werden. Für vergleichbare Bilder und alle normierten Ergebnisse sei der interessierte Leser auf Tabelle A4 und Bild A3 bis Bild A5 im Anhang verwiesen. Die größere Schmiegun von 108 % führte zu einer schmäleren und breiteren Kontaktellipse, weshalb die Anfangseffekte nochmals etwas stärker ausgeprägt waren im Vergleich zum zweiten Modell mit einer Schmiegun von 102 %. Für die erste, wie auch für die zweite und dritte Überrollung, ergab sich für die Näherung aus dem Ersteindruck ( $n = 1$ ) eine maximale Abweichung von etwa 80 % bei einer maximalen Rechenzeit von  $t \approx 7,3$  %. Dies verdeutlicht, dass sich über die Konvergenztoleranz ein individueller Kompromiss zwischen Genauigkeit und Rechenzeit finden lässt. So lag für  $\xi_n = 1$  % die maximale Abweichung bei etwa 10,2 % für  $t \approx 30,2$  % und bei  $\xi_n = 0,1$  % nur noch bei etwa 2,4 % für  $t \approx 50$  %. Der Unterschied zwischen erster, zweiter und dritter Überrollung war bei diesem Modell also nochmals geringer.

Anhand von drei Validierungsmodellen konnte gezeigt werden, dass die teiltransiente Näherung den stabilen Zustand der herkömmlichen, transienten Simulation mit sehr guter Übereinstimmung für Mehrfachüberrollungen abbilden kann. Abgeglichen wurden dabei die plastische Deformation der Oberfläche in der Mittelebene sowie die aussagefähigen Tensorkomponenten der plastischen Dehnungen und der Eigenspannungen in der Mittelebene in der Tiefe der maximalen Vergleichsspannung und -dehnung. Es lassen sich die folgenden Schlüsse ziehen:

- Die Näherung, basierend auf dem Ersteindruck, also nach einem einzelnen transienten Rechenschritt, zeigt sehr hohe Abweichungen. Die Effekte im transienten Bereich werden nicht berücksichtigt. Der Ersteindruck ist deshalb, wie erwartet, nicht geeignet zur Näherung des stabilen Zustands einer Überrollung, obgleich in diesem Fall die geringste Rechenzeit benötigt würde.
- Die Näherungen, auf Basis der konvergierten Dehnungen, zeigen, abhängig von der gewählten Konvergenztoleranz, sehr gute Ergebnisse. Der Vergleich verschiedener Konvergenztoleranzen bestätigt, dass die Genauigkeit der Näherungsmethode umso höher ist, je enger die Toleranz gewählt wird. Da zur Erreichung einer engeren Toleranz mehr transiente Rechenschritte benötigt werden, steigt, zusammen mit der Genauigkeit der Näherung, die benötigte Rechenzeit.
- Die Anzahl benötigter Rechenschritte und damit die Rechenzeit ist zudem abhängig vom Ellipsenverhältnis der Kontaktfläche. Bei größeren Ellipsenverhältnissen, zum Beispiel bei größerer Schmiegun im Kugel-Laufbahn-Kontakt, ist der transiente Anfangseffekt stärker ausgeprägt. Es sind dann mehr transiente Rechenschritte bis zur Konvergenz der Dehnungen nötig.
- Da für die verwendete isotrope Verfestigung des Materials nach der ersten Überrollung nur noch sehr geringe Veränderungen des Dehnungszustands auftreten, wird die Konvergenz der Dehnungen bereits nach sehr wenigen transienten Rechenschritten erreicht. Die Näherung von Folgeüberrollungen ist damit deutlich schneller als die der ersten Überrollung.

Die Näherungsmethode wird damit für den untersuchten Kugel-Ebene-Kontakt bzw. Kugel-Laufbahn-Kontakt im betrachteten Parameterbereich als validiert betrachtet.

#### 4.4 Bewertung der teiltransienten Näherungsmethode

Zum Abschluss von Kapitel 4 soll die entwickelte Näherungsmethode und damit die zugrundeliegende erste Hypothese der Arbeit bewertet werden.

**1. Hypothese:** *Durch Überführung der herkömmlichen, transienten Simulation semi-analytischer Methoden (SAM) in einen teiltransienten Näherungsansatz wird die Berechnung von mehrfach überrollten, dreidimensionalen,*

*symmetrischen, elliptischen Kontakten, mit hinreichender Ergebnisgüte<sup>34</sup>, beschleunigt.*

Basierend auf der Beantwortung der abgeleiteten Forschungsfragen erfolgt die Bewertung der Hypothese.

**Wodurch ist der überrollte Kontakt charakterisiert?** In Abschnitt 4.1 konnte gezeigt werden, dass der überrollte Kontakt durch einen stabilen Zustand bestimmt ist. Im stabilen Zustand sind, unabhängig von der Rollstrecke, alle Größen, wie plastische Oberflächendeformation, plastische Dehnungen und Eigenspannungen, konstant entlang der Rollrichtung. Um zum stabilen Zustand zu gelangen, ist das Durchlaufen eines transienten Bereichs notwendig. Die auftretenden Effekte im transienten Bereich konnten erklärt werden.

**Kann mit einem teiltransienten Näherungsansatz der überrollte Zustand abgebildet werden?** Wie aus Abschnitt 4.1 abgeleitet und in Abschnitt 4.2 erklärt, kann die herkömmliche, transiente Simulation in einen teiltransienten Ansatz überführt werden, da alle transienten Rechenschritte nach Erreichen des stabilen Zustands keinen weiteren Erkenntnisgewinn bieten. In einem Näherungsschritt wird der konvergierte Dehnungszustand zum künstlich verlängerten stabilen Zustand erweitert und die zugehörigen Eigenspannungen und plastischen Dehnungen werden neu berechnet. Die Validierung in Abschnitt 4.3 zeigt eine gute Übereinstimmung des stabilen Zustands aus der herkömmlichen, transienten Simulation mit den Ergebnissen der teiltransienten Näherungsmethode.

**Welche Abhängigkeiten bestehen zwischen Ergebnisgüte und Rechenzeit? Kann darauf aktiv Einfluss genommen werden?** Die Validierung in Abschnitt 4.3 veranschaulicht, dass durch die Wahl der Konvergenztoleranz der plastischen Dehnungen, im transienten Teil der Näherungsmethode, direkt Einfluss auf die Ergebnisgüte und Rechenzeit genommen werden kann. Bei engerer Toleranz sind mehr transiente Rechenschritte bis zum Erreichen des stabilen Zustands nötig. Die Genauigkeit der Näherung, wie auch die Rechenzeit steigen damit an. Dies macht einen problembezogenen Kompromiss zwischen Ergebnisgüte und Rechenzeit nötig, aber auch möglich.

**Damit wird Hypothese 1 gestützt.**

---

<sup>34</sup> Als hinreichende Ergebnisgüte wird eine Abweichung von maximal 10% in Bezug auf das, mit der herkömmlichen, transienten Simulation berechnete, Modell betrachtet. Dies umfasst die plastischen Dehnungen und Deformationen sowie Eigenspannungen im stabilen Zustand der Überrollung.

## 5 Abgeschnittene Kontakte im Halbraum

Im vorliegenden Kapitel soll überprüft werden, ob und in welchen Grenzen die SAM zur Berechnung von abgeschnittenen Kontaktellipsen und den daraus resultierenden Kantenpressungen geeignet sind. Teile des vorliegenden Kapitels sind bereits in [P5] veröffentlicht.

Im Stand der Forschung wurde aufgezeigt, dass kaum wissenschaftliche Arbeiten zu elasto-plastischen Kontaktberechnungen mit abgeschnittenen Kontaktellipsen existieren. Anhand der Ergebnisse einer Studie wird deshalb untersucht, wie ein solcher Kontakt charakterisiert ist. Damit soll zunächst ein Grundverständnis für die Zusammenhänge an abgeschnittenen Kontaktellipsen erarbeitet und anschließend die Tauglichkeit der SAM bewertet werden. Die Analyse konzentriert sich hierbei auf die Pressungsverteilung sowie die elastischen und plastischen Deformationen der Oberfläche im Bereich der Kante.

Für die Studie wurde erneut das klassische Kugel-Ebene-Kontaktproblem zwischen starrer Kugel und Halbraum mit elasto-plastischem Materialverhalten mit rein vertikaler Belastung gewählt. Wie der schematischen Darstellung in Bild 37 zu entnehmen ist, liegt der Ursprung des kartesischen Koordinatensystems ortsfest im Zentrum des Kontaktes an der undeformierten Oberfläche des Halbraums. Die  $x$ -Achse und die  $y$ -Achse sind, konsistent mit den bisherigen Darstellungen, parallel zur Oberfläche orientiert, während die positive  $z$ -Achse senkrecht in den Halbraum zeigt. Um die Kontaktellipse abzuschneiden, wurde die Halbraumgeometrie durch eine Freistich, parallel zur  $y$ -Achse, modifiziert<sup>35</sup>. Die Kante des Freistichs lag im Abstand von  $\chi/a = 0,5$  vom theoretischen Kontaktzentrum. Der Freistichwinkel  $\alpha$  wurde gemäß Tabelle 3 zwischen  $\alpha = 0^\circ$ , was dem Halbraum entspricht, und  $\alpha = 90^\circ$ , was dem Viertelraum entspricht, variiert. Die Kante wurde nicht verrundet<sup>36</sup>.

Für die starre Kugel wurde erneut einen Radius von  $R = 10$  mm gewählt. Die Definition des Materialverhaltens des modifizierten Halbraums mit elasto-plastischem Materialverhalten wurde für 100Cr6 ebenfalls von dem Grundmo-

---

<sup>35</sup> Streng genommen handelt es sich dann nicht mehr um einen Halbraum. Im Folgenden wird deshalb der Begriff modifizierter Halbraum verwendet.

<sup>36</sup> Häufig wird das Argument hervorgebracht, dass in der Realität keine scharfen Kanten existieren, weshalb ein sehr kleiner Radius angenommen werden sollte. Je nach Fertigungsverfahren und Nachbearbeitung ist jedoch auch die Entstehung eines Grates denkbar, welcher, gegensätzlich zur Verrundung, die Problematik der Kante verstärkt. Im Rahmen der Arbeit soll für keine Variante eine Diskussion erfolgen. Durch die gewählte, perfekt scharfe Kante soll gerade die, sonst oft umgangene, Herausforderung der Singularität angegangen werden.

dell aus Abschnitt 4.1 übernommen, vergleiche Tabelle 1. Die Last wurde mit  $F = 90 \text{ N}$  jedoch deutlich niedriger gewählt, womit sich für den HERTZschen Punktkontakt bei einer maximalen Pressung von  $p_H = 2,1 \text{ GPa}$  und einer halben Kontaktbreite von  $a = 0,143 \text{ mm}$  eine maximale VON MISES Vergleichsspannung einstellt, die nur 96 % der Fließgrenze entspricht. Ohne Kantenpressung durch eine abgeschnittene Kontaktellipse kommt es somit gerade nicht zur Plastifizierung. Vor dem Hintergrund, dass plastische Deformationen in der Regel durch entsprechende Dimensionierung vermieden werden, erscheint diese Annahme sinnvoll.

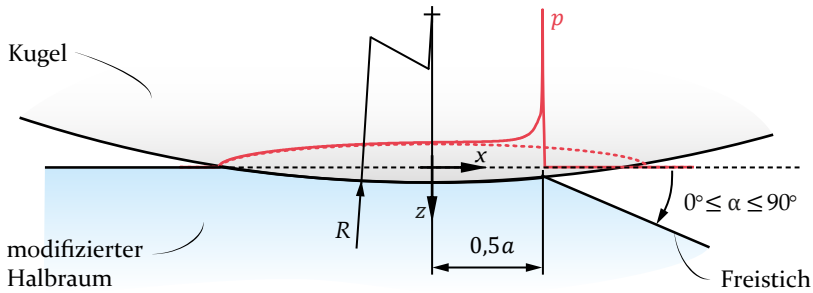


Bild 37: Schematische Darstellung des Kontaktes zwischen Kugel und modifiziertem Halbraum mit Freistich. Zusätzlich ist exemplarisch die Pressungsverteilung  $p$  ohne Freistich (...) und mit Freistich (—) dargestellt. Nach [P5].

Tabelle 3: Werte für den Freistichwinkel  $\alpha$  in der Studie.

↓ Halbraum	← Freistichwinkel $\alpha$ in $^\circ$ →												Viertelraum ↓		
0	0,5	1	1,5	2	3	5	10	20	30	40	50	60	70	80	90

## 5.1 Die FEM als Referenz

Zur Untersuchung der Charakteristik an der Kante wurde zunächst das kommerzielle FEM Programm ABAQUS<sup>37</sup> eingesetzt. Die Berechnungen erfolgten mit dem ABAQUS/Standard Solver in Form statischer Simulationen. Die FEM bietet hierbei den Vorteil, dass sie nicht den Einschränkungen der Halbraumtheorie unterliegt, also, unter anderem, beliebige Kontaktgeometrien und Deformationen in allen Raumrichtungen berücksichtigt werden können. Die Ergebnisse der Studie mittels FEM werden deshalb als Referenz für den späteren Vergleich mit den Ergebnissen der SAM herangezogen.

<sup>37</sup> ABAQUS 3D EXPERIENCE R2018X HOTFIX 3 der Firma Dassault Systèmes.

### 5.1.1 Das FEM-Modell

#### Geometrie und Kontaktdefinition

In Bild 38 ist die Geometrie des modifizierten Halbraums mit Freistich mit den zugehörigen Randbedingungen dargestellt. Der modifizierte Halbraum wurde in drei Unterbereiche (I bis III) aufgeteilt, die mittels tie constraints<sup>38</sup> verbunden waren. Um die Halbraumcharakteristik abzubilden, wurden die Gesamtmaße des modellierten Ausschnitts des modifizierten Halbraums (Bereich III) im Vergleich zur Kontaktzone sehr groß gewählt. Die untere Fläche wurde fest eingespannt, d. h. alle translatorischen Freiheitsgrade wurden deaktiviert. Zudem wurde die Symmetrie des Modells ausgenutzt, d. h. es wurde nur die Hälfte der Geometrie modelliert und eine entsprechende Symmetrie-Randbedingung (keine Translation in  $y$ -Richtung und keine Rotation in  $x$ - und  $z$ -Richtung) auf der  $xz$ -Ebene definiert.

Die Kugel wurde als starrer Körper (analytical rigid<sup>38</sup>) modelliert. Der Kontakt zwischen Kugel und modifiziertem Halbraum wurde als node-to-surface<sup>38</sup> und in Normalenrichtung als hard contact<sup>38</sup> sowie in tangentialer Richtung als frictionless contact<sup>38</sup> definiert. Die Kontaktfindung wurde bei dem modifizierten Halbraum auf die Oberfläche des innersten Bereichs (III) beschränkt, vergleiche Bild 38.

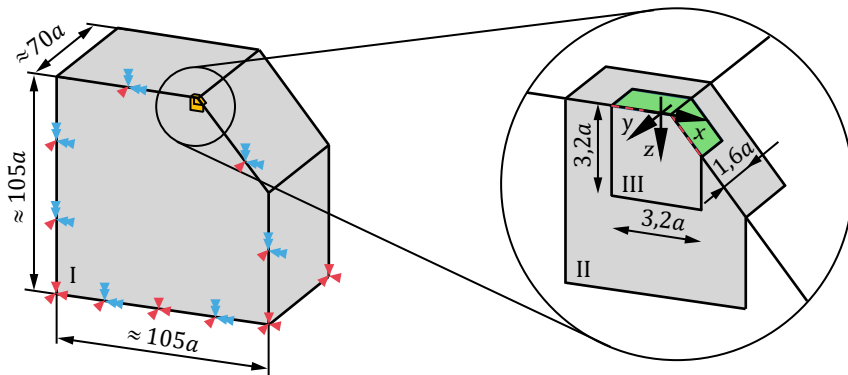


Bild 38: Exemplarische Darstellung des FEM-Modells des modifizierten Halbraums mit Freistich.

<sup>38</sup> Für die etablierten englischen Begrifflichkeiten aus der FEM wird, teils aus Mangel an äquivalenten deutschen Begriffen, auf eine Übersetzung verzichtet. Die Software ABAQUS besitzt etwa keine deutsche Übersetzung der Benutzeroberfläche und des Handbuchs.

## Vernetzung

Durch die Aufteilung der Geometrie in drei Bereiche konnte eine zunehmend feinere Vernetzung vom sehr grob vernetzten äußeren Bereich I bis zum sehr fein vernetzten innersten Bereich III definiert werden. Dabei wurde der innerste Bereich III, welcher den Kontaktbereich enthält, mit linearen Hexaederelementen vom Typ C3D8S vernetzt. Aufgrund der zu erwartenden hohen Spannungsgradienten an der Kante wurde lokal eine sehr feine Diskretisierung gewählt mit einer äquidistanten Elementlänge von  $\Delta x/a = 0,00156$  in  $x$ -Richtung, von  $\Delta y/a = 0,050$  in  $y$ -Richtung und einer Elementlänge beginnend bei  $\Delta z_1/a = 0,00187$  mit einem Verlauf zu  $\Delta z_2/a = 0,239$  in  $z$ -Richtung. Um eine gute Modellqualität sicherzustellen, wurde für die gewählte Vernetzung und rein elastisches Materialverhalten ein Abgleich mit der analytischen HERTZschen Lösung (siehe Bild A6 und Bild A7) vorgenommen. Ergänzend wurde für das Modell der Studie eine exemplarische Netzkonvergenzstudie für einen Freistichwinkel  $\alpha = 3^\circ$  durchgeführt, siehe hierzu Bild A8.

In Bild 39 sind vergrößerte Ausschnitte des Netzes an der Kante dargestellt. Für den Halbraum ohne Freistich waren alle Hexaeder-Elemente Quader (Bild 39 a). Mit zunehmendem Freistichwinkel wurden die Elemente im Freistichbereich jedoch zusehends verzerrt, vergleiche Bild 39 b für  $\alpha = 50^\circ$ . Für größere Winkel wurde deshalb eine andere Vernetzung verwendet. Bei dieser wiederum nahm mit größerem Freistichwinkel die Verzerrung ab, bis bei  $\alpha = 90^\circ$  die Elemente wieder die Form unverzerrter Quader darstellten, vergleiche Bild 39 c-d. Um die Durchgängigkeit der Modelle zu überprüfen, wurden für beide Modelle die Freistichwinkel  $\alpha$  von  $40^\circ$  bis  $60^\circ$  berechnet.

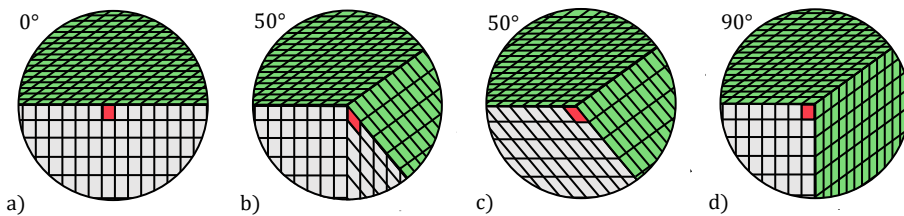


Bild 39: Vergrößertes Ausschnitt des FEM-Netzes an der Kante für zwei unterschiedliche Vernetzungen, FEM<sub>1</sub> (a,b) und FEM<sub>2</sub> (c,d).

### 5.1.2 Charakteristik des abgeschnittenen Kontaktes

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Studie zum Freistichwinkel analysiert. Die Ergebnisse wurden entlang der  $x$ -Achse an der Oberfläche für die nicht verformte Geometrie ausgewertet. Die plastische Deformation  $u^{pl}$

stellt dabei die Deformation nach der Entlastung des Kontaktes dar und die Gesamtdeformation  $u$  die Deformation im voll belasteten Zustand. Die elastische Deformation  $u^{\text{el}}$  wurde dann berechnet als Differenz aus Gesamtverformung und plastischer Verformung. Die Pressungsverteilung  $p$  wurde im voll belasteten Zustand ausgewertet.

### Variation des Freistichwinkels

Bild 40 a–e zeigt die Pressungsverteilung  $p$ , die Profile der plastischen Deformation  $u^{\text{pl}}$  und der elastischen Deformation  $u^{\text{el}}$  an der Oberfläche in der  $xz$ -Ebene für Freistichwinkel  $\alpha$  von  $0^\circ$  bis  $30^\circ$ . Man beachte die unterschiedliche Skalierung und unterschiedlichen Wertebereiche der Achsen.

Der Freistichwinkel  $\alpha = 0^\circ$  stellt den abgeschlossenen Punktkontakt zwischen Kugel und Halbraum dar. Entsprechend der HERTZschen Theorie zeigten sowohl die Pressung  $p$  (Bild 40 a) als auch die elastische Deformation  $u_z^{\text{el}}$  (Bild 40 d) ein symmetrisches parabelförmiges Profil. Die laterale elastische Deformation  $u_x^{\text{el}}$  (Bild 40 e) hingegen war punktsymmetrisch mit einem Vorzeichenwechsel in der Nähe des Kontaktmittelpunktes, was bedeutet, dass die Bereiche am Kontaktrand elastisch zur Kontaktmitte gezogen wurden. Plastische Deformationen  $u_z^{\text{pl}}$  und  $u_x^{\text{pl}}$  lagen nicht vor, da die Belastung so gewählt wurde, dass das Material ohne Kantengeometrie gerade nicht plastifiziert.

Wie aus den Pressungsverteilungen in Bild 40 a ersichtlich ist, kam es bei kleinen Freistichwinkeln bis etwa  $\alpha = 5^\circ$  aufgrund der elastischen Deformation trotz der Freistichgeometrie zu einem Kontakt im Bereich  $x/a > 0,5$ . Je größer  $\alpha$  war, desto stärker war der Kontaktbereich jedoch beschnitten. Zusätzlich bildete sich an der Kante bei  $x/a = 0,5$  eine Pressungsspitze aus, die typisch für abgeschnittene Kontaktellipsen ist. Bei einer rein elastischen Berechnung wäre diese Pressung aufgrund der oben erwähnten mathematischen Singularität theoretisch unendlich groß. Berücksichtigt man jedoch elasto-plastisches Materialverhalten, so beginnt das Material aufgrund lokaler hoher Spannungen zu plastifizieren. Das Material verfestigt sich entsprechend der Fließkurve und es bilden sich plastische Dehnungen aus. Die plastischen Dehnungen manifestieren sich in Form von permanenten plastischen Deformationen, welche die Kontaktgeometrie verändern und, zusammen mit der Verfestigung des Materials, die Druckspitze begrenzen. Die plastischen Dehnungen und Verformungen traten in einem sehr kleinen Bereich nahe der Oberfläche an der Kante auf, wo sehr hohe Spannungen aufgrund der Pressungsspitze vorlagen. Die Darstellung der plastischen Deformationen beschränkt sich daher in allen Abbildungen auf den stark vergrößerten Bereich um die Kante. Der Theorie folgend, traten umso größere plastische Deformationen  $u^{\text{pl}}$

auf, je größer der Freistichwinkel  $\alpha$  gewählt wurde. Die Kante wurde dabei eingedrückt ( $u_z^{pl} > 0$ ), während sich im Bereich des Freistichs ein Aufwurf bildete ( $u_z^{pl} < 0$ ), siehe Bild 40 b. Die laterale plastische Deformation  $u_x^{pl}$  beschreibt eine geringe Verschiebung der Kante weg vom Kontaktzentrum ( $u_{pl}^{pl} > 0$ ), siehe Bild 40 c. Aufgrund kleinerer Kontaktflächen bei größeren Freistichwinkeln  $\alpha$  nahm die elastische Deformation  $u_z^{el}$  im Kontaktbereich zu und im kontaktlosen Bereich des Freistichs leicht ab, siehe Bild 40 d. In der lateralen  $x$ -Richtung wurde der Randbereich in zunehmendem Maße zur Kontaktmitte gezogen, siehe Bild 40 e.

Bei Freistichwinkeln  $\alpha$  von  $5^\circ$  bis etwa  $30^\circ$  reichte die Kontaktfläche trotz elastischer Deformation und lokaler plastischer Deformation nicht mehr in den Freistichbereich hinein, d. h.  $p = 0$  für  $x/a > 0,5$ . Die Kontaktellipse wurde scharf abgeschnitten. Die Größe der Pressungsspitze nahm degressiv zu, je größer die Freistichwinkel  $\alpha$  gewählt wurden, bis zum Maximum bei  $\alpha = 20^\circ$ , siehe Bild 40 a. Der Rest der Pressungsverteilung änderte sich kaum. Aufgrund der höheren Pressungsspitzen und damit höheren lokalen Spannungen im Randbereich nahm auch die plastische Deformation  $u^{pl}$  zu und die Maxima der plastischen Deformationen  $u_z^{pl}$  und  $u_x^{pl}$  wurden für  $\alpha = 30^\circ$  erreicht – vergleiche Bild 40 b–c. Wie in Bild 40 d–e zu erkennen, folgten die elastischen Deformationen  $u_z^{el}$  und  $u_x^{el}$  dieser Tendenz.

Bild 41 a–e zeigt die Pressungsverteilung  $p$ , die Profile der plastischen Deformation  $u^{pl}$  und der elastischen Deformation  $u^{el}$  an der Oberfläche in der  $xz$ -Ebene für Freistichwinkel  $\alpha$  von  $30^\circ$  bis  $90^\circ$ .

Von  $\alpha = 30^\circ$  bis zu  $\alpha = 70^\circ$  zeigten sowohl die Pressungsverteilung als auch die plastische Deformation einen inversen Zusammenhang zu  $\alpha$ : Die entstandene Pressungsspitze war umso kleiner, je größer  $\alpha$  gewählt wurde, siehe Bild 41 a. Außerdem wuchs die Kontaktzone auf der, der Kante abgewandten, Seite leicht an. Entsprechend der Pressung bauten sich auch nur kleinere plastische Deformationen  $u^{pl}$  auf. Betrachtet man  $u_z^{pl}$ , so bildete sich für  $\alpha \geq 40^\circ$  kein Aufwurf, sondern nur ein Eindruck am Rand, und für  $\alpha = 70^\circ$  trat kaum eine plastische Deformation auf, siehe Bild 41 b. Ebenso trat bei einem größeren Winkel  $\alpha$  eine geringere laterale, plastische Deformation  $u_x^{pl}$  auf und war bei  $\alpha = 70^\circ$  kaum vorhanden. Wie in Bild 41 d–e zu sehen ist, behielt die elastische Deformation  $u^{el}$  ihren Trend bei, wobei größere elastische Deformationen bei größeren Freistichwinkeln  $\alpha$  auftraten.

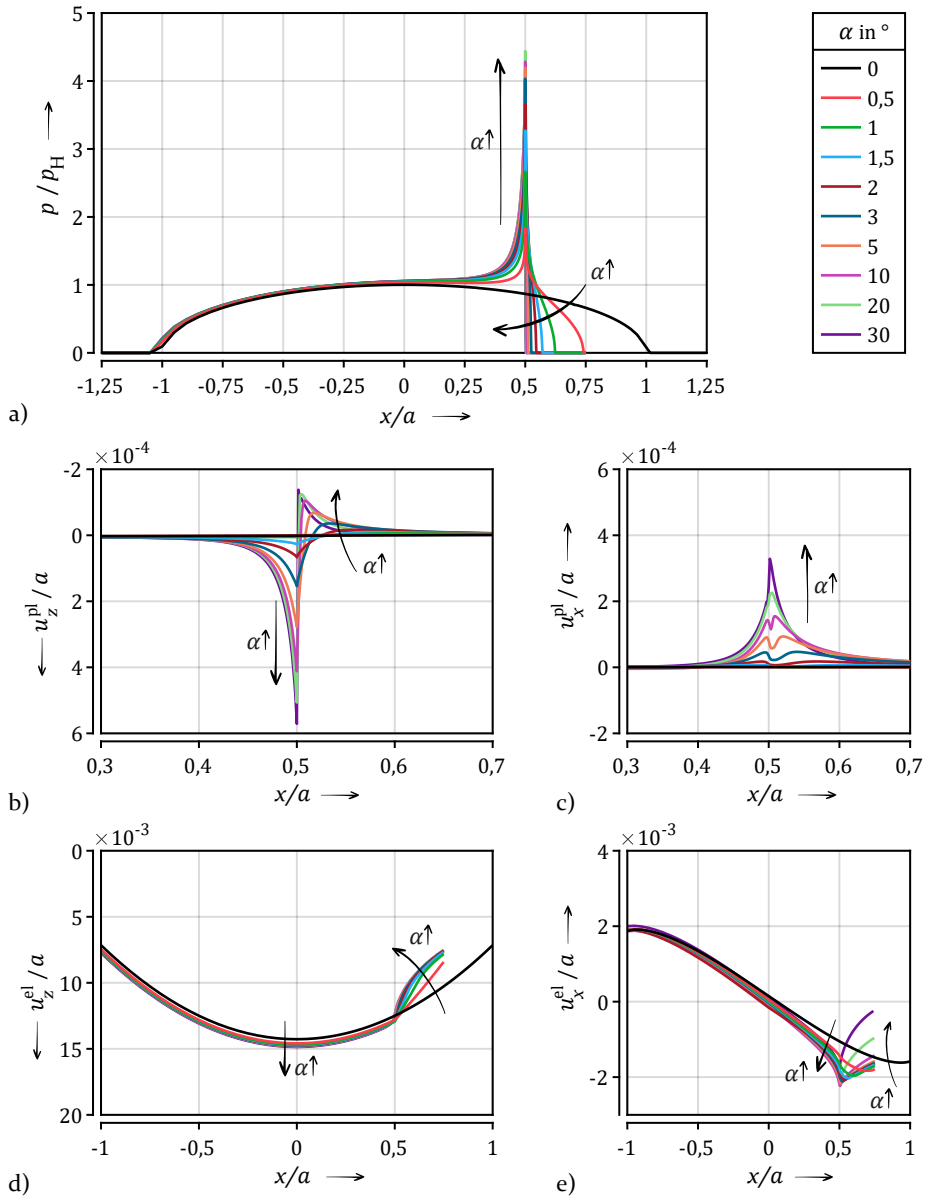


Bild 40: Pressungsverteilung  $p$  (a), plastische Deformationen  $u_z^{pl}$  (b) und  $u_x^{pl}$  (c) sowie elastische Deformationen  $u_z^{el}$  (d) und  $u_x^{el}$  (e) für Freistichwinkel  $\alpha$  von  $0^\circ$  bis  $30^\circ$ . Berechnet mit der FEM.

Besondere Beachtung sollte der lateralen, elastischen Deformation  $u_x^{\text{el}}$  geschenkt werden: Wie in Bild 41 e zu erkennen, traten im Bereich von  $x/a > 0,5$  bis zu  $\alpha = 50^\circ$  elastische Deformationen mit negativem Betrag auf. Für  $\alpha \geq 50^\circ$  traten dagegen im gesamten Kontaktbereich größere elastische Deformationen auf, die für  $x/a > 0,5$  ebenfalls einen durchweg positiven Betrag hatten. Bezogen auf das Koordinatensystem bedeutet dies, dass die gesamte Kontaktfläche in Richtung des Freistichs gedrückt wurde.

Bild 41 a–e zeigt die Pressungsverteilung  $p$ , die Profile der plastischen Deformation  $u^{\text{pl}}$  und der elastischen Deformation  $u^{\text{el}}$  an der Oberfläche in der  $xz$ -Ebene für Freistichwinkel  $\alpha$  von  $30^\circ$  bis  $90^\circ$ .

Von  $\alpha = 30^\circ$  bis zu  $\alpha = 70^\circ$  zeigten sowohl die Pressungsverteilung als auch die plastische Deformation einen inversen Zusammenhang zu  $\alpha$ : Die entstandene Pressungsspitze war umso kleiner, je größer  $\alpha$  gewählt wurde, siehe Bild 41 a. Außerdem wuchs die Kontaktzone auf der, der Kante abgewandten, Seite leicht an. Entsprechend der Pressung bauten sich auch nur kleinere plastische Deformationen  $u^{\text{pl}}$  auf. Betrachtet man  $u_z^{\text{pl}}$ , so bildete sich für  $\alpha \geq 40^\circ$  kein Aufwurf, sondern nur ein Eindruck am Rand, und für  $\alpha = 70^\circ$  trat kaum eine plastische Deformation auf, siehe Bild 41 b. Ebenso trat bei einem größeren Winkel  $\alpha$  eine geringere laterale, plastische Deformation  $u_x^{\text{pl}}$  auf und war bei  $\alpha = 70^\circ$  kaum vorhanden. Wie in Bild 41 d–e zu sehen ist, behielt die elastische Deformation  $u^{\text{el}}$  ihren Trend bei, wobei größere elastische Deformationen bei größeren Freistichwinkeln  $\alpha$  auftraten. Besondere Beachtung sollte der lateralen, elastischen Deformation  $u_x^{\text{el}}$  geschenkt werden: Wie in Bild 41 e zu erkennen, traten im Bereich von  $x/a > 0,5$  bis zu  $\alpha = 50^\circ$  elastische Deformationen mit negativem Betrag auf. Für  $\alpha \geq 50^\circ$  traten dagegen im gesamten Kontaktbereich größere elastische Deformationen auf, die für  $x/a > 0,5$  ebenfalls einen durchweg positiven Betrag hatten. Bezogen auf das Koordinatensystem bedeutet dies, dass die gesamte Kontaktfläche in Richtung des Freistichs gedrückt wurde.

Bei einem Freistichwinkel von  $\alpha = 80^\circ$  trat überhaupt keine Pressungsspitze auf. Die Pressung an der Kante war kleiner als die in der Kontaktmitte. Im Fall von  $\alpha = 90^\circ$  endete die Kontaktzone sogar vor der Kante, vergleiche Bild 41 a. Da es keine Pressungsspitze mit hohen lokalen Spannungen gab, wurde die Fließgrenze bei diesen großen Freistichwinkeln nicht überschritten. Dementsprechend bauten sich keine plastischen Deformationen  $u_z^{\text{pl}}$  und  $u_x^{\text{pl}}$  auf, siehe Bild 41 b–c. Der Kontakt blieb rein elastisch. Wie in Bild 41 d–e zu erkennen ist, waren die elastischen Deformationen  $u_z^{\text{el}}$  und  $u_x^{\text{el}}$  jedoch im Vergleich aller Freistichwinkel  $\alpha$  maximal.

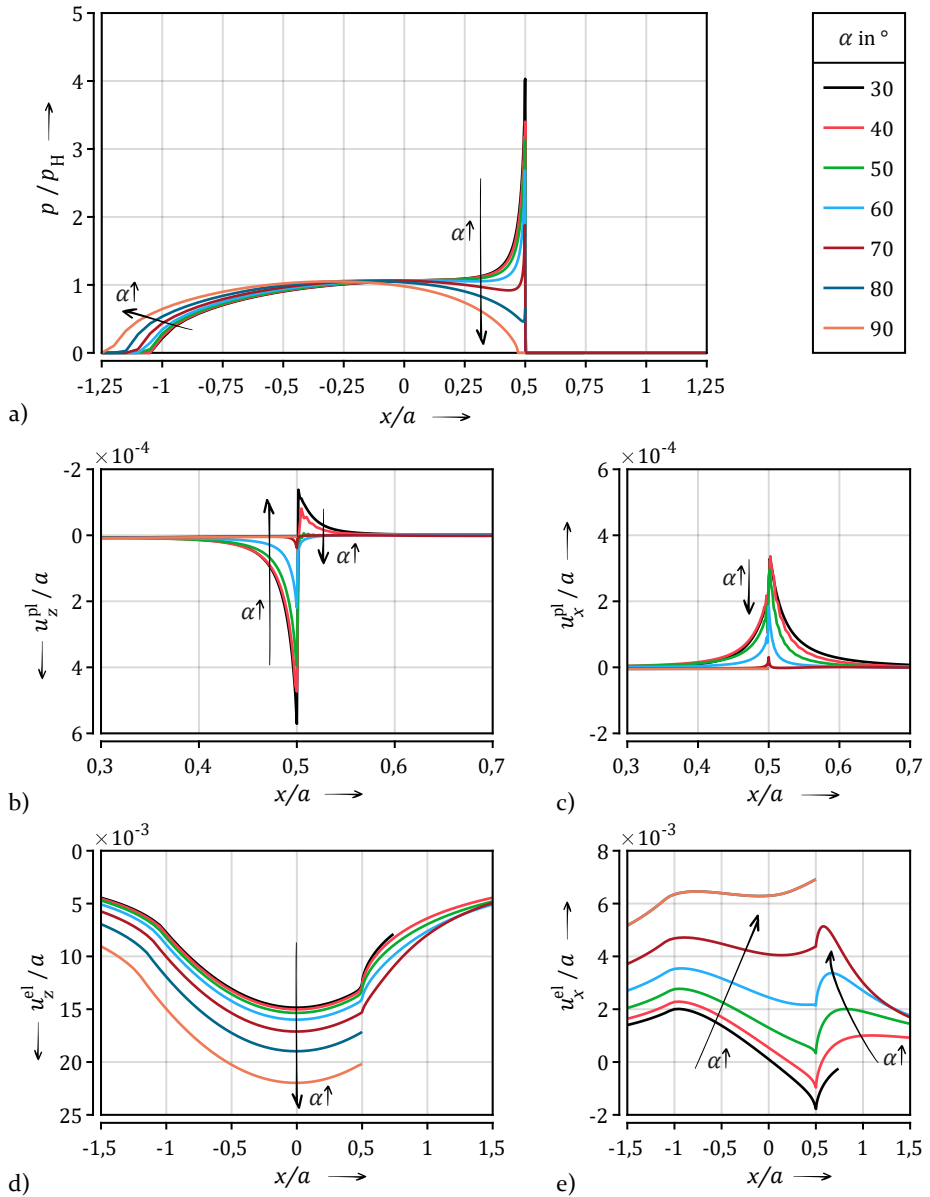


Bild 41: Pressungsverteilung  $p$  (a), plastische Deformationen  $u_z^{pl}$  (b) und  $u_x^{pl}$  (c) sowie elastische Deformationen  $u_z^{el}$  (d) und  $u_x^{el}$  (e) für Freistichwinkel  $\alpha$  von  $30^\circ$  bis  $90^\circ$ . Berechnet mit der FEM.

Die Ergebnisse, die mit Hilfe der FEM gewonnen wurden, zeigen, dass der Freistichwinkel  $\alpha$  einen erheblichen Einfluss auf die Eigenschaften des Kontaktes für das betrachtete Modell hat. Dies deckt sich mit Erkenntnissen zu elastischen Kontakten der Literatur [190] und lässt sich für die Studie wie folgt zusammenfassen und erklären: Bei sehr kleinen Winkeln  $\alpha < 5^\circ$  führt der Freistich zu einer Verringerung der Kontaktfläche und bei Winkeln  $\alpha \geq 5^\circ$  zu einer scharfen Begrenzung des Kontaktes durch die Kante. Infolgedessen wird die Pressungsverteilung durch eine Pressungsspitze an der Kante bei  $x/a = 0,5$  begrenzt. Da die dabei lokal auftretenden hohen Spannungen die Fließgrenze überschreiten, bilden sich plastische Dehnungen und plastische Deformationen. Diese sind durch einen Eindruck der Kante und einen kleinen Aufwurf im Bereich des Freistichs nahe der Kante gekennzeichnet. Die Änderung der Kontaktgeometrie und die Verfestigung des Werkstoffs begrenzen die Höhe der Pressungsspitze. Die normale elastische Deformation im Kontakt nimmt leicht zu. In lateraler Richtung gibt es nur eine sehr geringe elastische Deformation in Richtung des Kontaktzentrums.

Für Freistichwinkel  $\alpha > 30^\circ$  gilt: Je größer  $\alpha$ , desto geringer sind die Pressungsspitze und die plastische Deformation. Die elastische Deformation hingegen ist noch größer. Die laterale, elastische Deformation  $u_x^{\text{el}}$  zeigt, dass die gesamte Kante vom Kontaktzentrum weggedrückt wird, d. h. die Kante weicht elastisch aus<sup>39</sup>. Dies lässt sich durch die geringere strukturelle Steifigkeit der Freistichgeometrie bei größeren Freistichwinkeln erklären. Die beobachtete Vergrößerung der Kontaktfläche ist mit diesen größeren normalen, elastischen Deformationen gut vereinbar.

Zur Visualisierung dieses maßgeblichen Mechanismus, sind in Bild 42 die undeformierten (---) und deformierten Kantengeometrien (—) für die Freistichwinkel  $\alpha$  von  $30^\circ$ ,  $60^\circ$  und  $90^\circ$  dargestellt. Die Deformation der Kantengeometrie ist dabei 25-fach überzeichnet dargestellt. Die Achsenbeschriftung gilt für die undeformierte Geometrie. Zusätzlich zur Gesamtdeformation, jeweils ganz links in Bild 42, sind die Deformationsanteile  $u_z$  in normaler Richtung (rechts) und lateraler Richtung  $u_x$  (mittig) dargestellt. Für den Freistichwinkel von  $\alpha = 30^\circ$  in Bild 42 a ist nahezu keine laterale Deformation  $u_x$  festzustellen. Für  $\alpha = 60^\circ$  war die laterale Deformation  $u_x$  gering, jedoch in der Überzeichnung erkennbar. Für den Viertelraum mit  $\alpha = 90^\circ$  in Bild 42 c hingegen ist durch die fehlende strukturelle Steifigkeit der Kante eine sehr deutliche laterale Deformation  $u_x$  zu beobachten. Wie in der Darstellung zu sehen, nahmen auch die normalen Deformationen  $u_z$  mit größerem Freistichwinkel zu. Abschließend lässt sich, insbesondere im Ver-

<sup>39</sup> Das beobachtete Ausweichen der Kante deckt sich gut mit den Ergebnissen von YU et al. in [104].

gleich der Gesamtdeformationen in Bild 42 a, c, das Ausweichen der Kante klar erkennen.

Für das in dieser Studie betrachtete Modell erreicht der Effekt der elastischen Deformation den Punkt, an dem für  $\alpha = 90^\circ$  die Kontaktfläche nicht einmal den Rand einschließt, sodass die Pressung und die plastische Deformation bei  $x/a = 0,5$  gleich Null ist. Das Auftreten dieses Extremfalls ist natürlich von den spezifischen Kontaktparametern abhängig, insbesondere vom Abstand der Kante zum Kontaktzentrum.

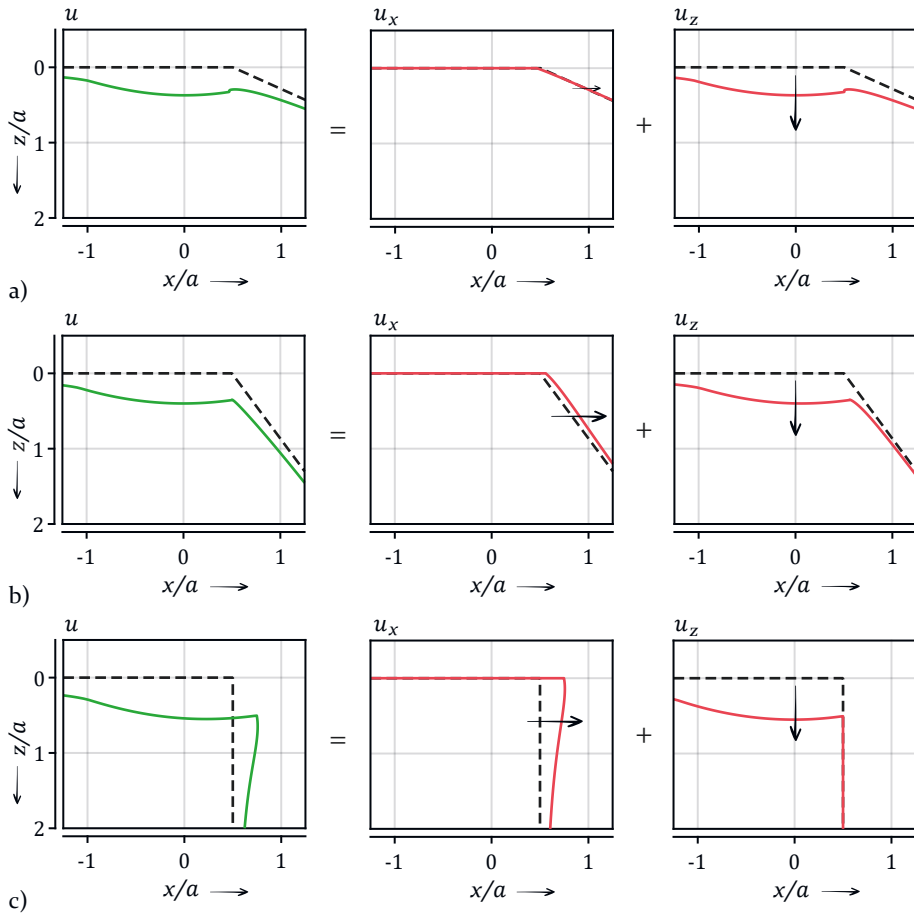


Bild 42: Deformierte Kantengeometrien für Freistichwinkel  $\alpha$  von  $30^\circ$  (a),  $60^\circ$  (b) und  $90^\circ$  (c). Die normalen (rechts) und lateralen (mittig) Teildeformationen ergeben die Gesamtdeformation (links). Beachte: Die Deformationen der Kantengeometrien (—) sind 25-fach überzeichnet dargestellt! Die Achsenbeschriftung gilt für die undeformierte Geometrie (- -).

Daraus lässt sich der folgende, verallgemeinerte Zusammenhang ableiten: Sehr kleine und sehr große Freistichwinkel  $\alpha$  können als eher unkritisch angesehen werden. Die große Kontaktfläche bei kleinen Winkeln und das elastische Ausweichen der gesamten Kante bei großen Freistichwinkeln verhindern das Auftreten einer signifikanten Pressungsspitze. Es findet keine oder nur eine sehr geringe Plastifizierung an der Kante statt. Im mittleren Winkelbereich ist die Kontaktfläche durch die Kante des Freistichs begrenzt, aber die strukturelle Steifigkeit der Geometrie ist zu hoch, um ein relevantes elastisches Ausweichen der Kante zu ermöglichen. Die höchsten Pressungsspitzen und plastischen Deformationen treten daher bei mittleren Freistichwinkeln auf.

### Variation des Kantenabstands

Die Studie zum Einfluss des Freistichwinkels auf die Charakteristik des Kontaktes offenbarte ein zunächst kontraintuitives Ergebnis für sehr große Winkel, insbesondere  $\alpha = 90^\circ$ . Dass sich keine Pressungsspitze aufbaute und sich der Kontakt nicht bis an die Kante erstreckte, motiviert die Frage, inwieweit dieses Ergebnis vom Abstand der Kante zum Kontaktzentrum abhängt. Es wurde deshalb für den Freistichwinkel von  $\alpha = 90^\circ$  der Einfluss des Kantenabstands  $\chi$  untersucht. Die Kugel wurde, ausgehend vom Basismodell mit einem Kantenabstand von  $\chi/a = 0,5$ , näher an die Kante gerückt, bis das Kontaktzentrum direkt über der Kante lag – Kantenabstand  $\chi/a = 0$ . In letztem Fall wird theoretisch die halbe Kontaktellipse abgeschnitten.

Bild 43 a–e zeigt die Pressungsverteilung  $p$ , die Profile der plastischen Deformation  $u^{\text{pl}}$  und der elastischen Deformation  $u^{\text{el}}$  an der Oberfläche in der  $xz$ -Ebene für einen festen Freistichwinkel von  $\alpha = 90^\circ$  und Kantenabständen  $\chi/a$  von 0,5 bis 0. Die Kante verblieb zur besseren Vergleichbarkeit bei  $x/a = 0,5$ .

Die Verläufe der Pressungsverteilungen in Bild 43 a zeigen, dass sich, unabhängig vom Kantenabstand  $\chi$ , keine Pressungsspitze aufbaute. Für einen Kantenabstand von  $\chi/a = 0,5$  lag kein Kontakt direkt an der Kante vor, die Pressung an der Kante war somit Null. Für kleinere Kantenabstände reichte der Kontakt bis an die Kante, wobei die Pressung an der Kante größer war, je kleiner der Kantenabstand war. Dennoch lag das Maximum der Pressungsverteilungen in allen Fällen nicht an der Kante, sondern in der Mitte der Kontaktzone. Diese maximale Pressung war umso größer, je kleiner der Kantenabstand  $\chi$  war.

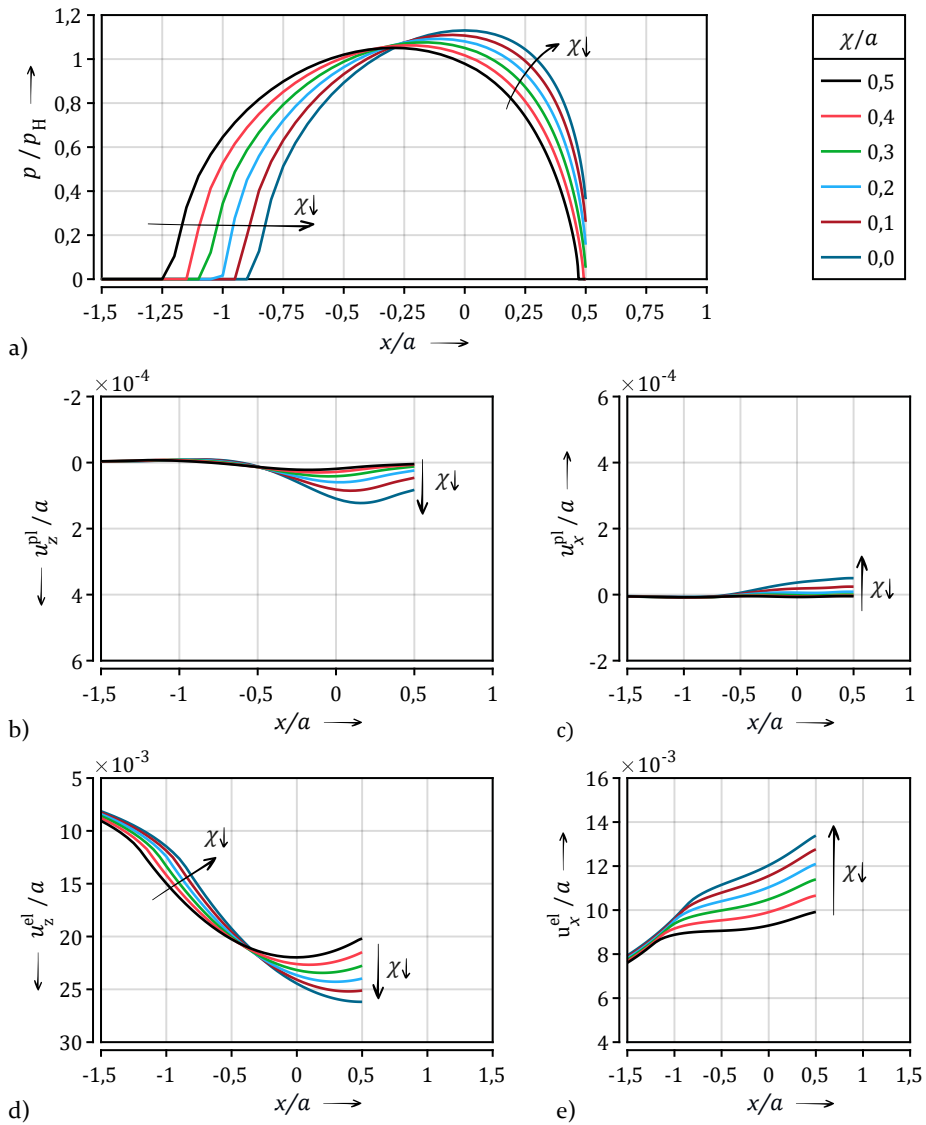


Bild 43: Pressungsverteilung  $p$  (a), plastische Deformationen  $u_z^{pl}$  (b) und  $u_x^{pl}$  (c) sowie elastische Deformationen  $u_z^{el}$  (d) und  $u_x^{el}$  (e) für den Freistichwinkel  $\alpha = 90^\circ$  für Kantenabstände  $\chi/a$  von 0,0 bis 0,5. Die Kante ist ortsfest bei  $0,5 a$  positioniert. Berechnet mit der FEM.

Betrachtet man die plastischen Deformationen in Bild 43 b–c, so wird deutlich, dass durch die höheren Pressungen bei kleineren Randabständen eine geringfügig höhere plastische Deformation auftrat. Die Ausprägung der Profile der Deformationen änderte sich jedoch nicht. Der für kleinere Freistichwinkel typische Verlauf mit einem lokal ausgeprägten Eindrücken der Kante trat nicht auf. Vergleicht man die elastische Deformation  $u_z^{\text{el}}$  in Bild 43 d, so nahm auch diese erwartungsgemäß mit kleinerem Kantenabstand zu. Da sich die Position der Kugel verschob, änderte sich auch das Profil der Deformation. Liegt der Kugelmittelpunkt über der Kante ( $\chi/a = 0$ ), so entspricht die Form des Profils qualitativ der Hälfte der des HERTZschen Punktkontaktes. Die laterale, elastische Deformation  $u_x^{\text{el}}$  nahm gemeinsam mit der normalen  $u_z^{\text{el}}$  zu, vergleiche Bild 43 e. Die Kante wich also mit kleinerem Kantenabstand weiter aus.

Die beobachteten höheren elastischen und in geringem Maß auch plastischen Deformationen lassen sich gut mit kleineren Kontaktflächen erklären. So wird durch einen geringeren Kantenabstand mehr von der Kontaktellipse abgeschnitten. Bei der kleineren Fläche ergeben sich, bei gleicher Last, eine etwas höhere Pressung und größere Deformationen. Bemerkenswert bleibt jedoch, dass sich, durch die reduzierte strukturelle Steifigkeit der Viertelraumgeometrie, auch bei deutlich verkleinertem Kantenabstand keine Pressungsspitze an der Kante bildete. Die Profile der betrachteten Größen untermauern, dass die Fälle sehr großer Freistichwinkel für die betrachteten Kontaktparameter unkritisch erscheinen.

Aus der, mittels FEM durchgeführten, Studie einer starren Kugel, die auf einen modifizierten Halbraum mit elasto-plastischem Materialverhalten und einem Freistich variablen Winkels  $\alpha$  gedrückt wurde, kann die folgende Charakteristik für abgeschnittene Kontaktellipsen abgeleitet werden:

- Für sehr kleine und sehr große Freistichwinkel  $\alpha$  treten keine Pressungsüberhöhungen an der Kante auf. Bei sehr kleinen Winkeln wird die Kante elastisch eingeebnet und es erfolgt noch keine scharfe Begrenzung der Kontaktellipse an der Kante. Bei sehr großen Winkeln hingegen ist die strukturelle Steifigkeit der Kante so weit reduziert, dass es zu nennenswerten elastischen, auch lateralen, Deformationen kommt. Die Kante weicht elastisch aus. Die plastischen Deformationen sind in diesem Fall sehr gering – der Kontakt ist geprägt durch elastische Deformation. Für einen Freistichwinkel

von  $\alpha = 90^\circ$  wurde für das Modell der Studie gezeigt, dass dieses Verhalten unabhängig vom Abstand der Kante ist.

- Die höchsten Kantenpressungen und plastischen Deformationen treten im mittleren Freistichwinkelbereich auf. Der Kontakt ist dabei scharf durch die Kante begrenzt, die strukturelle Steifigkeit der Kanten­geometrie lässt jedoch noch keine signifikante elastische Ausweichbewegung zu. Die Folge ist eine Pressungsspitze an der Kante.
- Durch Kantenpressungen treten lokal und oberflächennah überhöhte Spannungen im modifizierten Halbraum auf. Diese führen zu einem lokalen Plastifizieren des Werkstoffs und in der Folge zu plastischen Deformationen. Charakteristisch sind hierbei ein Eindringen der Kante und ein deutlich kleinerer Aufwurf der Oberfläche im Freistichbereich nahe der Kante.

Da die Simulationsergebnisse der FEM durchgehend erklärbar sind und damit plausibel erscheinen, werden diese im Folgenden als Referenz für die Bewertung der Simulationsergebnisse aus der SAM verwendet.

## 5.2 Kontakte im Halbraum

Nachdem erste Erkenntnisse zur Charakteristik von abgeschnittenen Kontakt­ellipsen mittels der FEM erarbeitet werden konnten, wurde die Studie zum Freistichwinkel mittels SAM wiederholt, wobei die Ergebnisse im Hinblick auf die Randbedingungen und Einschränkungen des Halbraums kritisch hinterfragt werden. In Ergänzung zum Stand der Technik, siehe Unterabschnitt 2.2.1, wird jedoch zunächst die Problematik bei der Simulation von abgeschnittenen Kontaktellipsen im Halbraum vertieft.

### 5.2.1 Problematik von Kanten im Halbraum

Damit ein Kontaktproblem durch die Halbraumtheorie abgebildet werden kann, müssen die Abmessungen der Kontaktkörper sehr groß im Vergleich zur Kontaktfläche sein. Die dann sehr kleinen Steigungen der Kontaktflächen erlauben die vereinfachende Behandlung der eigentlich gekrümmten Oberflächen als ebene Flächen. [19, 20]

Diese Idealisierung der Kontaktgeometrie macht sich insbesondere bei der Berechnung der Spannungen bemerkbar. Der elastische Kontaktsolver reduziert, zur Berechnung der Kontaktfläche und der Pressungsverteilung, die Geometrie der Kontaktkörper auf den Spalt  $h$  gemäß Gleichung 20, siehe auch Bild 44. Elastische und plastische Deformationen werden dabei berück-

sichtigt. Die Berechnung der Spannungen hingegen erfolgt mit analytischen Methoden immer für den kompletten Halbraum, also ohne Berücksichtigung der Geometrien oder des Spalts. Diese Abweichung der tatsächlichen Geometrie von der Halbraumgeometrie ist in Bild 44 b, c markiert. Für stetige, große Krümmungen der Ebene, siehe Bild 44 b, oder sehr kleine Freistichwinkel sind diese Bereiche klein, oberflächennah und eher fern der eigentlichen Kontaktzone. Die Betrachtung als Halbraum ist in Grenzen zulässig und der Fehler gering.

Liegt eine Kanten geometrie (Bild 44 c) vor, wird diese in Abhängigkeit vom Freistichwinkel  $\alpha$  die Randbedingungen der Halbraumtheorie deutlich verletzen. Die Steigungen der Kontaktflächen werden so groß, dass die Kontaktgeometrie nicht ohne größere Fehler als Halbraum, welcher durch eine ebene Fläche begrenzt ist, angenähert werden kann. Im rot markierten Bereich werden so Spannungen und Dehnungen berechnet, auch wenn dort eigentlich kein Material vorliegt und die freie Oberfläche spannungsfrei sein müsste.

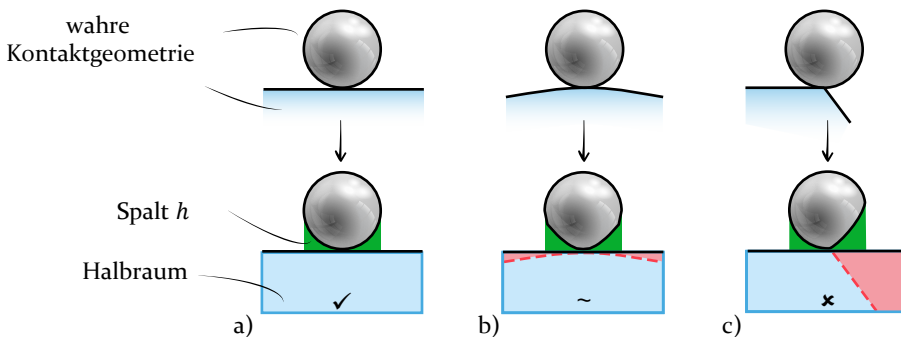


Bild 44: Verletzung der Halbraumbedingungen.

Wie im Stand der Forschung erläutert, stellen die Methoden zum Keilproblem und der tiefer erforschte Sonderfall des Viertelraums Ansätze zur Berücksichtigung der Begrenzung des Halbraums dar. Diese beschränken sich jedoch auf rein elastisches Materialverhalten. Die Matrixformulierungen von ZHANG et al. [179, 182, 184] und GUO et al. [29, 30], als neueste und numerisch effizienteste Methoden, prägen zudem eine Pressungsverteilung auf, statt das Kontaktproblem zu lösen. Die notwendige Entwicklungsarbeit, um diese Lücken potentiell zu schließen, ist im Rahmen der vorliegenden Forschungsarbeit nicht zu leisten. Es wird deshalb die klassische Halbraummethode verwendet. Wo die tatsächlichen Anwendungsgrenzen der SAM zur Berechnung von Kantenpressungen liegen, wird in den folgenden Abschnitten untersucht.

## 5.2.2 Das SAM-Modell

### Geometrie

Wie im vorausgehenden Unterabschnitt erwähnt, wird die Kontaktgeometrie bei den SAM über den Spalt  $h$  erfasst. Um die Freistichgeometrie der Studie in den SAM äquivalent zur FEM abzubilden, kann dies folglich direkt über die Berechnung des Spalts bei der elastischen Kontaktberechnung erfolgen. Auf den initialen Spalt  $h'_0$  wird die Geometrie des Freistichs  $f$  addiert:

$$h_0(x, y) = h'_0(x, y) + f(x, y) \quad (33)$$

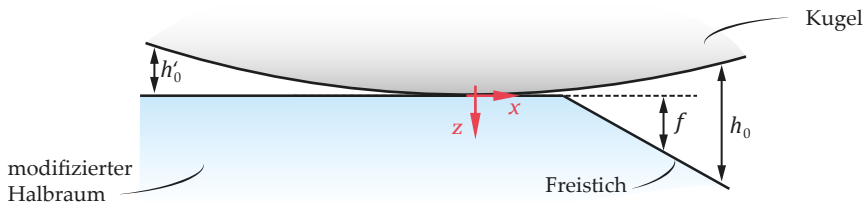


Bild 45: Spalt zwischen Kugel und modifiziertem Halbraum mit Freistich. Nach [P5]

### Diskretisierung

Die verwendete Implementierung der SAM erlaubt nur eine, jeweils äquidistante, Diskretisierung für jede Raumrichtung. Die Elementabmessungen wurden zu  $\Delta x/a = 0,00156$  in  $x$ -Richtung,  $\Delta y/a = 0,05$  in  $y$ -Richtung und  $\Delta z/a = 0,00156$  in  $z$ -Richtung festgelegt. Die äquidistante Vernetzung würde, für eine Definition der Rechengebiete gemäß Bild 10, zu einer sehr großen Anzahl von Elementen führen. Für die Studie wurden die Rechengebiete deshalb, wie schematisch in Bild 46 dargestellt, festgelegt: Das zweidimensionale elastische Rechengebiet  $\Gamma_{el}$  umfasste den gesamten Kontaktbereich, während sich das dreidimensionale plastische Rechengebiet  $\Gamma_{pl}$  auf einen Teil um die Kante beschränkte. Dieser Ansatz begrenzte die Elementanzahl in der rechenintensiven plastischen Schleife und verkürzte die Berechnungszeit signifikant. Aufgrund der Wahl der Last  $F$  bildeten sich nennenswerte plastische Dehnungen nur lokal um die Kante. Eventuell vorhandene kleinere plastische Dehnungen und Verformungen in Bereichen außerhalb von  $\Gamma_{pl}$  wurden zugunsten der Berechnungszeiten vernachlässigt. Wie für die FEM wurde die Qualität des Modells der SAM für den rein elastischen HERTZschen Punktkontakt (vergleiche Bild A6 und Bild A7) sowie in der Netzkonvergenzstudie für den Freistichwinkel von  $\alpha = 3^\circ$  überprüft, siehe Bild A8.

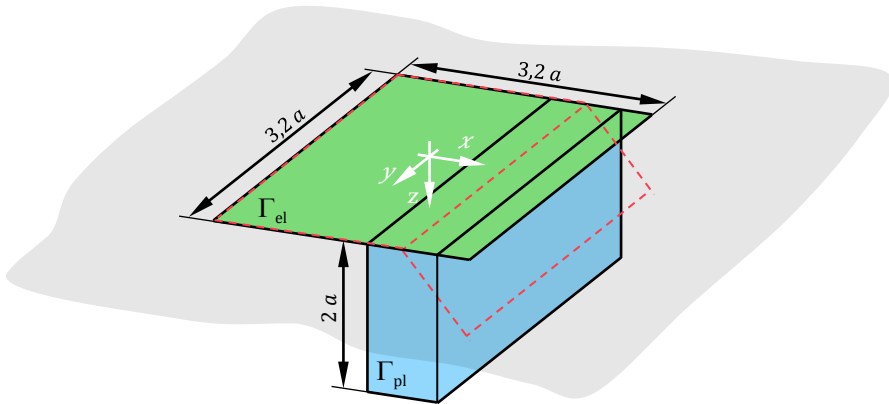


Bild 46: Schematische Darstellung des SAM-Modells des modifizierten Halbraums mit Freistich. Nach [P5].

### 5.2.3 Charakteristik des abgeschnittenen Kontaktes

Äquivalent zur Auswertung der Ergebnisse der Studie mittels FEM werden im Folgenden die Ergebnisse aus den SAM analysiert. Um die Ergebnisse direkt vergleichen zu können, wurden sie ebenfalls entlang der  $x$ -Achse an der Oberfläche ausgewertet. Anders als in der FEM stehen die betrachteten elastischen und plastischen Deformationen direkt als Ausgabe zur Verfügung. Da die verwendeten SAM nur Deformationen senkrecht zur Oberfläche berücksichtigen können, entspricht dies der Auswertung für die undeforimierte Geometrie der FEM und es entfällt die Auswertung der lateralen Deformationen  $u_x^{pl}$  und  $u_x^{el}$ .

#### Variation des Freistichwinkels

In Bild 47 a-c sind die Pressungsverteilung  $p$ , die normale plastische Deformation  $u_z^{pl}$  und die normale elastische Deformation  $u_z^{el}$  für diverse Freistichwinkel  $\alpha$  dargestellt.

Für einen Freistichwinkel von  $\alpha = 0^\circ$ , also den vollständigen Halbraum, ergab sich, wie erwartet, eine symmetrische parabolische Pressungsverteilung  $p$  und elastische Deformation  $u_z^{el}$ . Wie vorgesehen, bauten sich keine plastischen Deformationen  $u_z^{pl}$  auf.

Für Freistichwinkel bis zu  $\alpha \leq 20^\circ$  zeigten die mit den SAM berechneten Ergebnisse qualitativ die gleiche Charakteristik wie die mit FEM berechneten.

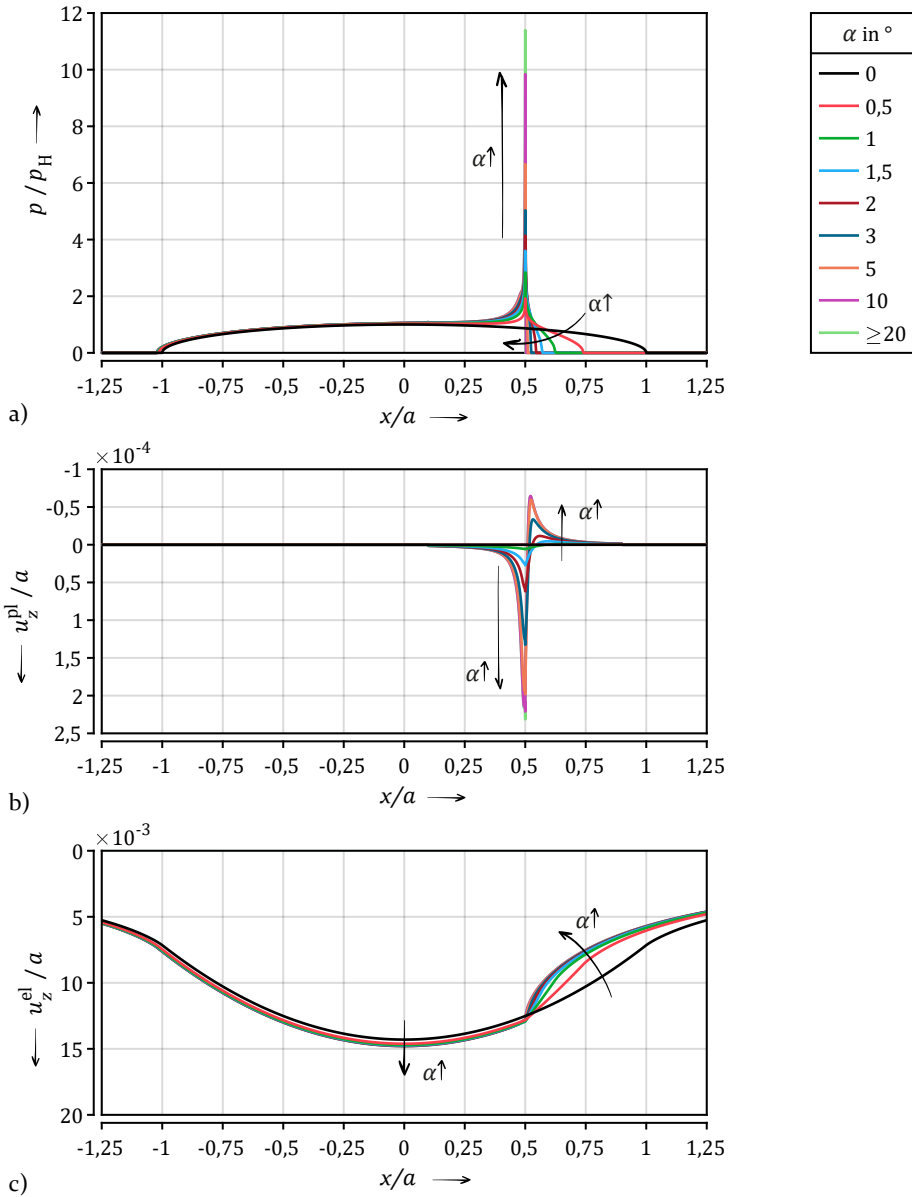


Bild 47: Pressungsverteilung  $p$  (a), plastische Deformationen  $u_z^{\text{pl}}$  (b) sowie elastische Deformationen  $u_z^{\text{el}}$  (c) für Freistichwinkel  $\alpha$  von  $0^\circ$  bis  $20^\circ$ . Berechnet mit den SAM.

Je größer der Winkel  $\alpha$ , desto kleiner wurde die Kontaktfläche, bis bei  $\alpha = 5^\circ$  der Kontakt scharf durch die Kante begrenzt wurde und die bekannte Pressungsspitze auftrat, siehe Bild 47 a. Entsprechend war die plastische Deformation  $u_z^{\text{pl}}$  bei größeren Freistichwinkeln gekennzeichnet durch einen Eindruck an der Kante und einen kleinen Aufwurf im Bereich des Freistichs nahe der Kante, da die Fließgrenze lokal überschritten wurde – vergleiche Bild 47 b. Die elastische Deformation  $u_z^{\text{el}}$  nahm im Kontaktbereich leicht zu und im kontaktlosen Bereich des Freistichs ab, siehe Bild 47 c.

Bei einem Freistichwinkel von  $\alpha = 20^\circ$  traten die Maximalwerte für die Pressung sowie der plastischen und elastischen Deformation auf. Bemerkenswert ist, dass für  $\alpha \geq 20^\circ$  sowohl die Pressungsverteilung als auch die Profile der plastischen und elastischen Deformation, unabhängig vom Freistichwinkel, konstant waren. Auch die Kontaktfläche blieb nahezu konstant. In Bild 47 sind die Ergebnisse für  $20^\circ < \alpha \leq 90^\circ$  deshalb nicht separat dargestellt.

Die vorgestellten Ergebnisse, welche durch die Verwendung von SAM erzielt wurden, können vor dem Hintergrund der Erkenntnisse aus der FEM wie folgt erklärt werden: Die SAM basieren auf dem Halbraum. Für den nicht abgeschnittenen Kontakt ohne Freistich bei  $\alpha = 0^\circ$  sind alle relevanten Annahmen erfüllt. Das Ergebnis ist, wie erwartet, gut. Für Kontaktberechnungen dieser Art wurde die verwendete Implementierung der SAM ursprünglich entwickelt und validiert. Je größer jedoch der Freistichwinkel  $\alpha$  ist, desto stärker werden die Annahmen des Halbraumes verletzt. Dennoch werden, durch die Verwendung des CGM im elastischen Kontaktlöser, die Pressungsverteilung und die Kontaktzone gut erfasst, da die Freistichgeometrie durch den initialen Spalt  $h_0$  berücksichtigt wird. Für einen Freistichwinkel  $\alpha \geq 20^\circ$  ändert sich die, im elastischen Kontaktlöser berechnete, Pressungsverteilung nicht mehr. Dies liegt daran, dass sich – trotz sehr feiner Diskretisierung – bei weiterer Vergrößerung des Freistichwinkels keine Unterschiede mehr auf dem elastischen Netz ergeben, weil der Kontakt scharf an der Kante begrenzt ist. Ob der Spalt im Freistichbereich, in dem kein Kontakt vorliegt, durch einen größeren Freistichwinkel tiefer ist, bleibt für das CGM irrelevant.

Die Berechnungen der plastischen Schleife basieren nur auf der Pressungsverteilung aus dem elastischen Kontaktlöser. Die Freistichgeometrie selbst und die aus größeren Freistichwinkeln resultierende geringere Struktursteifigkeit werden nicht berücksichtigt, da keine lateralen Deformationen in  $x$ - und  $y$ -Richtung erfasst werden können. Weil die Kante damit nicht elastisch ausweichen kann, bleibt das Modell, auch aus der Perspektive der plastischen Schleife heraus, für  $\alpha \geq 20^\circ$  mit konstanter Pressungsverteilung als einziger Eingangsgröße gleich, unabhängig vom Freistichwinkel. Die Ergeb-

nisse der SAM sind daher für größere Freistichwinkel numerisch zu erklären, entsprechen jedoch nicht der Realität.

Die Studie zum Einfluss des Freistichwinkels wurde äquivalent zur FEM erneut mittels SAM durchgeführt. Die Geometrie des Freistichs kann direkt bei der Berechnung des Spalts im elastischen Kontaktlöser berücksichtigt werden. Die plastische Schleife hingegen rechnet immer mit dem ebenen, unbegrenzten Halbraum. Die Freistichgeometrie verletzt dabei die Rahmenbedingungen des Halbraums. Insbesondere bei größeren Freistichwinkeln war deshalb mit fehlerhaften Ergebnissen zu rechnen. Die Analyse der Ergebnisse bestätigt dies und folgende spezifische Charakteristik:

- Für kleine Freistichwinkel zeigt sich qualitativ die, aus der FEM bekannte, Charakteristik. Sehr kleine Winkel zeigen zunächst eine moderate Pressungsspitze, während der Kontakt noch in den Freistichbereich hineinreicht. Bei kleinen Winkeln wird die Kontaktellipse hart durch die Kante begrenzt. An der Kante bildet sich eine ausgeprägte Pressungsspitze. In der Folge kommt es zu einem plastischen Eindrücken der Kante und einem kleineren Aufwurf im Freistichbereich nahe der Kante.
- Für mittlere und große Freistichwinkel bleibt das Ergebnis, unabhängig vom Freistichwinkel, konstant. Ausschlaggebend hierfür sind zwei Aspekte: Zum einen geht die Geometrie nur im elastischen Kontaktlöser bei Berechnung des Spalts ein. Bleibt die Kontaktfläche gleich, so hat eine Vergrößerung des Spalts im kontaktlosen Gebiet keinen Einfluss mehr auf die Lösung des elastischen Kontaktproblems. Zum anderen können mit der verwendeten Implementierung der SAM, im Gegensatz zur FEM, keine freien Geometrien und lateralen Deformationen berücksichtigt werden. Die, bei den Ergebnissen der FEM zu beobachtende, elastische Ausweichbewegung der Kante durch geringe strukturelle Steifigkeit der Kante bei großen Winkeln wird somit nicht abgebildet.

Die Ergebnisse der SAM sind zumindest für größere Winkel nicht plausibel.

### 5.3 Diskussion des Halbraumkontaktes

Die Ergebnisse der FEM scheinen plausibel, was für große Teile der SAM nicht gilt. Um einen quantitativen Vergleich und daraus eine Bewertung und gegebenenfalls Gültigkeitsgrenzen der SAM abzuleiten, werden die Ergebnisse der FEM im Folgenden als Referenz für die Bewertung der Ergebnisse aus dem Halbraum genutzt. Es erfolgt ein Vergleich der Kantenpressung  $p_K$ , plastischen Deformation  $u_z^{pl}$  und elastischen Deformation  $u_z^{el}$  an der Kante ( $x/a = 0,5$ ) zwischen FEM und SAM. Für die FEM werden zudem die Ergebnisse der zwei Vernetzungsmodelle FEM1 und FEM2 separiert aufgetragen.

#### 5.3.1 Vergleich von SAM mit FEM

Wie in Bild 48 zu sehen ist, stimmten die Ergebnisse aus SAM und FEM bis zu einem Winkel von etwa  $\alpha = 2^\circ$  gut überein. Die mittels SAM für  $\alpha = 2^\circ$  berechnete Kantenpressung war um etwa 13 % und für  $\alpha = 3^\circ$  bereits um etwa 25 % höher als der mit FEM ermittelte Wert. Bei größeren Winkeln wichen die Ergebnisse der beiden Methoden qualitativ und quantitativ stark voneinander ab: In beiden Modellen stieg die Kantenpressung bis zum Maximum für  $\alpha = 20^\circ$  an. Die mit den SAM ermittelte Kantenpressung erreichte aber einen unrealistisch hohen Wert von etwa 257 % des mit der FEM ermittelten Wertes und blieb, wie erklärt, auf diesem Niveau. Bei der FEM sank die Kantenpressung bei einem Winkel von  $90^\circ$  zurück auf Null.

Die Ergebnisse der beiden Vernetzungsmodelle der FEM zeigten bei der Überlappung nahezu gleiche Ergebnisse, siehe FEM1 und FEM2 in Bild 48. Dieser Übergang deutet darauf hin, dass die Simulationsergebnisse, wie gewünscht, unabhängig von der unterschiedlichen Vernetzung waren.

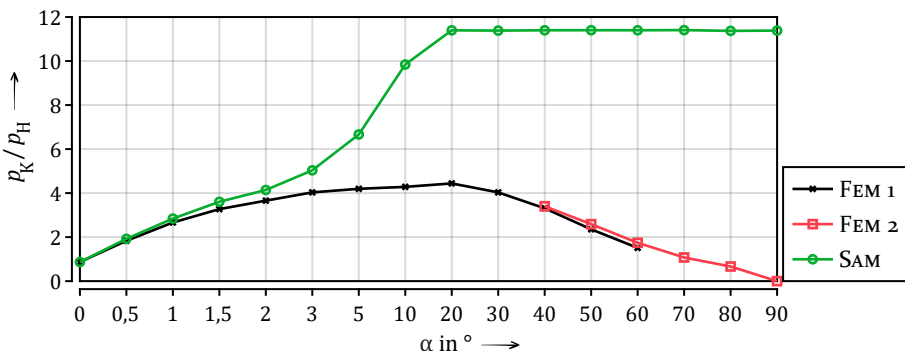


Bild 48: Kantenpressung  $p_K$  an der Kante ( $x/a = 0,5$ ) über dem Freistichwinkel  $\alpha$ , berechnet mit FEM und SAM.

In Bild 49 ist ein vergleichbares Verhalten bei der Analyse der plastischen Deformation  $u_z^{\text{pl}}$  zu sehen. Im Bereich bis zu  $\alpha = 3^\circ$  gab es eine gute Übereinstimmung zwischen den SAM und der FEM. Während die mit der FEM ermittelte maximale plastische Deformation für  $\alpha = 30^\circ$  erreicht wurde und dann wieder abnahm, zeigte die mit den SAM berechnete plastische Deformation einen konstanten Wert für  $\alpha \geq 20^\circ$ . Die maximale plastische Deformation  $u_z^{\text{pl}}$ , die mit den SAM berechnet wurde, war dabei deutlich kleiner als die maximale plastische Deformation, die mit der FEM ermittelt wurde. Die mit den SAM berechnete, geringere plastische Deformation könnte ein Grund für die gleichzeitig deutlich höhere Kantenpressung sein, da die Kontaktgeometrie nicht in gleichem Maße wie in der FEM modifiziert wurde.

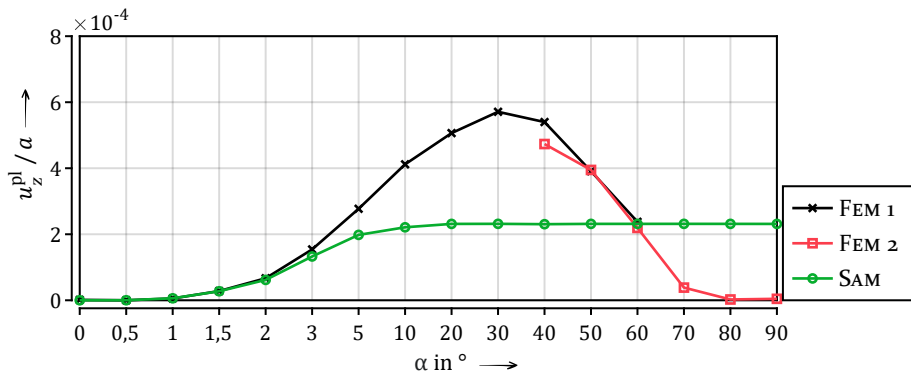


Bild 49: Plastische Deformation  $u_z^{\text{pl}}$  an der Kante bei  $(x/a = 0,5)$  über dem Freistichwinkel  $\alpha$ , berechnet mit FEM und SAM.

Wie in Bild 50 zu sehen ist, stimmte die normale elastische Deformation  $u_z^{\text{el}}$  für die FEM und die SAM bis zu  $\alpha = 40^\circ$  gut überein. Während wiederum  $u_x^{\text{el}}$  für die SAM konstant blieb, stieg sie bei der FEM bis zu einem Freistichwinkel von  $\alpha = 90^\circ$  stark an, was auf die abnehmende Struktursteifigkeit der Kante zurückzuführen ist, die nur bei der FEM berücksichtigt wurde.

Der Vergleich von FEM und SAM offenbart die starke Abweichung der SAM von der FEM bei größeren Freistichwinkeln. Für sehr kleine Winkel bis etwa  $\alpha = 2^\circ$  werden die Randbedingungen des Halbraums ausreichend erfüllt. Die Modelle stimmen gut überein. Je größer der Freistichwinkel ist, desto deutlicher wird die fehlende Berücksichtigung der lateralen Deformationen und damit die fehlende Berücksichtigung der Reduzierung der Struktursteifigkeit. In der plastischen Schleife werden fehlerhafte Spannungen und Dehnungen in den Bereichen des Freistichs berechnet, was zu ungenauen Deformationen an der Oberfläche führt, die auf die Pressungsverteilung zurückwirken. Abschließend muss festgestellt werden, dass die SAM – in

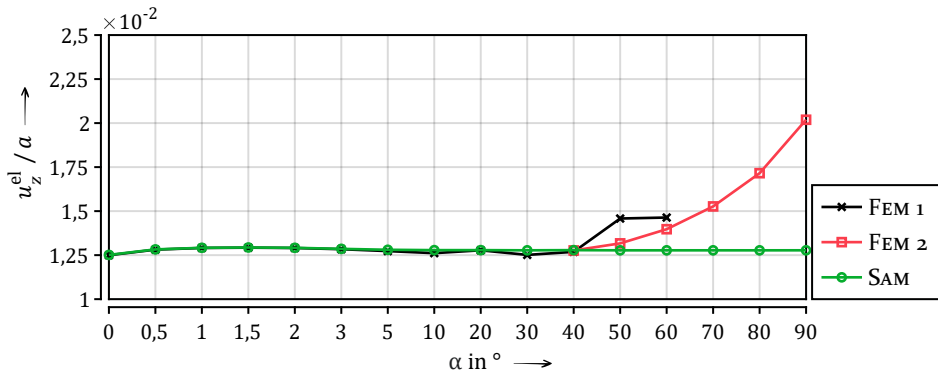


Bild 50: Elastische Deformation  $u_z^{\text{el}}$  an der Kante ( $x/a = 0,5$ ) über dem Freistichwinkel  $\alpha$ , berechnet mit FEM und SAM.

der vorliegenden Implementierung – nicht in der Lage sind, die Tatsache zu berücksichtigen, dass hohe Freistichwinkel an der Kante tendenziell zu geringeren Pressungen und kaum zu plastischen Deformationen führen. Dies ist jedoch entscheidend für die Bewertung von Kantenpressungen.

### 5.3.2 Anwendungsgrenzen für den Halbraum

Die gewonnenen Erkenntnisse führen zu dem Schluss, dass die SAM als Halbraummethode in der vorliegenden Implementierung nur zur Simulation von Kantenpressungen an sehr kleinen Freistichwinkeln geeignet sind. Maßgeblich ist hierbei, dass die Kontaktgeometrie nahe an der Geometrie des Halbraumes liegt. In diesem Fall ist die Kantenpressung jedoch moderat und das Material ist kaum plastifiziert. Für die Anwendung zur Bewertung von Kantenpressungen in Wälzlagern ist dieser Gültigkeitsbereich nicht relevant.

Eine Erweiterung der Anwendungsgrenzen der SAM scheint durch die Methoden zum Keilproblem sowie dem Sonderfall des Viertelraums theoretisch möglich. Die Viertelraummethoden sind jedoch auf den Sonderfall eines Freistichwinkels von  $\alpha = 90^\circ$  begrenzt. Ähnlich wie für den Halbraum mit sehr kleinen Freistichwinkeln, wird sich wohl ein nicht praxisrelevanter Bereich einiger weniger Winkelgrade ergeben, für den der Viertelraum eine brauchbare Näherung darstellt. Wie jedoch aus den FEM-Ergebnissen zu schließen ist, sind die sehr kleinen Winkel, die durch den Halbraum gut erfasst werden, und die sehr großen Winkel, die potentiell durch den Viertelraum erfasst werden, im Hinblick auf die Kantenpressung und die plastischen Deformationen unkritisch. Vielversprechender erscheinen deshalb die Methoden des allgemeinen Keilproblems. Wie in Unterabschnitt 5.2.1 erläutert, sind sowohl

die Methoden zum Keilproblem als auch zum Viertelraum auf rein elastische Kontakte begrenzt. Eine Erweiterung auf plastische Kontakte steht aus.

Während die FEM laterale Deformationen in  $x$ - und  $y$ -Richtung berücksichtigen kann, welche in der Studie ausgewertet wurden, so ist dies mit den SAM nicht möglich. Ob durch Methoden des Keilproblems, erweitert um plastisches Materialverhalten, vergleichbare Ergebnisse zur FEM erzielt werden können, bleibt also fragwürdig. Aufgrund des dafür notwendigen, sehr hohen Implementierungsaufwands konnte dieser Ansatz im Rahmen der Arbeit nicht weiter verfolgt werden.

Résumé 5.3  
Diskussion des Halbraumkontaktes

Es wurden die Ergebnisse der Studien mittels FEM und SAM qualitativ und quantitativ verglichen, um eine Aussage zu den Gültigkeitsgrenzen der Berechnung von abgeschnittenen Kontaktellipsen in den SAM abzuleiten. Es lässt sich zusammenfassen:

- Für sehr kleine Freistichwinkel stimmen die Ergebnisse von FEM und SAM gut überein. Dies belegt, dass kein systematischer Fehler in den Modellen vorliegt.
- Bei größeren Freistichwinkeln werden im quantitativen und qualitativen Vergleich signifikante Unterschiede deutlich. Die SAM berechnen zu große Pressungen und zu geringe plastische und elastische Deformationen. Zudem wird das Ergebnis ab einem Grenzwinkel konstant. Eine weitere Vergrößerung des Freistichwinkels wird nicht erkannt.

Der Halbraum ist mit den vorhandenen elasto-plastischen Methoden folglich nur zur Berechnung sehr kleiner Kantenpressungen geeignet. Die Anwendung und Weiterentwicklung der Methoden zum Keilproblem und dem Viertelraum ist im Hinblick auf die Erkenntnisse notwendig. Ob damit jedoch mit der FEM vergleichbare Ergebnisse erzielt werden können, bleibt ebenfalls kritisch zu hinterfragen.

## 5.4 Bewertung der Berechenbarkeit abgeschnittener Kontakte im Halbraum

Zum Abschluss von Kapitel 5 soll die zweite Hypothese zur Simulation von Kantenpressungen im Halbraum bewertet werden.

**2. Hypothese:** *Im Halbraum sind Kantenpressungen durch abgeschnittene Kontaktellipsen in sinnvollen<sup>40</sup> Anwendungsgrenzen mit hinreichender Genauigkeit<sup>41</sup> berechenbar.*

Es erfolgt zunächst die Rekapitulation der Forschungsfragen und deren kurze Beantwortung.

**Wodurch ist ein Kontakt mit abgeschnittener Kontaktellipse charakterisiert?** Eine Unstetigkeit in der Kontaktgeometrie, im Rahmen der Studie aus Kapitel 5 die Kante einer Freistichgeometrie, stellt eine numerische Singularität dar. An der Kante bilden sich ggf. Kantenpressungen aus. Diese führen lokal zum Überschreiten der Fließgrenze, weshalb sich plastische Deformationen der Geometrie ergeben. So wird die Kante eingedrückt, während ein deutlich schwächer ausgeprägter Aufwurf im Freistichbereich nahe der Kante auftritt.

**Welchen Einfluss hat die Kantengeometrie?** Aus Abschnitt 5.1 wird deutlich, dass der Freistichwinkel, bzw. allgemeiner der Keilwinkel als zugehöriger Nebenwinkel des Freistichwinkels, einen maßgeblichen Einfluss auf die Pressungsverteilung und die elastische und plastische Deformation der Oberfläche hat. Sehr kleine und sehr große Winkel sind, in Bezug auf die Kantenpressungen, als unkritisch einzuschätzen. Die höchsten Pressungen treten bei mittleren Freistichwinkeln auf. Diese Charakteristik ist den gegenläufigen Effekten, der Verkleinerung der Kontaktellipse und der Reduktion der strukturellen Steifigkeit der Kantengeometrie, geschuldet.

**Können mittels SAM Kantenpressungen durch abgeschnittene Kontaktellipsen berechnet werden? Wird trotz Verletzung der Randbedingungen der Halbraumtheorie die Charakteristik richtig abgebildet?** Wie in Abschnitt 5.2 aufgezeigt, kann die Kantengeometrie bei der Lösung des elastischen Kontaktproblems über den Spalt berücksichtigt werden. Die Berechnung der Spannungsfelder, Dehnungen und plastischen Deformationen hingegen erfolgt stets für die Halbraumgeometrie, wodurch die tatsächliche Geometrie nicht berücksichtigt wird. Ein Vergleich von Ergebnissen der FEM und der SAM in Abschnitt 5.3 offenbart durch qualitative und quantitative Abweichungen, dass die Charakteristik nicht abgebildet wird. Die Ergebnisse der SAM sind entsprechend nicht plausibel.

---

<sup>40</sup> Als sinnvoll wird ein Freistichwinkel von mindestens 60° betrachtet. Dies entspricht, in grober Schätzung, dem Winkel der Kante des Laufbahnrandes eines Vierpunktlagers.

<sup>41</sup> Als hinreichende Genauigkeit wird eine Abweichung von maximal 10% in Bezug auf das mit FEM berechnete Modell betrachtet.

**Wo liegen die Anwendungsgrenzen zur Berechnung von Kantenpressungen mittels SAM?** Die herkömmlichen, elasto-plastischen SAM sind nur zur Berechnung von sehr kleinen Freistichwinkeln geeignet. In der untersuchten Studie lag eine vertretbare Übereinstimmung mit der, als Referenz herangezogenen, FEM nur für Freistichwinkel  $\alpha \leq 2^\circ$  vor.

**Damit ist die zweite Hypothese für die gesetzten Randbedingungen widerlegt.**

Die Hypothese könnte zur Aufrechterhaltung nachgeschärft werden, z. B. indem der Freistichwinkel auf sehr kleine Winkel begrenzt oder die zulässige Abweichung signifikant erhöht wird. Die entsprechenden Gültigkeitsgrenzen und Ergebnislagen würden jedoch in keinem, für gängige Anwendungen im Bereich der Wälzlagertechnik, relevanten Bereich liegen.



## 6 Ein Ansatz zur Bewertung von Kantenpressungen in mehrfach überrollten Kontakten

In diesem Kapitel soll ein Ansatz vorgestellt werden, welcher die Bewertung von mehrfach überrollten Kontakten ermöglicht. Der Ansatz sieht vor, mittels der in Kapitel 4 entwickelten teiltransienten Näherungsmethode, Kantenpressungen, wie sie in Kapitel 5 untersucht wurden, zu berechnen.

### 6.1 Die Beschreibung des Ansatzes

In Bild 51 ist das Ablaufschema zur Bewertung mehrfach überrollter Kanten dargestellt. Da der Bewertungsansatz auf der teiltransienten Näherungsmethode basiert, stellt der Ablauf eine Erweiterung zum, in Bild 28 dargestellten, Ablaufschema der Näherungsmethode für die Mehrfachüberrollung dar. Hinzugefügt sind neben der vorangehenden Modellierung des Kontaktproblems insbesondere drei mögliche Abbruchstellen je Überrollung  $m$ . Diese stellen Entscheidungen dar, welche eine Bewertung der Kantenpressungen erlauben.

Zu Beginn muss wird das Modell, äquivalent zu den Modellen der Näherungsmethode aus Kapitel 4, aufgebaut werden. Besonders zu berücksichtigen ist nun jedoch, dass die Kantengeometrie korrekt modelliert wird, aus welcher die zu bewertenden Kantenpressungen resultieren. Dies kann gemäß der Ausführungen zu Kantenpressungen in Kapitel 5 erfolgen. Maßgeblich sind hierbei eine ausreichende Modelllänge in Rollrichtung sowie eine adäquate Diskretisierung des Rechengebietes. Gegebenenfalls sind hierfür zunächst einzelne Kontaktsimulationen ohne Überrollung sinnvoll.

Die Ausführungen in den vorangehenden Kapiteln behandeln größtenteils das idealisierte akademische Beispiel des Kugel-Ebene-Kontaktes. Für eine praxisrelevante Anwendung des Bewertungsansatzes vor dem Hintergrund der Wälzlagerertechnik soll an dieser Stelle auch die Notwendigkeit der Abstraktion der realen Problemstellung, in Form von Lastfällen, dem Wälzlager und der Umgebungs konstruktion, auf das Kontaktproblem erwähnt werden. Das heißt, es muss der kritische, zu untersuchende Lastfall bestimmt werden. Ebenso müssen der potentiell kritischste Kontakt im Wälzlager identifiziert und die Parameter dieses einzelnen Kontaktes ermittelt werden. Hierzu gehören unter anderem die Kontaktkraft, die lokalen Krümmungen der Kontaktflächen und die Geometrie sowie Position der Kante in Bezug auf den Kontaktmittelpunkt. Daraus lassen sich die, im Rahmen der Arbeit betrachteten, Kontaktmodelle aufbauen. Die Bestimmung dieser Parame-

ter kann mittels spezieller Software<sup>42</sup> zur Lagerberechnung erfolgen. Solch grundlegende Berechnungen liegen in der Regel jedoch bereits vor, da diese das Auftreten von Kantenpressungen und damit die Notwendigkeit der Bewertung selbiger erst aufzeigen.

Nach der Modellierung beginnt die Simulation der Mehrfachüberrollung zunächst mit dem transienten Teil der Näherungsmethode. Hierbei wird, wie in Unterabschnitt 4.2.1 erläutert, nach jedem transienten Rechenschritt überprüft, ob die plastischen Dehnungen konvergiert sind, sich also der stabile Zustand eingestellt hat. Liegt keine Konvergenz vor, muss weiter überprüft werden, ob die definierte maximale Anzahl von transienten Rechenschritten  $n_{max}$  erreicht ist. Wenn dies nicht der Fall ist, erfolgt gemäß Näherungsmethode die Berechnung des nächsten transienten Rechenschritts  $n = n + 1$ . Ist die maximale Anzahl transientscher Rechenschritte hingegen erreicht, wird die Simulation der Mehrfachüberrollung direkt abgebrochen, da eine weitere Betrachtung nicht sinnvoll ist, sofern kein Zustand stabilen Rollens abgebildet wird. Dies stellt den ersten gezielten Abbruch der Simulation dar. Eine kategorische Bewertung als kritisch oder unkritisch ist in diesem Fall nicht möglich. Im Sinne einer konservativen Betrachtung ist dieser Fall jedoch als kritisch zu beurteilen, wobei, wie in der folgenden Diskussion des Potentials des Bewertungsansatzes in Unterabschnitt 6.2.1 erläutert, eine fehlerhafte Modellierung wahrscheinlich ist.

Hat sich der stabile Zustand im transienten Teil eingestellt, so erfolgt gemäß der Näherungsmethode der Näherungsschritt, womit der überrollte Zustand der  $m$ -ten Überrollung vorliegt. Es erfolgt der Vergleich der plastischen Deformationen und/oder plastischen Dehnungen mit denen der direkt vorhergehenden Überrollung. So wird überprüft, ob die Deformationen und Dehnungen über mehrere aufeinanderfolgende Überrollungen konvergieren. Das Konvergenzkriterium sowie eine zugehörige Konvergenztoleranz  $\xi_m$  sind dabei anwendungsbezogen sinnvoll zu wählen. Ist die Konvergenz erreicht, liegt Shakedown vor. Die Kantenpressung ist, in Bezug auf einen vorzeitigen Ausfall, als unkritisch einzustufen. Die Ergebnisse der konvergierten Überrollung können – über die reine Kategorisierung als unkritisch hinausgehend – für weiterführende Auswertungen genutzt werden. Dies stellt den zweiten möglichen Abbruchpunkt der Simulation mit Bewertung dar. Für die erste Überrollung  $m = 1$  ist selbstverständlich kein Vergleich mit der vorhergehenden Überrollung möglich, sodass mindestens zwei Überrollungen zur

---

<sup>42</sup> Denkbar ist hierbei die unveröffentlichte Software BEARINX des Industriepartners SCHAEFFLER TECHNOLOGIES AG & CO. KG, welche – wie TELOS – namensgebender Teil der Bearinx Simulation Suite [32] ist. Ebenso geeignet ist u. a. die FVA-Workbench [196] der Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA).

Bewertung nötig sind. Die Bestimmung der Konvergenz entfällt in diesem Fall, bzw. wird definitionsgemäß als keine Konvergenz festgelegt.

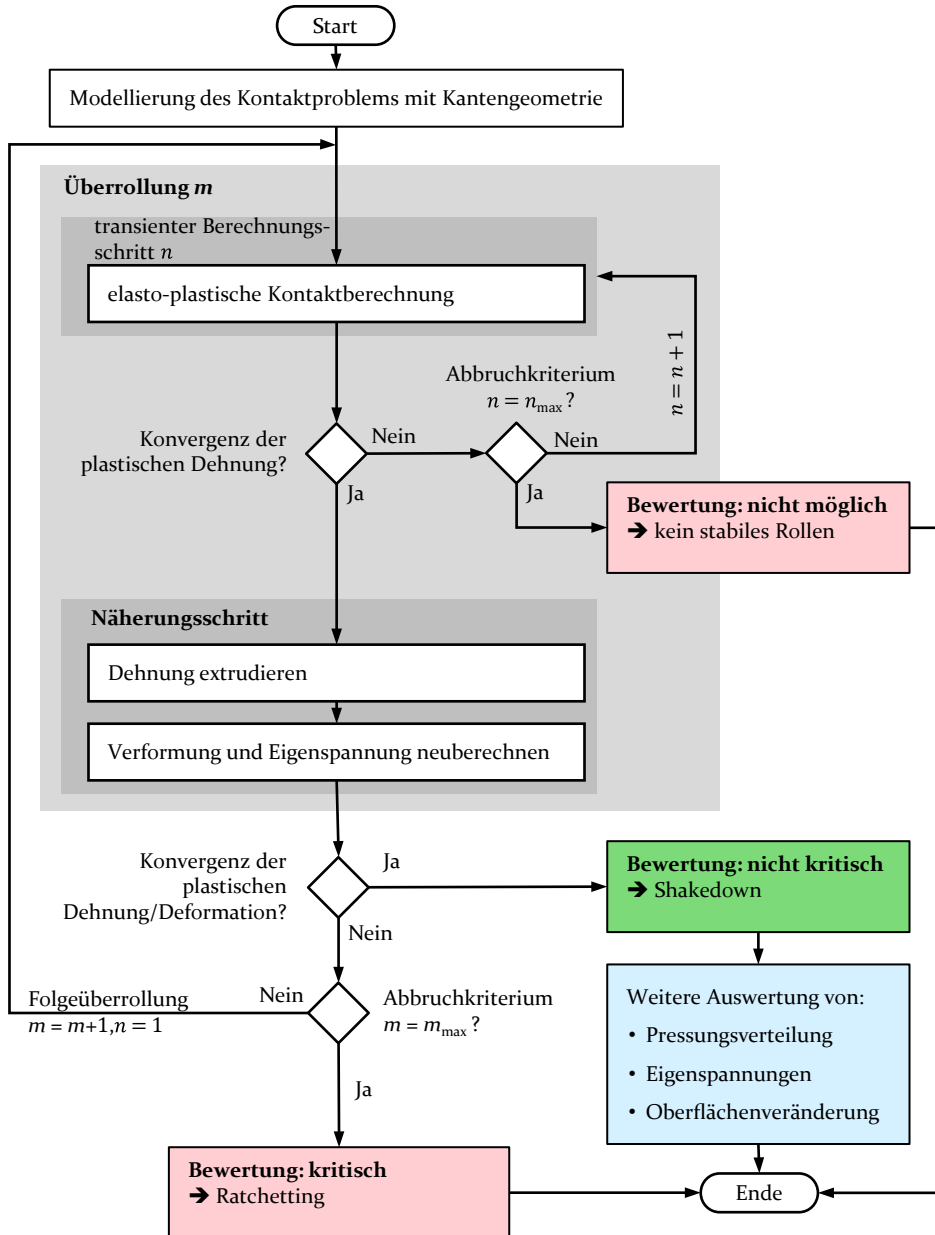


Bild 51: Ablaufschema der Bewertung mehrfach überrollter Kanten.

Stellt sich ab der zweiten Überrollung keine Konvergenz ein, so ist durch ein Abbruchkriterium zu entscheiden, ob die Berechnung mit der Näherung der Folgeüberrollung  $m = m + 1$  fortgeführt werden soll. Als Abbruchkriterium bietet sich eine maximale Anzahl von Überrollungen  $m_{\max}$  an. Ist das Abbruchkriterium erreicht und keine eindeutige Entwicklung hin zur Konvergenz zu erkennen, muss davon ausgegangen werden, dass sich kein Shakedown mehr einstellt, sondern es zur fortschreitenden Plastifizierung, dem Ratchetting, kommt. In diesem Fall ist die Kantenpressung als kritisch zu bewerten und es ist, durch Deformation bis zum Funktionsverlust, von vorzeitigem Ausfall auszugehen. Dies stellt den dritten und letzten möglichen Abbruch der Simulation mit Bewertung dar.

Beim vorgestellten Bewertungsansatz wird in jeden Fall genau einer der Abbruchpunkte erreicht und die Simulation beendet.

## 6.2 Die Diskussion des Ansatzes

Nachdem der Ansatz selbst beschrieben wurde, soll in Unterabschnitt 6.2.1 zunächst das damit erschließbare Potential weiter ausgeführt werden. Wie aus dem vorangehenden Kapitel 5 deutlich wird, ist die Berechnung von Kanten mittels SAM mit den verfügbaren Methoden nicht sinnvoll zu bewerkstelligen. Die in Kapitel 4 erarbeitete Näherungsmethode wiederum wurde für die SAM entwickelt und ist nicht auf die FEM übertragbar. Die geplante Berechnung überrollter Kanten mit der Näherungsmethode ist somit noch nicht möglich, weshalb der Ansatz in dieser Arbeit zunächst theoretischer Natur verbleiben muss. Mit entsprechender Relevanz erfolgt deshalb in Unterabschnitt 6.2.2 die Erörterung der Grenzen und abschließend in Unterabschnitt 6.2.3 die Diskussion des weiteren Forschungsbedarfs.

### 6.2.1 Das erschließbare Potential des Ansatzes

#### Das stabile Rollen und verschiedene Verfestigungsmodelle

Indem im teiltransienten Ansatz die Konvergenz der plastischen Dehnungen für jede Überrollung überprüft wird, erfolgt implizit die Kontrolle, ob sich bei der Simulation stabiles Rollen einstellt. Bei hinreichender Rollstrecke ist, unter den bekannten Einschränkungen konstanter Last, homogenem Material sowie Reibungsfreiheit, ein stabiles Rollen prinzipiell nicht in Frage zu stellen. Simulationen folgen dabei nicht zwingend der Vernunft des Ingenieurs<sup>43</sup>: Insbesondere Fehler bei der Modellierung, wie z. B. unzureichende Modelllänge, zu grobe Diskretisierung, zu große transiente Schrittgröße

<sup>43</sup> Insofern ist der Spruch „Papier ist geduldig“ auch auf Simulationen zu erweitern: „Simulationen sind geduldig“.

und fehlerhaftes Werkstoffverhalten, können zum Ausbleiben des stabilen Zustands in der Simulation führen – dadurch aber auch frühzeitig erkannt werden.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde nur eine isotrope Verfestigung des Werkstoffs betrachtet. Durch die Wahl des teiltransienten Vorgehens ist der Ansatz jedoch für alle erdenklichen Werkstoffmodelle geeignet, sofern diese auch mit dem herkömmlichen, transienten Ansatz berechenbar sind. Hat sich für das jeweilige Werkstoffmodell der stabile Zustand eingestellt, sind die plastischen Dehnungen in Rollrichtung konstant. Der Näherungsschritt ist dann, unabhängig vom Werkstoffmodell, gleich. Die Näherungsmethode und der Ansatz zur Bewertung von Kantenpressungen tragen damit der Vielzahl von, teils sehr komplexen, Materialmodellen bzw. Verfestigungsmodellen Rechnung, welche im Laufe der Jahre zur Beschreibung des Shakedownverhaltens entwickelt wurden.

### **Die Abschätzung des Shakedownverhaltens und eines vorzeitigen Ausfalles**

Wie oben bei der Beschreibung des Ablaufs erläutert, kann durch die Kontrolle der Konvergenz von plastischen Dehnungen und/oder plastischen Deformationen zwischen den einzelnen Überrollungen  $m$  das Shakedownverhalten bestimmt werden. Entsprechend der klassischen Shakedowntheorie, siehe Unterabschnitt 2.1.3, ist daraus eine erste, kategorische Bewertung als kritisch oder unkritisch ableitbar. Diese Bewertung beschränkt sich zunächst auf einen möglichen vorzeitigen Ausfall durch Funktionsverlust aufgrund von fortschreitender Deformation – dem Ratchetting. Wird elastischer oder plastischer Shakedown erreicht, können die Ergebnisse der Simulation der Mehrfachüberrollung weiterführend ausgewertet werden.

### **Die Auswertung von Veränderungen der Kontaktgeometrie**

Durch plastische Deformationen erfolgt eine sukzessive Veränderung der Geometrie der Kontaktpartner und damit der lokalen Kontaktgeometrie. Eine Auswertung der Deformationen kann Aufschluss über das Einlaufverhalten bieten und stellt die Basis für mögliche Optimierungen der initialen Kontaktgeometrie dar. Ähnliches wird, wie im Stand der Forschung erläutert, bereits bei der Profilierung von Rollen in Zylinderrollenlagern angewendet, wengleich sich die Betrachtungen maßgeblich auf elastische Kontakte, ohne Berücksichtigung des Rollens, beschränken. Der vorgestellte Ansatz adressiert eben diese Einschränkungen.

## Eine verbesserte Vorhersage der Lebensdauer

Die weitere Auswertung der Simulationsergebnisse ermöglicht eine verbesserte Vorhersage der Lebensdauer von Wälzlagern mit Kantenpressungen. So sind, bei entsprechender Datenspeicherung, die, auch nach Entlastung verbleibenden, Felder der Eigenspannungen, der plastischen Dehnungen und die plastisch modifizierte Geometrie der Kontaktkörper bekannt. Der Einfluss der Eigenspannungen auf die Lebensdauer von Rollkontakten und damit von Wälzlagern kann z. B. über die VON MISES-Vergleichsspannung [197] und das Lebensdauermodell von IOANNIDES und HARRIS [198] Berücksichtigung finden [167]. Darüber hinaus lässt sich auch die zugehörige Pressungsverteilung bestimmen, welche im belasteten, Rollkontakt vorliegt. Diese modifizierte Pressungsverteilung kann mit dem Scheibchenmodell gemäß der DIN 26281 [2] bzw. ISO/TS 16281 [3] erfasst werden. Eine Begrenzung der Pressungsspitze führt so in der Regel zu höheren Lebensdauern [31].

Die genauere Abschätzung der Lebensdauer von Wälzlagern, in ungünstigen Kontaktsituationen mit Kantenpressungen, verspricht eine geschicktere Dimensionierung, wodurch weniger vorzeitige Ausfälle und längere geplante Laufzeiten bis zum Austausch oder der Wartung erreicht werden sollten. Dies liefert einen wichtigen Beitrag zur Steigerung der Wirtschaftlichkeit und Nachhaltigkeit der Systeme, in welchen die Lager verbaut sind.

### 6.2.2 Die Grenzen des Ansatzes

#### Allgemeine Grenzen

Aufgrund des Näherungsschrittes, welcher auf der Verlängerung der plastischen Dehnungen in Rollrichtung basiert, können mit der Näherungsmethode nur Rollkontakte betrachtet werden, bei denen sich stabiles Rollen einstellt. Dazu dürfen keine Unstetigkeiten über der Rollstrecke vorliegen. So müssen die Last, aber auch die Werkstoffeigenschaften und Kontaktgeometrien in Rollrichtung konstant sein. Damit sind Untersuchungen zu überrollten Kerben, Inhomogenitäten oder schwingenden Lasten ausgenommen. Diese würden im Näherungsschritt nicht korrekt erfasst und zudem eliminiert werden. Eine herkömmliche, transiente Simulation wäre zur Berücksichtigung oben genannter Unstetigkeiten geeignet und ist prinzipiell mit dem vorgestellten Ansatz zur Bewertung von Kantenpressungen kompatibel: Dazu wird die Simulation der Überrollung  $m$  nicht mit der Näherungsmethode, sondern mit der herkömmlichen, transienten Methode durchgeführt. Selbstverständlich ist dann aber von den teils extremen Rechenzeiten, welche die Entwicklung der Näherungsmethode motiviert haben, auszugehen.

## Die Herausforderungen zur praktischen Umsetzung

Aktuell ist eine Anwendung des Ansatzes nicht sinnvoll möglich. Dass der Ansatz vorerst theoretischer Natur verbleiben muss, liegt in der Komplexität der Berechnung von Kantenpressungen begründet. Generell sind die Halbraummethode der SAM, wie in Kapitel 5 ausführlich untersucht und diskutiert, nur eingeschränkt oder nicht zur Berechnung von Kantenpressungen geeignet. Würden diese allgemeinen, aber kritischen, Einschränkungen der SAM durch neue Methoden aufgehoben, so geht zudem jede Implementierung mit weiteren spezifischen Rahmenbedingungen einher. Die Berechnungen dieser Arbeit wurden mit der bestehenden Software TELOS [32] durchgeführt. Diese ermöglicht die elasto-plastische Berechnung von trockenen Kontakten. TELOS wurde jedoch ursprünglich zur Berechnung geschmierter Kontakte entwickelt. Durch die dafür umgesetzte Programmarchitektur besteht der Zwang zu äquidistant diskretisierten Rechengebieten. Die zur Berechnung von Kantenpressungen notwendige, lokal sehr feine, Diskretisierung im Kantenbereich muss deshalb für das gesamte Rechengebiet gewählt werden. Damit ergibt sich eine sehr hohe Anzahl von Elementen, welche im plastischen Solver zu unvermeidbaren Rechenzeiten führt. Das Ausnutzen von lokaler Netzverfeinerung und soweit möglich auch von Symmetrien wäre sinnvoll. In Bezug auf den präsentierten Ansatz zur Bewertung von Kantenpressungen sind diese Herausforderungen jedoch explizit als software-spezifisch zu deklarieren. Bei anderen Implementierungen der SAM existieren diese Randbedingungen unter Umständen nicht.

### 6.2.3 Der weitere Forschungsbedarf

Die sinnvolle Anwendung des beschriebenen Ansatzes scheint durch weiterführende Forschungsbemühungen erschließbar. Durch die, im Rahmen der Arbeit gewonnenen, Erkenntnisse wird, neben dem bereits präsentierten Beitrag zur Lösung des Themenkomplexes, auch der verbleibende Forschungsbedarf weiter präzisiert. In diesem Abschnitt sollen deshalb abschließend zentrale verbleibende Herausforderungen aufgegriffen und gezielt potentielle Ansatzpunkte aufgezeigt werden. Zwei Wege sind naheliegend: Zum einen die Ertüchtigung der SAM zur Berechnung von elasto-plastischen Kontakten mit Kantenpressungen. Zum anderen kann die FEM, als universeller einsetzbare und durch kommerzielle Software deutlich stärker optimierte und verbreitetere Methode, genutzt werden.

### Kantenberechnung im Halbraum

Soll an den SAM festgehalten werden, besteht der wichtigste und zugleich komplexeste Forschungsbedarf in der Berechnung von Kontakten mit abge-

schnittenen Kontaktellipsen. Durch entsprechende Anstrengungen zur Beherrschung der Kantenberechnung im Halbraum könnten aber die generellen Effizienzvorteile der SAM gegenüber der FEM im Bereich der Kontaktberechnung sowie die entwickelte teiltransiente Näherungsmethode beibehalten werden.

Einen guten Ausgangspunkt sollten hier die Matrixformulierungen von ZHANG et al. [179, 182, 184] für den Halbraum und GAO et al. [29, 30] für das Keilproblem darstellen. Notwendig ist die Berücksichtigung von elasto-plastischem Materialverhalten. Dies beinhaltet auch die Berechnung von Eigenspannungen und plastischen Deformationen für die Keilgeometrien und deren Sonderfall, den Viertelraum. Um die Effekte möglicher Singularitäten an der Kante erfassen zu können, muss zudem, statt des Aufprägens der Pressungsverteilungen, die Berechnung des Kontaktproblems mit Kante angekoppelt werden, wie dies bei den Halbraummethoden der SAM des Fall ist.

Ein weiterer Ansatz könnte die geschickte Modellierung der Kontaktgeometrien mit Kante als Einschluss mit der equivalent inclusion method (EIM) sein. Die EIM wurde ursprünglich von ESHELBY [199] vorgeschlagen. Mit den SAM wurde sie bereits für verschiedene Problemstellungen verwendet. Hierzu zählt die Kontaktberechnung beschichteter Ebenen [200, 201], der Kontakt zweier verbundener Viertelräume unterschiedlichen Materialverhaltens mit einer starren Kugel [202] und die Berechnung unterschiedlich geformter Einschlüsse [87, 201]. Die prinzipiell freie Geometrie von Einschlüssen könnte die Abbildung der Kanten geometrie erlauben: Das, durch die Kante werkstofffreie, Volumen würde als Einschluss behandelt. Eine entsprechende Anpassung der Materialeigenschaften des Einschlusses wiederum, z. B. ein Elastizitätsmodul von  $E = 0$  GPa und eine abgestimmte Querdehnzahl, ermöglichen die näherungsweise Modellierung als Freiraum [202].

In Bezug auf die, im Rahmen der Arbeit aufgetretene, Problematik der sehr feinen Diskretisierung an der Kante, wäre eine lokal angepasste Diskretisierung des Rechengbietes sehr gewinnbringend. RODA-CASANOVA und SANCHEZ-MARIN präsentieren in [58] einen Ansatz zur adaptiven Netzverfeinerung zur Berechnung von reibungsfreien elastischen Kontakten mittels SAM. Sie konnten damit eine deutliche Reduktion des numerischen Aufwandes aufzeigen. Da ihr Ansatz aber lediglich das elastische Kontaktproblem löst, bleibt offen, inwiefern eine Erweiterung auf elasto-plastische Problemstellungen möglich ist.

## Überrollungsberechnung in der FEM

Wird die Unzulänglichkeit der Halbraummethode für Kantenpressungen akzeptiert, muss für die Berechnung überrollter Kontakte auf andere Rechenmethoden zurückgegriffen werden. Dabei bietet sich die FEM an. Jedoch ist die Unstetigkeit in der Kontaktgeometrie und der, aus der numerischen Singularität resultierende, extreme Spannungsgradient auch mittels FEM schwer zu beherrschen. Dies wird nicht zuletzt aus dem Fehlen von Veröffentlichungen deutlich, die sich eingehend mit Kantenpressungen unter zyklischer Belastung mit elasto-plastischem Werkstoffverhalten befassen. Äquivalent zu den SAM sind auch für die FEM effiziente Methoden notwendig, um die langwierige und numerisch aufwändige, herkömmliche, transiente Simulation von Rollkontakten ablösen zu können.

Als Ersatz für die entwickelte teiltransiente Näherungsmethode für die SAM scheint daher der, im Stand der Forschung in Unterabschnitt 2.3.1 erwähnte, Ansatz von MEYER et al. [135] sehr vielversprechend. Periodische Randbedingungen erlauben eine dreidimensionale halbkontinuierliche Simulation, welche eine deutliche Verkleinerung des zu diskretisierenden Rechengebietes ermöglicht. Obwohl die Simulation die Überrollung von Inhomogenitäten, wie Rissen oder Dellen, ermöglicht, ergeben sich deutlich verkürzte Rechenzeiten. Der Ansatz baut dabei, am Beispiel des Rad-Schiene-Kontaktes, auf der zyklisch gleichen Belastung durch die Räder auf, welche idealisiert in gleichem Abstand zueinander angeordnet sind. Diese Annahme ist für die Anwendung der Wälzlager sogar ideal erfüllt, da die Wälzkörper, in der Regel durch einen Käfig, gleichmäßig über den Lagerumfang verteilt sind. MEYER et al. weisen in ihrer Arbeit selbst auf die Möglichkeit hin, ihr Verfahren auch auf andere beliebige Roll- bzw. Gleitkontakte mit einem elastischen und einem elasto-plastischen Körper zu übertragen. Online stellen sie in [203] ein Plugin für ABAQUS als Open Source zur Verfügung, welches als Grundlage zur weiteren Entwicklung bzw. Anpassung an die gegebene Problemstellung genutzt werden könnte.

Entsprechend der Zielsetzung erfolgte die Formulierung eines Ansatzes zur Bewertung von Kantenpressungen auf Basis von Simulationen mehrfach überrollter elasto-plastischer Kontakte. Im Rahmen dieser Arbeit ist der Bewertungsansatz basierend auf der neu entwickelten, schnellen Näherungsmethode erdacht. Er ist jedoch so gestaltet, dass ohne größere Änderungen eine Übertragung auf andere Simulationstools, z. B. die FEM, möglich ist.

Der Ansatz baut auf der Simulation aufeinanderfolgender Überrollungen auf, wobei nach jeder Überrollung durch eine dreistufige Entscheidungskette entweder über das mögliche Ende der Berechnung mit Bewertung oder aber das Fortführen mit der nächsten Überrollung entschieden wird. Zusammenfassend erschließt der Bewertungsansatz die folgenden Potentiale:

- Durch das Ausbleiben eines stabilen Zustands während der Überrollung, können Modellierungsfehler frühzeitig erkannt und die Berechnung kann abgebrochen werden.
- Nach jeder Überrollung wird auf das Erreichen eines Shakedowns, basierend auf einem dafür definierten Konvergenzkriterium und zugehöriger Toleranz, getestet. Wird ein Shakedown erreicht, kann die Berechnung direkt mit einer Bewertung als tendenziell unkritisch, für vorzeitigen Ausfall, beendet werden. Tritt nach einer definierten Anzahl von Überrollungen kein Shakedown ein, muss, aufgrund von fortschreitender Plastifizierung, dem Ratchetting, eine Bewertung als kritisch erfolgen.
- Nach Abschluss der Berechnung können, insbesondere bei Erreichen des Shakedowns, weiterführende Auswertungen durchgeführt werden. Denkbar ist eine genauere Berechnung der Lagerlebensdauer und eine Optimierung der initialen Kontaktgeometrien.

Da der Ansatz, auf Basis der SAM, gegenwärtig nicht sinnvoll angewendet werden kann, wurden die Grenzen des Bewertungsansatzes und der daraus folgende, weitere Forschungsbedarf diskutiert. Für zwei denkbare Wege, zur Ertüchtigung des Bewertungsansatzes, wurden gezielt Lösungsansätze aus der Literatur vorgeschlagen: So ist zum einen der Wechsel auf die FEM möglich, wobei ein Äquivalent zur entwickelten, schnellen Näherungsmethode der SAM gefunden werden muss. Zum anderen ist eine Erweiterung der SAM zur Berechnung elasto-plastischer Kontakte mit Kantenpressungen denkbar. In beiden Fällen stellt die Beherrschung der numerischen Singularität der Kante eine bleibende Herausforderung dar.

## 7 Zusammenfassung und Ausblick

Bei der Auslegung von Wälzlagern werden große Anstrengungen zur Optimierung der Lagergeometrien unternommen. Dennoch lassen sich, bei ungünstigen Betriebsbedingungen, Kantenpressungen nicht vollständig ausschließen. Ein Beispiel hierfür sind Vierpunktlager und Schrägkugellager unter hohen Axiallasten oder Kippmomenten. Wird der Betriebswinkel zu groß, erreichen die Wälzkörper den Laufbahnrand und es wird ein Teil der Kontaktellipse abgeschnitten. Man spricht vom Kantenlauf. Die Unstetigkeit in der Kontaktgeometrie stellt eine numerische Singularität dar und führt zu besagten Kantenpressungen. Bei elastischer Berechnung können diese theoretisch unendlich hoch werden. Tatsächlich kommt es aber durch elasto-plastisches Materialverhalten lokal zum Fließen und zur Verfestigung des Werkstoffs. Durch plastische Deformationen verändert sich die Kontaktgeometrie an der Kante, wodurch die Pressungen lokal umverteilt und die Kantenpressungen in der Regel begrenzt werden. Eine solche elasto-plastische Berechnung, bei der zudem berücksichtigt wird, dass der Kontakt mehrfach überrollt wird, stellt eine große, bisher nicht beherrschte, Herausforderung dar. Die Lagerhersteller sehen sich deshalb nach wie vor mit der Frage konfrontiert, ob, durch herkömmliche elastische Berechnungsmethoden berechnete, Kantenpressungen tatsächlich kritisch sind und es dadurch zum vorzeitigen Ausfall oder einer maßgeblichen Einschränkung der Lebensdauer der Lager kommen kann.

Die vorliegende Arbeit verfolgte deshalb das Ziel, einen Ansatz zur Bewertung von Kantenpressungen auf Basis von Simulationen mehrfach überrollter elasto-plastischer Kontakte zu entwickeln. Der Ansatz sollte die, auf der Halbraumtheorie basierenden, semi-analytischen Methoden (SAM) nutzen, da diese für diverse Problemstellungen im Bereich der Kontaktmechanik effizienter sind als die FEM. Es wurden zwei maßgebliche Aspekte, formuliert durch Hypothesen und bewertet anhand von abgeleiteten Forschungsfragen, untersucht: Zum einen bestand der Bedarf nach einer schnellen Näherungsmethode zur Simulation von mehrfach überrollten elasto-plastischen Kontakten. Zum anderen mussten die Anwendungsgrenzen der SAM in Bezug auf die Simulation von Kantenpressungen, bzw. von Kontakten mit abgeschnittenen Kontaktellipsen, ermittelt werden. Abschließend wurde ein Bewertungsansatz für überrollte Kontakte mit Kantenpressungen formuliert und diskutiert.

Aus dem Stand der Technik wurde herausgearbeitet, dass zur Simulation von Überrollungen ein transienter Ansatz, zur Berücksichtigung von Entwicklungen lokaler Größen, notwendig scheint. Herkömmliche, transiente Simulationen sind jedoch numerisch sehr aufwändig und somit langsam. Für die SAM

wurde deshalb eine schnelle Näherungsmethode zur Simulation von mehrfach überrollten elasto-plastischen Kontakten entwickelt. Hierfür wurden zunächst die Ergebnisse von herkömmlichen, transienten Simulationen analysiert. Betrachtet wurde das klassische Kugel-Ebene-Kontaktproblem einer starren Kugel, die reibungsfrei auf einem Halbraum mit elasto-plastischem Materialverhalten abrollt. Analysiert wurden dabei die plastischen Deformationen der Oberfläche, die plastischen Dehnungen und die Eigenspannungen im Halbraum. In Übereinstimmung mit der Literatur konnte aufgezeigt werden, dass sich nach hinreichender Rollstrecke ein stabiler Zustand einstellt, welcher durch die Näherungsmethode abgebildet werden sollte. Der stabile Zustand ist gekennzeichnet durch konstante Dehnungen, Eigenspannungen und Deformationen in Rollrichtung. Am Beginn der Rollstrecke hingegen liegt ein transienter Bereich vor, der bis zum Erreichen des stabilen Zustands durchlaufen werden muss. Die transienten Effekte wurden untersucht und die Zusammenhänge erklärt. Als maßgebliche Erkenntnis konnte abgeleitet werden, dass der transiente Bereich nicht übersprungen, die transiente Berechnung aber abgebrochen werden kann, sobald die plastischen Dehnungen den stabilen Zustand erreicht haben. Wann der stabile Zustand als erreicht gilt, wird durch die Konvergenz des plastischen Dehnungszustands bestimmt. Aus diesen ermittelten Charakteristika konnte der Ansatz für die Näherungsmethode bestimmt werden. Da weitere transiente Rechenschritte im stabilen Zustand nurmehr gleiche Werte liefern, können die Dehnungen in einem Näherungsschritt stattdessen künstlich in Rollrichtung verlängert werden. Die Eigenspannungen und plastischen Deformationen können nachträglich neu berechnet werden. Die Anzahl transienter Rechenschritte wird damit deutlich minimiert und die herkömmliche, transiente Simulation in eine teiltransiente Näherungsmethode überführt. Die Methode wurde ausführlich beschrieben und validiert. Es konnte gezeigt werden, dass der stabile Zustand einer Überrollung mit guter Genauigkeit bei kürzerer Rechenzeit angenähert werden kann. Durch die Wahl der Konvergenztoleranz des plastischen Dehnungstensors kann dabei Einfluss auf die Genauigkeit der Näherung genommen werden. Eine höhere Genauigkeit bedingt aber eine größere Anzahl transienter Rechenschritte und damit auch eine höhere Rechenzeit. Die Näherungsmethode ist durch den teiltransienten Ansatz derart gestaltet, dass sie, unabhängig von Werkstoffmodellierung und Kontaktgeometrie, für die Simulation von stabilem Rollen bzw. Gleiten geeignet ist.

Die SAM basieren auf der Halbraumtheorie. Dies bedeutet, dass die Kontaktkörper näherungsweise durch halbunendliche Räume, begrenzt durch eine Ebene, angenähert werden. Kontaktgeometrien mit Kanten, welche zu den zu bewertenden Kantenpressungen führen, verletzen die Rahmenbedingungen. Inwieweit die herkömmlichen SAM mit elasto-plastischen Simulationen den-

noch zur Berechnung von Kanten geeignet sind, wurde deshalb anhand einer Studie mittels Finite-Elemente-Methode (FEM) und SAM untersucht. Eine starre Kugel wurde rein vertikal auf einen Halbraum mit elasto-plastischem Materialverhalten gepresst. Zur Nachbildung eines Kantenläufers wurde die Halbraumgeometrie durch einen Freistich modifiziert, wodurch ein Teil der Kontaktellipse abgeschnitten wurde. Der Freistichwinkel wurde zwischen  $0^\circ$ , dem Halbraum, sowie  $90^\circ$ , dem Viertelraum, variiert.

Da aus der Literatur keine entsprechenden Erkenntnisse mit Berücksichtigung elasto-plastischen Materialverhaltens vorliegen, wurden die Untersuchungen zunächst mittels FEM als Referenz durchgeführt. Wie erwartet, konnte gezeigt werden, dass der Freistichwinkel einen großen Einfluss auf die Kantenpressungen und die resultierenden elastischen und plastischen Deformationen hat. So lagen bei sehr kleinen und sehr großen Freistichwinkeln nur geringe oder sogar keine Kantenpressungen und plastische Deformationen vor. Mit Vergrößerung des Freistichwinkels nahmen sie zunächst zu und dann wieder ab. Das Maximum der Kantenpressungen und plastischen Deformationen wurde bei mittleren Freistichwinkeln erreicht. Als maßgebliche Mechanismen konnten zwei entgegengerichtete Effekte identifiziert werden. Zum einen wird die Kontaktfläche zunehmend kleiner, bis die Kontaktellipse scharf durch die Kante begrenzt ist. Hierdurch steigen die Kantenpressungen. Zum anderen verliert die Kante, insbesondere bei größeren Freistichwinkeln, deutlich an Steifigkeit. Bei gleicher Last nimmt der Anteil der elastischen Deformationen zu, die Kantenpressung und plastischen Deformationen aber ab. Diese Charakteristik ist plausibel und lässt sich mit Ergebnissen für elastische Kontakte in der Literatur vereinigen.

Anhand der Ergebnisse äquivalenter Simulationen mittels SAM wurde überprüft, ob sich eine ähnliche Charakteristik auch mit den Halbraummethode einstellt. Für sehr kleine Winkel stimmten die Ergebnisse der SAM und FEM gut überein. Die Geometrie lässt sich in diesem Fall mit geringen Fehlern als Halbraum abbilden. Für größere Winkel wurden jedoch qualitative und quantitative Unterschiede im Vergleich zur FEM deutlich. Zwar kann die Verkleinerung und Begrenzung der Kontaktfläche durch die Kante im elastischen Kontaktlöser der SAM berücksichtigt werden, nicht jedoch die Reduktion der Steifigkeit und die einhergehende Ausweichbewegung der Kante bei der Berechnung der Spannungen, Dehnungen und Deformationen. Es musste das Fazit gezogen werden, dass sich der Anwendungsbereich der herkömmlichen, elasto-plastischen SAM nur auf die Berechnung sehr kleiner Freistichwinkel beschränkt. Diese sind jedoch für die vorliegende Problemstellung nicht relevant.

Zum Abschluss wurde, entsprechende der Zielsetzung der vorliegenden Arbeit, ein Ansatz zur Bewertung von Kantenpressungen auf Basis von Simulationen mehrfach überrollter elasto-plastischer Kontakte formuliert und diskutiert. Der Ablauf basiert auf der Anwendung der zuvor entwickelten schnellen Näherungsmethode für eine Kontaktsituation mit Kantenpressungen. Der Ansatz ist jedoch auch auf andere Software oder aber die herkömmliche, transiente Simulation von mehrfachen Überrollungen übertragbar. Der Bewertungsansatz ermöglicht dabei frühzeitig Modellierungsfehler zu erkennen sowie eine kategorische Bewertung der mehrfachen Überrollung als kritisch oder unkritisch. Eine fortschreitende Plastifizierung, das sogenannte Ratchetting, wird dabei als kritisch betrachtet, wobei von vorzeitigem Versagen auszugehen ist. Kommen die plastischen Deformationen nach mehreren Überrollungen zum Stillstand, wird dies als unkritisch betrachtet. Im Rahmen der Diskussion der ausschöpfbaren Potentiale des Ansatzes wurde auf die weiterführenden Auswertemöglichkeiten eingegangen, die einen Mehrwert und Nutzen für den Entwicklungsingenieur darstellen. Da die Simulation von Kanten jedoch mittels SAM gegenwärtig nicht sinnvoll zu realisieren ist, wurden auch die offenen Herausforderungen nochmals zusammengefasst und zu einigen Punkten potentielle Lösungsansätze aus der Literatur vorgeschlagen.

Durch die vorliegende Arbeit wurden wichtige Aspekte zur Umsetzung eines Ansatzes zur Bewertung von Kantenpressungen untersucht. Die Herausforderung der Simulation von mehrfach überrollten elasto-plastischen Kontakten mit Kantenpressungen konnte mit den gewählten Methoden der SAM sowie deren gegenwärtigem Stand der Forschung jedoch nicht abschließend gelöst werden. Dennoch wurde durch die erarbeiteten Forschungsergebnisse ein Beitrag zum Forschungsgebiet und zur Entwicklung eines einsatzfähigen Ansatzes zur Bewertung von Kantenpressungen erbracht. Die schnelle Näherungsmethode für Mehrfachüberrollungen mittels SAM kann, jenseits der Berechnung von Kanten, zur Untersuchung von Roll- bzw. Gleitkontaktproblemen genutzt werden. Die Untersuchungen zur Simulation von Kantenpressungen wiederum offenbaren und präzisieren die verbleibenden Forschungslücken. Die Diskussion der Herausforderungen zur Umsetzung des Bewertungsansatzes stellen dabei bereits einen Ausblick zur vorliegenden Arbeit dar. So existieren diverse vielversprechende Ansätze, sowohl mittels FEM, wie auch den SAM, um die geleisteten Vorarbeiten durch weitere Forschungsanstrengungen weiterzuführen. Hierzu gehört auch, die Betrachtungen auf Kontaktprobleme jenseits des Punktkontaktes sowie auf weitere Materialmodellierungen zu erweitern.

## 8 Summary and Outlook

When designing rolling bearings, great efforts are made to optimize the bearing geometries. Nevertheless, under unfavorable operating conditions, edge pressures cannot be completely excluded. An example of this are four-point bearings and angular contact ball bearings under high axial loads or tilting moments. If the operating angle is too large, the rolling elements reach the raceway edge and part of the contact ellipse is truncated. The discontinuity in the contact geometry represents a numerical singularity and leads to said edge pressures. With elastic calculation, these can theoretically become infinitely high. In reality, however, elasto-plastic material behavior leads to local yielding and hardening of the material. Plastic deformations change the contact geometry at the edge, which redistributes the pressures locally and generally limits the edge pressures. Such an elasto-plastic calculation, which also takes into account that the contact is rolled over several times, represents a major challenge that has not been mastered to date. Bearing manufacturers are therefore still confronted with the question of whether edge pressures calculated by conventional elastic calculation methods are actually critical and whether this can lead to premature failure or a significant reduction in the service life of the bearings.

Therefore, the present work aimed at developing an approach for the evaluation of edge pressures based on simulations of multiple overrolled elasto-plastic contacts. The approach was to use the semi-analytical methods (SAM), based on the half-space theory, since they are more efficient than FEM for various problems in the field of contact mechanics. Two governing aspects, formulated by hypotheses and evaluated by derived research questions, were investigated: First, there was a need for a fast approximation method to simulate multiple overrolled elasto-plastic contacts. On the other hand, the application limits of SAM with respect to the simulation of edge pressures, or contacts with truncated contact ellipses, had to be determined. Finally, an evaluation approach for rolled-over contacts with edge pressures was formulated and discussed.

From the state of the art it was found out that for the simulation of rollovers a transient approach, to consider developments of local variables, seems to be necessary. However, conventional transient simulations are numerically very expensive and thus slow. Therefore, a fast approximation method for the simulation of multiple overrolled elasto-plastic contacts was developed for the SAM. For this purpose, the results of conventional transient simulations were first analyzed. The classical sphere-plane contact problem of a rigid sphere rolling frictionless on a half-space with elasto-plastic material behavior

was considered. The plastic deformations of the surface, the plastic strains and the residual stresses in the half-space were analyzed. In agreement with the literature, it was shown that a stationary state develops after a sufficient rolling distance, which should be represented by the approximation method. The stationary state is characterized by constant strains, residual stresses and deformations in the rolling direction. At the beginning of the rolling section, on the other hand, there is a transient region that must be traversed until the stationary state is reached. The transient effects were investigated and the relationships explained. As a decisive finding, it could be derived that the transient region cannot be skipped, but the transient calculation can be aborted as soon as the plastic strains have reached the stationary state. When the stationary state is considered to be reached is determined by the convergence of the plastic strain state. From these determined characteristics, the approach for the approximation method could be determined. Since further transient calculation steps in the stationary state only yield equal values, the strains in an approximation step can instead be artificially extended in the rolling direction. The residual stresses and plastic deformations can be recalculated subsequently. The number of transient calculation steps is thus significantly minimized and the conventional, transient simulation is converted into a partially transient approximation method. The method was described and validated in detail. It could be shown that the stationary state of a rollover can be approximated with good accuracy at shorter computation time. The choice of the convergence tolerance of the plastic strain tensor can influence the accuracy of the approximation. However, a higher accuracy requires a larger number of transient calculation steps and thus also a higher calculation time. Due to the partially transient approach, the approximation method is designed in such a way that it is suitable for the simulation of stationary rolling or sliding, independent of material modeling and contact geometry.

The SAM are based on the half-space theory. This means that the contact bodies are approximated by semi-infinite spaces bounded by a plane. Contact geometries with edges, which lead to the edge pressures to be evaluated, violate the general conditions. The extent to which conventional SAM with elasto-plastic simulations are nevertheless suitable for calculating edges was therefore investigated by means of a study using the finite element method (FEM) and SAM. A rigid sphere was pressed purely vertically onto a half-space with elasto-plastic material behavior. The half-space geometry was modified by an undercut, which truncated a portion of the contact ellipse. The undercut angle was varied between  $0^\circ$ , the half-space, and  $90^\circ$ , the quarter-space.

Since there are no corresponding findings from the literature that take elasto-plastic material behavior into account, the investigations were initially carried

out using FEM as a reference. As expected, it was shown that the undercut angle has a major influence on the edge pressures and the resulting elastic and plastic deformations. Thus, at very small and very large undercut angles, only small or even no edge pressures and plastic deformations were present. As the undercut angle increased, they first increased and then decreased. The maximum of edge pressures and plastic deformations was reached at medium undercut angles. Two opposing effects were identified as the main mechanisms. Firstly, the contact area becomes increasingly smaller until the contact ellipse is sharply bounded by the edge. This causes the edge pressures to increase. Secondly, the edge loses significant stiffness, especially at larger undercut angles. For the same load, the proportion of elastic deformations increases, but the edge pressure and plastic deformations decrease. This characteristic is plausible and can be reconciled with results for elastic contacts in the literature.

Based on the results of equivalent simulations using SAM, it was checked whether a similar characteristic also occurs using the half-space methods. For very small angles, the results of SAM and FEM agreed well. In this case, the geometry can be represented as a half-space with small errors. However, for larger angles, qualitative and quantitative differences became apparent compared to the FEM. Although the reduction and limitation of the contact area by the edge can be taken into account in the elastic contact solver of the SAM, the reduction of the stiffness and the accompanying evasive movement of the edge cannot be taken into account in the calculation of stresses, strains and deformations. It had to be concluded that the application range of the conventional, elasto-plastic SAM is limited only to the calculation of very small undercut angles. However, these are not relevant for the problem at hand.

Finally, corresponding to the objective of the present work, an approach for the evaluation of edge pressures based on simulations of multiple overrolled elasto-plastic contacts was formulated and discussed. The procedure is based on the application of the previously developed fast approximation method for a contact situation with edge pressures. However, the approach is also transferable to other software or, alternatively, to conventional transient simulation of multiple rollovers. The evaluation approach allows early detection of modeling errors as well as a categorical evaluation of the multiple overrolling as critical or non-critical. Progressive plastification, so-called ratchetting, is considered critical, and premature failure can be assumed. If the plastic deformations come to a halt after several rollovers, this is considered non-critical. Within the discussion of the exploitable potentials of the approach, the further evaluation possibilities were discussed, which represent a benefit for the development engineer. However, since the simulation of edges cannot

be reasonably realized by means of SAM at present, the open challenges were also summarized again and potential solutions from the literature were suggested for some points.

Through the present work, important aspects for the implementation of an approach for the evaluation of edge pressures have been investigated. However, the challenge of simulating multiple overrolled elasto-plastic contacts with edge pressures could not be solved conclusively with the selected methods of SAM and its current state of research. Nevertheless, a contribution to the research field and to the development of an operational approach for the evaluation of edge pressures was made by the elaborated research results. The fast approximation method for multiple overrolling by means of SAM can be used, beyond the calculation of edges, for the investigation of rolling or sliding contact problems. In turn, the studies on simulating edge pressures reveal and specify the remaining research gaps. The discussion of the challenges for the implementation of the evaluation approach already represents an outlook to the present work. Thus, various promising approaches exist, both by means of FEM and the SAM, to continue the preliminary work done by further research efforts. This also includes extending the considerations to contact problems beyond the point contact as well as to further material modeling.

# Anhang

## Abgleich der transienten Überrollungssimulation mit der Literatur

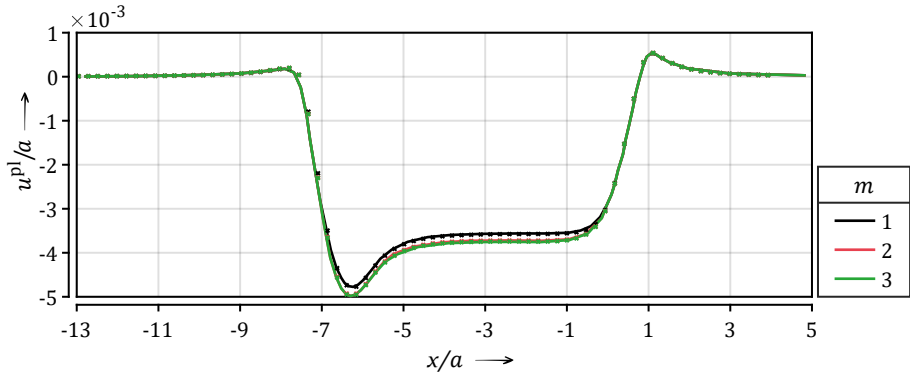


Bild A1: Abgleich der Implementierung der transienten Überrollungsmethode anhand der plastischen Deformation  $u^{pl}$  des rollenden Kugel-Ebene-Kontaktes für die ersten drei Überrollungen  $m$  zwischen der Literatur (Linien, —), Fig. 8 in [25], und der eigenen Implementierung in TELOS (Marker, xxx).

Tabelle A1: Modellparameter des Kugel-Ebene-Kontaktes [25, 46] für den Abgleich der Implementierung der transienten Überrollungsmethode.

		Kugel	Halbraum
Radius	$R$	4,7625 mm	–
Werkstoffverhalten		elastisch	elasto-plastisch
E-Modul	$E$	310 GPa	210 GPa
Querdehnzahl	$\nu$	0,29	0,3
Verfestigungsparameter	$B, C, n$	–	945 MPa; 20; 0,121
Last	$F$		1150 N
HERTZsche Größen	$p_H$		5,7 GPa
	$a$		0,3108 mm
Rollstrecke	$l_R$		2,05 mm (6,6 $a$ )
Diskretisierung	$\Delta x, \Delta y, \Delta z$		25 $\mu\text{m}$ (0,08 $a$ )

## Tensorkomponenten des Grundmodells in der Mittelebene

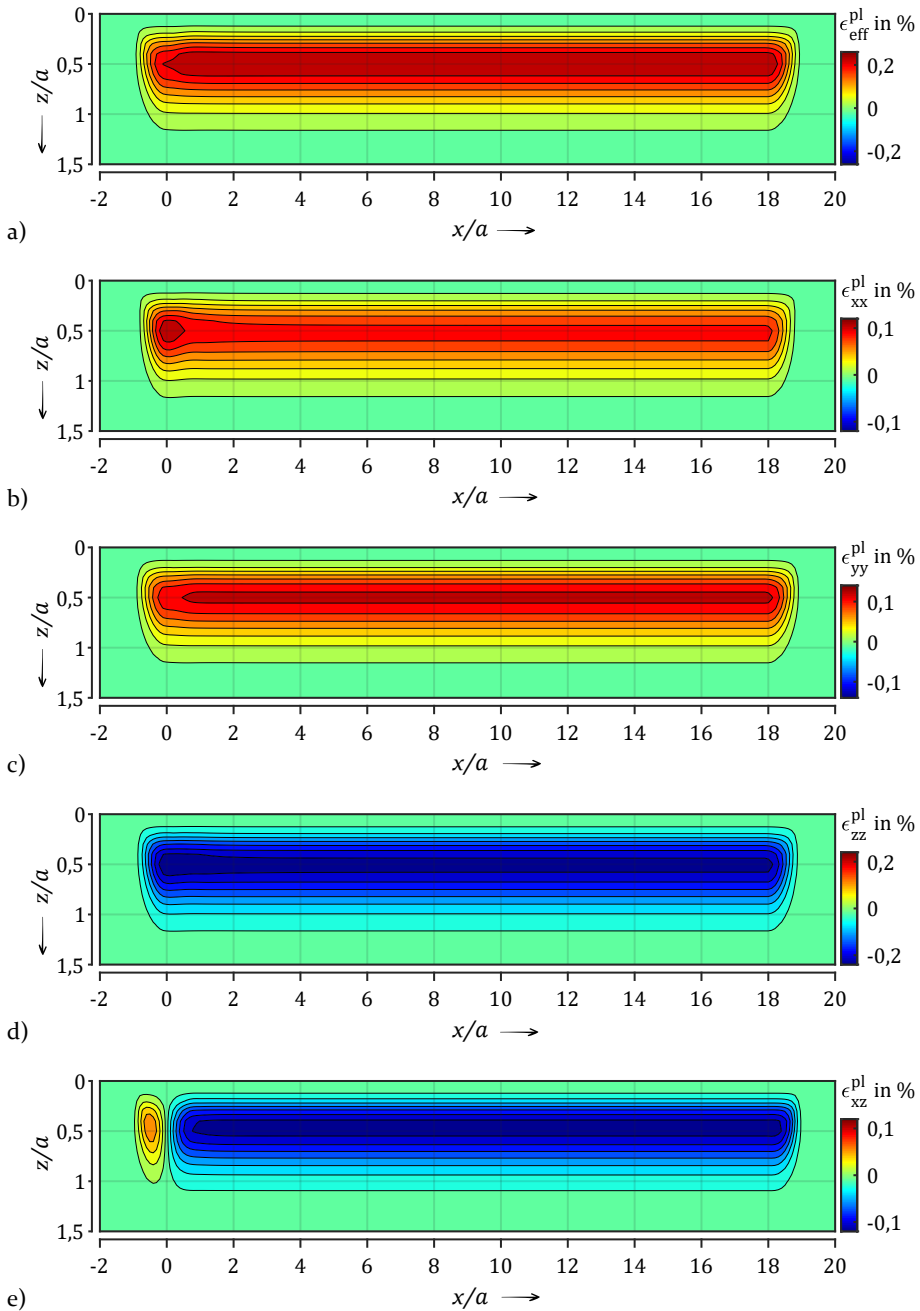


Bild A2: Tensorkomponenten der plastischen Dehnung  $\epsilon^{\text{pl}}$  für das Grundmodell in der Mittelebene  $y = 0$ . Die Komponenten  $\epsilon_{xy}^{\text{pl}}$  und  $\epsilon_{yz}^{\text{pl}}$  sind Null für  $y = 0$  und deshalb nicht dargestellt.

## Validierung Näherungsmethode

Tabelle A2: Ergebnisse des ersten Validierungsmodells: Kugel-Ebene.

$m$			Konvergenztoleranz $\xi_n$					$n = 181$	
			$n = 1$	1%	0,50%	0,25%	0,10%		
1	$\epsilon_{ij}^{pl}$ in %	eff	94,865	100,623	100,674	100,436	100,273	100,000	
		xx	123,488	<b>103,752</b>	<b>102,547</b>	<b>101,584</b>	<b>100,998</b>	100,000	
		yy	90,140	99,364	100,012	99,993	99,982	100,000	
		zz	104,211	101,216	101,082	100,664	100,411	100,000	
		xz	<b>61,524</b>	99,169	99,649	99,876	99,940	100,000	
	$\sigma_{ij}^{pl}$ in %	eff	113,100	102,804	102,070	101,403	100,991	100,000	
		xx	119,200	<b>103,699</b>	<b>102,630</b>	<b>101,771</b>	<b>101,247</b>	100,000	
		yy	95,036	100,472	100,428	100,169	100,009	100,000	
		zz	124,817	84,966	96,545	98,189	99,277	100,000	
		xz	<b>63,401</b>	99,665	99,668	99,853	99,915	100,000	
	$u^{pl}$ in %		101,899	100,970	100,606	100,285	100,097	100,000	
	$n$		1	13	19	24	30	181	
	$t$ in %		8,042	14,429	17,881	20,349	23,637	100,000	
	2	$\epsilon_{ij}^{pl}$ in %	eff	94,583	100,324	100,375	100,137	99,974	100,000
			xx	122,904	103,261	102,062	101,103	100,520	100,000
yy			89,802	<b>98,992</b>	<b>99,638</b>	<b>99,619</b>	<b>99,608</b>	100,000	
zz			103,777	100,795	100,661	100,245	99,993	100,000	
xz			<b>61,552</b>	99,215	99,695	99,922	99,986	100,000	
$\sigma_{ij}^{pl}$ in %		eff	112,811	102,612	101,798	101,074	100,641	100,000	
		xx	118,609	<b>103,235</b>	<b>102,181</b>	<b>101,299</b>	<b>100,784</b>	100,000	
		yy	94,122	100,238	100,102	99,638	99,470	100,000	
		zz	134,031	96,648	102,434	101,811	100,676	100,000	
		xz	<b>63,523</b>	99,872	99,852	100,028	100,083	100,000	
$u^{pl}$ in %			99,597	99,752	99,681	99,635	99,600	100,000	
$n$			1	2	2	2	2	181	
$t$ in %			3,391	3,758	3,850	4,400	3,941	100,000	
3		$\epsilon_{ij}^{pl}$ in %	eff	94,479	100,214	100,265	100,027	99,865	100,000
			xx	122,682	<b>103,074</b>	<b>101,877</b>	<b>100,921</b>	100,338	100,000
	yy		89,673	98,850	99,494	99,476	<b>99,465</b>	100,000	
	zz		103,612	100,634	100,501	100,086	99,834	100,000	
	xz		<b>61,575</b>	99,251	99,731	99,959	100,022	100,000	
	$\sigma_{ij}^{pl}$ in %	eff	112,612	102,435	101,621	100,905	100,472	100,000	
		xx	118,343	<b>102,994</b>	<b>101,946</b>	<b>101,083</b>	100,586	100,000	
		yy	93,735	99,795	99,673	99,291	<b>99,190</b>	100,000	
		zz	136,408	99,196	104,786	103,205	100,446	100,000	
		xz	<b>63,551</b>	99,916	99,895	100,071	100,125	100,000	
	$u^{pl}$ in %		99,472	99,716	99,678	99,645	99,628	100,000	
	$n$		1	2	2	2	2	181	
	$t$ in %		3,982	4,551	4,551	4,437	4,551	100,000	

Tabelle A3: Ergebnisse des zweiten Validierungsmodells: Kugel-IR 102% Schmiegun.

<i>m</i>			Konvergenztoleranz $\xi_n$					<i>n</i> = 193	
			<i>n</i> = 1	1%	0,50%	0,25%	0,10%		
1	$\epsilon_{ij}^{pl}$ in %	eff	110,466	101,668	101,119	100,487	100,200	100,000	
		xx	<b>163,315</b>	<b>103,972</b>	<b>102,547</b>	<b>101,047</b>	<b>100,416</b>	100,000	
		yy	96,691	100,759	100,446	100,155	100,052	100,000	
		zz	136,296	102,669	101,694	100,685	100,268	100,000	
		xz	65,292	100,450	100,414	100,240	100,113	100,000	
	$\sigma_{ij}^{pl}$ in %	eff	152,949	104,638	103,449	102,210	101,695	100,000	
		xx	<b>156,780</b>	<b>105,266</b>	<b>103,978</b>	<b>102,629</b>	<b>102,065</b>	100,000	
		yy	117,896	101,405	100,763	100,116	99,857	100,000	
		zz	417,776	137,259	131,174	123,810	120,617	100,000	
		xz	65,027	98,824	98,677	98,236	97,949	100,000	
	$u^{pl}$ in %		137,155	103,261	102,235	101,051	100,518	100,000	
	<i>n</i>		1	38	46	63	79	193	
	<i>t</i> in %		7,787	34,227	39,969	53,395	63,269	100,000	
	2	$\epsilon_{ij}^{pl}$ in %	eff	110,466	101,668	101,119	100,487	100,200	100,000
			xx	<b>163,315</b>	<b>103,972</b>	<b>102,547</b>	<b>101,047</b>	<b>100,416</b>	100,000
			yy	96,691	100,759	100,446	100,155	100,052	100,000
			zz	136,296	102,669	101,694	100,685	100,268	100,000
xz			65,292	100,450	100,414	100,240	100,113	100,000	
$\sigma_{ij}^{pl}$ in %		eff	153,354	104,818	103,596	102,323	101,794	100,000	
		xx	<b>157,152</b>	<b>105,450</b>	<b>104,135</b>	<b>102,760</b>	<b>102,186</b>	100,000	
		yy	118,360	101,596	100,858	100,117	99,823	100,000	
		zz	-1161,678	-111,022	-55,781	-1,255	25,521	100,000	
		xz	63,889	97,130	96,977	96,565	96,290	100,000	
$u^{pl}$ in %			135,309	102,484	101,691	100,765	100,327	100,000	
<i>n</i>			1	2	2	2	2	193	
<i>t</i> in %			3,890	4,899	5,043	5,331	5,476	100,000	
3		$\epsilon_{ij}^{pl}$ in %	eff	110,466	101,668	101,119	100,487	100,200	100,000
			xx	<b>163,315</b>	<b>103,972</b>	<b>102,547</b>	<b>101,047</b>	<b>100,416</b>	100,000
			yy	96,691	100,759	100,446	100,155	100,052	100,000
			zz	136,296	102,669	101,694	100,685	100,268	100,000
	xz		65,292	100,450	100,414	100,240	100,113	100,000	
	$\sigma_{ij}^{pl}$ in %	eff	153,356	104,818	103,588	102,323	101,794	100,000	
		xx	<b>157,154</b>	<b>105,449</b>	<b>104,125</b>	<b>102,760</b>	<b>102,186</b>	100,000	
		yy	118,365	101,595	100,819	100,117	99,824	100,000	
		zz	-1110,793	-101,871	16,029	4,168	27,352	100,000	
		xz	63,877	97,111	96,995	96,547	96,271	100,000	
	$u^{pl}$ in %		135,299	102,478	101,733	100,754	100,318	100,000	
	<i>n</i>		1	2	2	2	2	193	
	<i>t</i> in %		5,574	6,514	6,603	6,567	6,408	100,000	

Tabelle A4: Ergebnisse des dritten Validierungsmodells: Kugel-IR 108% Schmiegun.

<i>m</i>			Konvergenztoleranz $\xi_n$					<i>n</i> = 193
			<i>n</i> = 1	1%	0,50%	0,25%	0,10%	
1	$\epsilon_{ij}^{pl}$ in %	eff	105,052	101,864	101,752	100,522	100,346	100,000
		xx	<b>179,494</b>	<b>110,196</b>	<b>109,446</b>	<b>102,293</b>	<b>101,457</b>	100,000
		yy	73,182	98,816	98,872	99,573	99,697	100,000
		zz	128,850	104,775	104,409	100,997	100,619	100,000
		xz	68,526	98,898	99,053	100,049	100,075	100,000
	$\sigma_{ij}^{pl}$ in %	eff	166,761	108,985	108,376	102,643	101,990	100,000
		xx	<b>168,348</b>	<b>109,742</b>	<b>109,095</b>	<b>102,954</b>	<b>102,243</b>	100,000
		yy	108,424	101,377	101,223	99,865	99,743	100,000
		zz	-103,851	111,436	110,118	101,539	101,400	100,000
	$u^{pl}$ in %		91,777	98,755	98,939	99,909	99,892	100,000
			120,258	104,182	103,877	100,668	100,230	100,000
	<i>n</i>		1	32	33	53	60	193
	<i>t</i> in %		7,378	30,122	30,875	44,319	49,320	100,000
	2	$\epsilon_{ij}^{pl}$ in %	eff	105,052	101,864	101,752	100,522	100,346
xx			<b>179,494</b>	<b>110,196</b>	<b>109,446</b>	<b>102,293</b>	<b>101,457</b>	100,000
yy			73,182	98,816	98,872	99,573	99,697	100,000
zz			128,850	104,775	104,409	100,997	100,619	100,000
xz			68,526	98,898	99,053	100,049	100,075	100,000
$\sigma_{ij}^{pl}$ in %		eff	167,235	109,095	108,481	102,695	102,039	100,000
		xx	<b>168,617</b>	<b>109,830</b>	<b>109,180</b>	<b>103,069</b>	<b>102,359</b>	100,000
		yy	107,876	101,131	100,975	99,795	99,689	100,000
		zz	23,298	110,657	110,040	88,403	87,837	100,000
$u^{pl}$ in %			91,940	98,300	98,479	99,410	99,388	100,000
			119,610	104,003	103,705	100,573	100,147	100,000
<i>n</i>			1	2	2	2	2	193
<i>t</i> in %			3,995	5,060	5,060	5,193	5,193	100,000
3		$\epsilon_{ij}^{pl}$ in %	eff	105,052	101,864	101,752	100,522	100,346
	xx		<b>179,494</b>	<b>110,196</b>	<b>109,446</b>	<b>102,293</b>	<b>101,457</b>	100,000
	yy		73,182	98,816	98,872	99,573	99,697	100,000
	zz		128,850	104,775	104,409	100,997	100,619	100,000
	xz		68,526	98,898	99,053	100,049	100,075	100,000
	$\sigma_{ij}^{pl}$ in %	eff	167,235	109,093	108,478	102,702	102,045	100,000
		xx	<b>168,624</b>	<b>109,829</b>	<b>109,179</b>	<b>103,055</b>	<b>102,345</b>	100,000
		yy	107,880	101,122	100,965	99,755	99,650	100,000
		zz	24,368	110,151	109,524	93,710	92,951	100,000
	$u^{pl}$ in %		91,957	98,308	98,487	99,415	99,393	100,000
			119,590	103,978	103,679	100,598	100,173	100,000
	<i>n</i>		1	2	2	2	2	193
	<i>t</i> in %		6,039	6,538	6,592	6,546	6,470	100,000

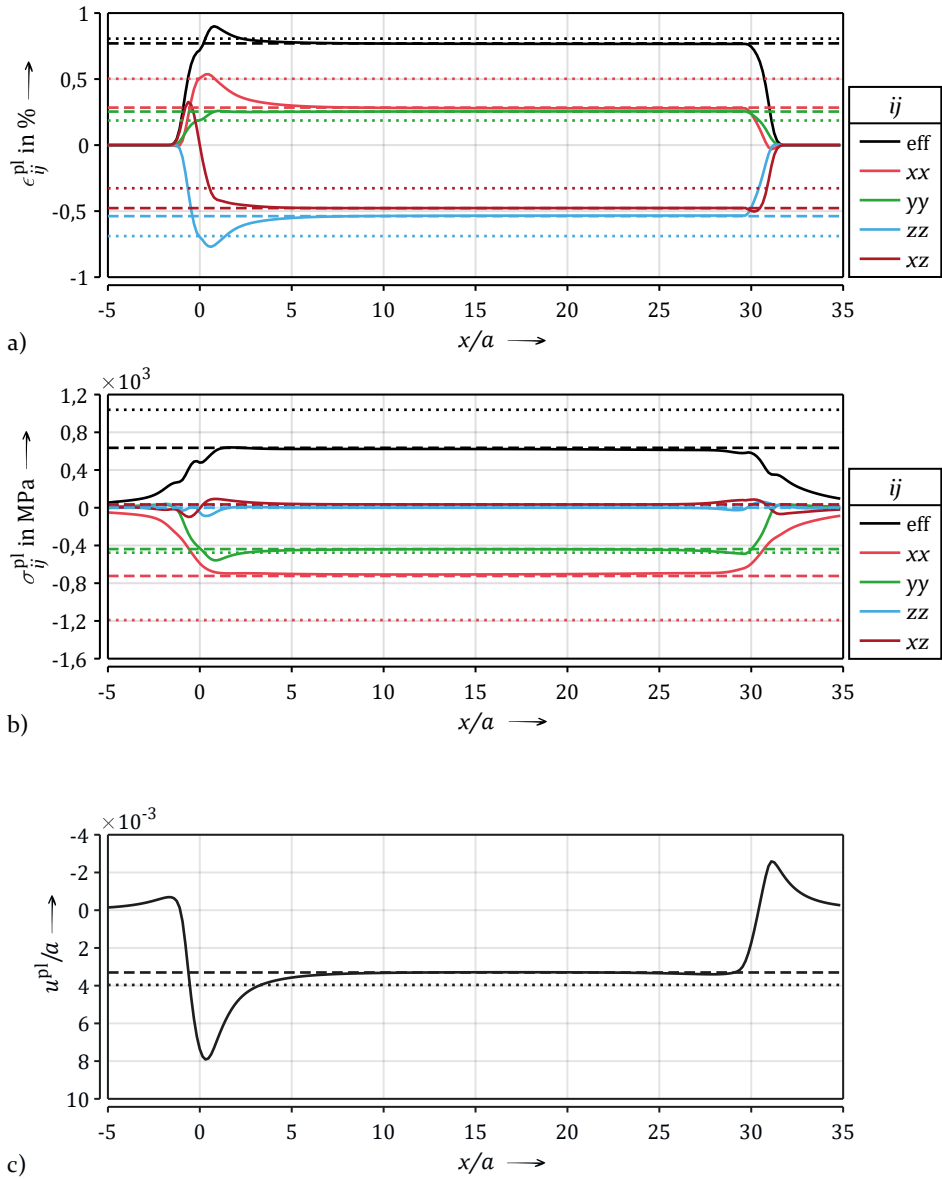


Bild A3: Validierungsmodell Kugel-IR 108 % Schmiegun: Plastische Dehnungskomponenten  $\epsilon_{ij}^{pl}$  (a), Eigenspannungskomponenten  $\sigma_{ij}^{pl}$  (b) und Plastische Deformation  $u^{pl}$  (c) nach der ersten Überrollung für die herkömmliche, transiente Simulation  $n = 193$  (—), die Näherung aus dem Ersteindruck  $n = 1$  (···) und für  $\xi_n = 0,1\%$  (- -).

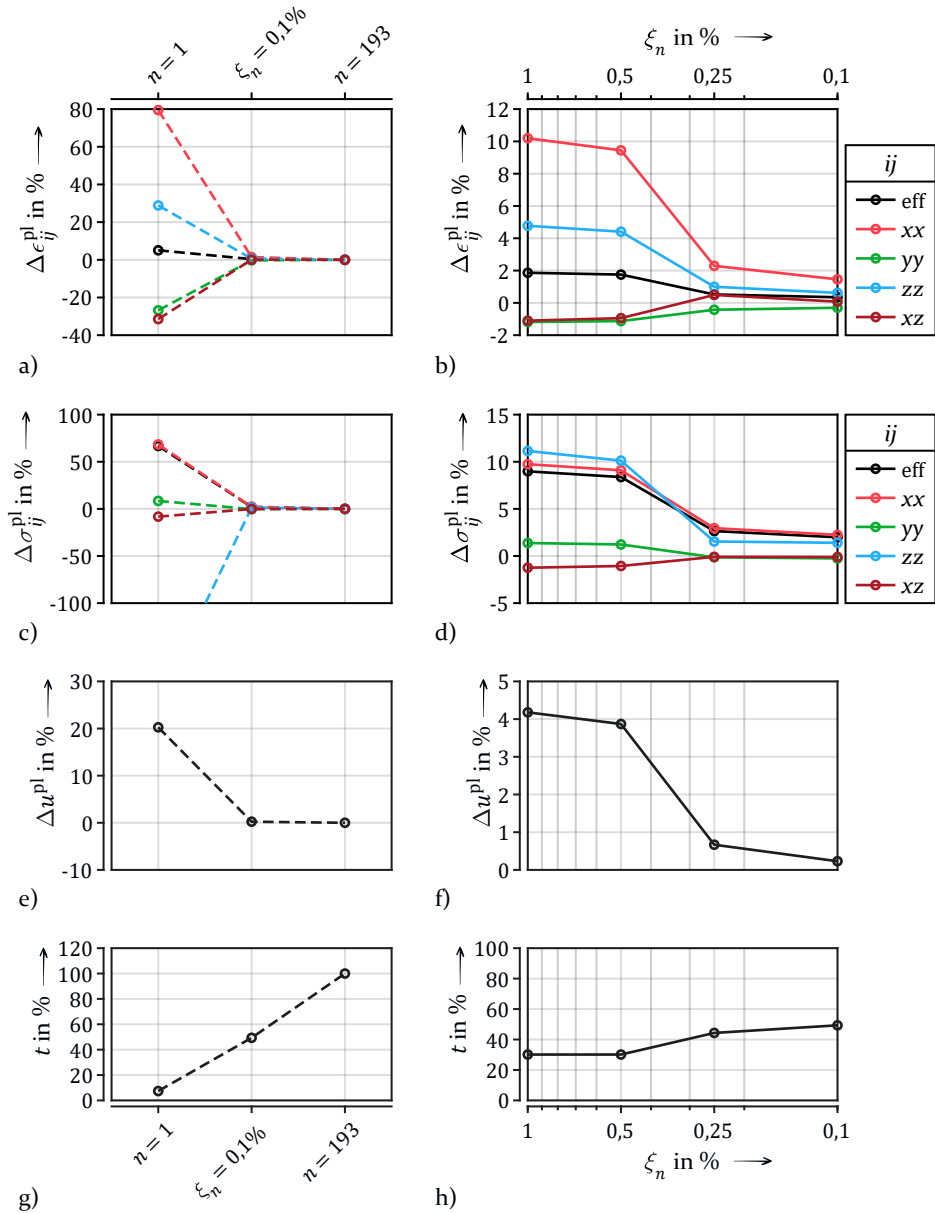


Bild A4: Validierungsmodell Kugel-IR 108 % Schmiegun g für die erste Überrollung  $m = 1$ : Größen, in Abhängigkeit von der Konvergenztoleranz  $\xi_n$ , für den Ersteindruck  $n = 1$  und die herkömmliche, transiente Simulation  $n = 193$ . Alle Größen sind als prozentuale Abweichungen in Bezug auf das Ergebnis der herkömmlichen, transienten Simulation dargestellt.

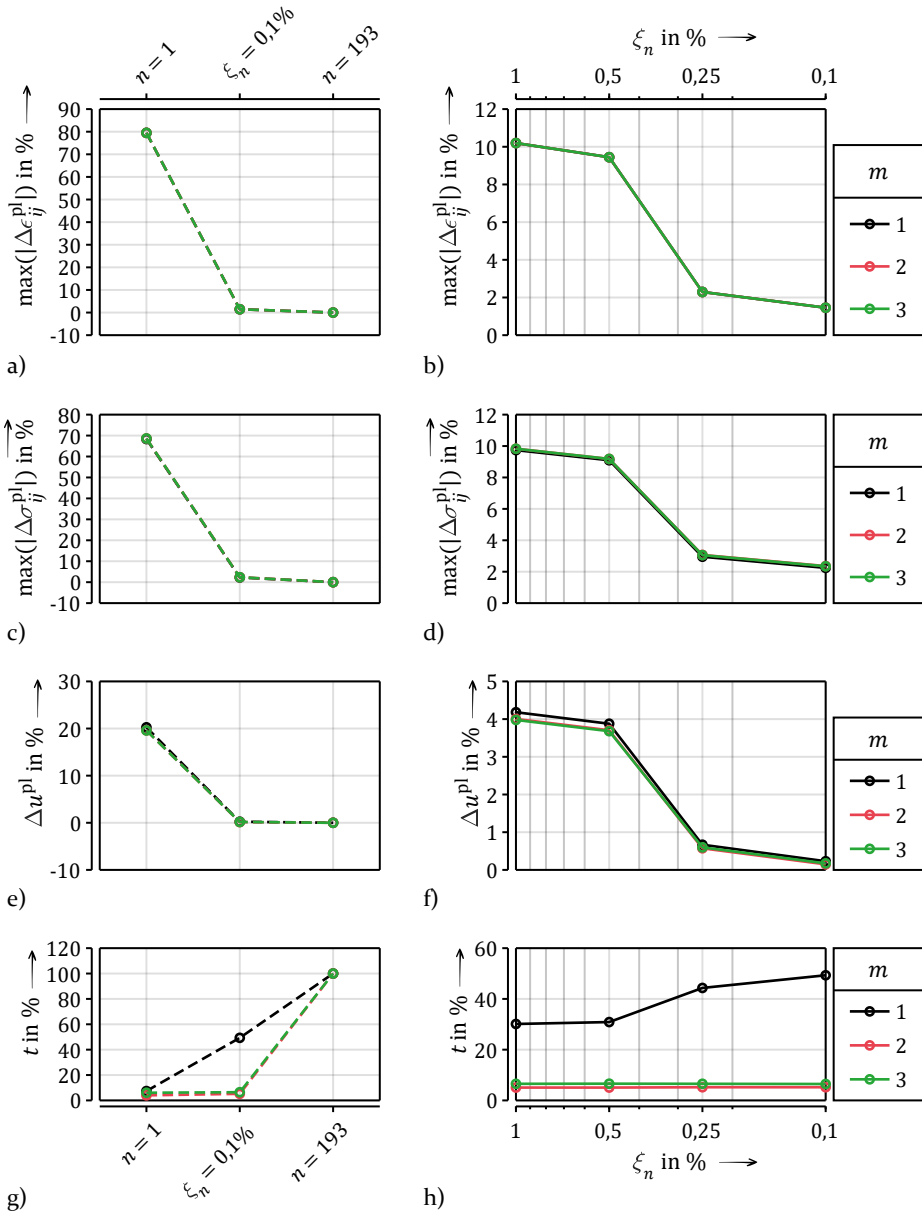


Bild A5: Validierungsmodell Kugel-IR 108 % Schmiegun für die ersten drei Überrollungen  $m = 1, 2, 3$ : Größen, in Abhängigkeit von der Konvergenztoleranz  $\xi_n$ , für den Ersteindruck ( $n = 1$ ) und die herkömmliche, transiente Simulation ( $n = 193$ ). Alle Größen sind als prozentuale Abweichungen in Bezug auf das Ergebnis der herkömmlichen, transienten Simulation dargestellt. Für jede Überrollung ist jeweils nur die maximale Abweichung des Tensors dargestellt.

## Ableich SAM und FEM mit HERTZ

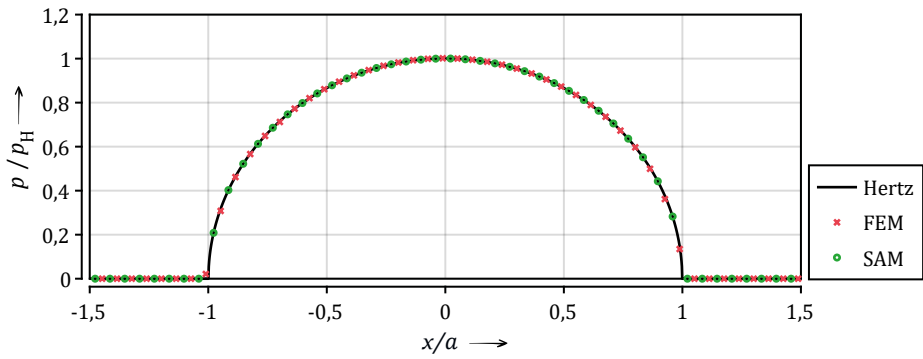


Bild A6: Benchmark der Pressungsverteilung  $p$  zwischen FEM, SAM und der analytischen Lösung für den elastischen HERTZschen Punktkontakt.

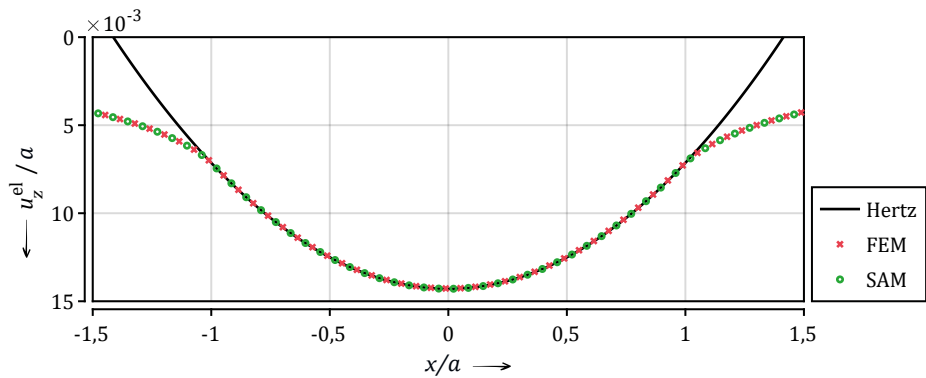


Bild A7: Benchmark der elastischen Deformation  $u_z^{el}$  zwischen FEM, SAM und der analytischen Lösung für den elastischen HERTZschen Punktkontakt.

## Studie zur Netzdichte

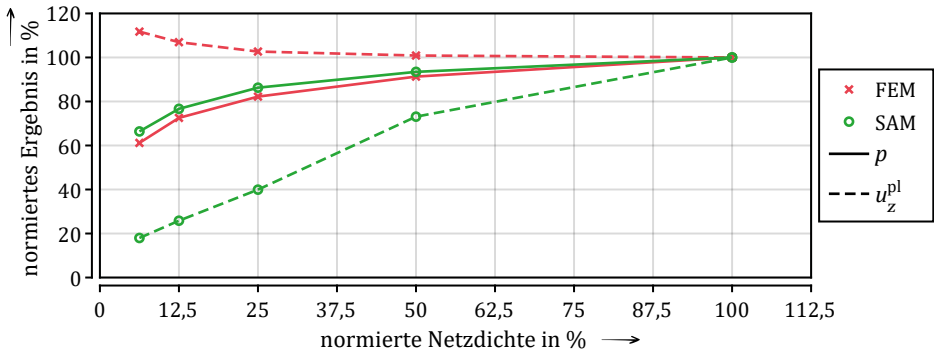


Bild A8: Ergebnis der Studie zur Netzdichte für FEM und SAM, anhand der Kantenpressung  $p_K$  und der plastischen Deformation  $u_z^{pl}$ , für einen Freistichwinkel von  $\alpha = 3^\circ$ .

## Literaturverzeichnis

- [1] *DIN ISO 281: 2010-10: Wälzlager - Dynamische Tragzahlen und nominelle Lebensdauer*. Berlin: Beuth Verlag.
- [2] *DIN 26281: 2010-11: Wälzlager - Dynamische Tragzahlen und nominelle Lebensdauer-Berechnung der modifizierten nominellen Referenz-Lebensdauer für Wälzlager*. Berlin: Beuth Verlag.
- [3] *ISO/TS 16281: 2008-06: Rolling bearings - Methods for calculating the modified reference rating life for universally loaded bearings*. Berlin: Beuth Verlag.
- [4] Hertz, H. „Über die Berührung fester elastischer Körper“. *Journal für die reine und angewandte Mathematik* 92 (1882), S. 156–171.
- [5] Reusner, H. „Druckflächenbelastung und Oberflächenverschiebung im Wälzkontakt von Rotationskörpern“. Dissertation. Karlsruhe: TH Karlsruhe, 1977.
- [6] de Mul, J. M.; Kalker, J. J. und Fredriksson, B. „The Contact Between Arbitrarily Curved Bodies of Finite Dimensions“. *Journal of Tribology* 108.1 (1986), S. 140–148.
- [7] Wunsch, F. *Wörterbuch Maschinenbau und Tribologie: Deutsch - Englisch / Englisch - Deutsch / German - English / English - German*. VDI-Buch. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2004.
- [8] Lundberg, G. und Palmgren, A. „Dynamic Capacity of Rolling Bearings“. *Acta Polytechnica Mechanical Engineering Series* Vol. 1.3 (1947).
- [9] Ioannides, E.; Bergling, G. und Gabelli, A. „An analytical formulation for the life of rolling bearings“. *Acta polytechnica Scandinavica Mechanical engineering series* 137 (1999).
- [10] Sadeghi, F.; Jalalahmadi, B.; Slack, T. S.; Raje, N. und Arakere, N. K. „A Review of Rolling Contact Fatigue“. *Journal of Tribology* 131.4 (2009).
- [11] Tallian, T. E. *Failure atlas for Hertz contact machine elements*. 2. Ed. New York: ASME Press, 1999.
- [12] Schaeffler Technologies AG & Co. KG, Hrsg. *Wälzlagerschäden: Schadenserkennung und Begutachtung gelaufener Wälzlager. (WL 82 102/2 D-D)*. Schweinfurt, 2013.
- [13] SKF Group, Hrsg. *Bearing damage and failure analysis. (PUB BU/I3 14219/2 EN)*. 2017.
- [14] Krynke, M. und Mielczarek, K. „Damage Risk of the Raceway Edge Arise in Four-Point Slewing Bearing“. *System Safety: Human - Technical Facility - Environment* 1.1 (2019), S. 632–638.

- [15] Loriemi, A.; Jacobs, G.; Bosse, D. und Zweiffel, M. „Improvement of the pitch bearing load distribution by shape-optimized stiffening plates“. *Journal of Physics: Conference Series* 1618.5 (2020), S. 052025.
- [16] Leupold, S.; Schelenz, R. und Jacobs, G. „Investigation of the individual load distribution of a blade bearing test rig by means of finite element simulation“. *Journal of Physics: Conference Series* 1618.5 (2020), S. 052056.
- [17] Schwack, F.; Stammler, M.; Flory, H. und Poll, G. *Free Contact Angles in Pitch Bearings and their Impact on Contact and Stress Conditions*. Wind Europe Conference (2016), 27.-29.09.2016. Hamburg, Deutschland.
- [18] Büscher, M. *Contact Analysis of Wind Turbine Blade Bearings by Means of Finite Element Method and Alternative Slicing Technique*. Bearing World (2022), 06.07.2022. Würzburg, Deutschland.
- [19] Johnson, K. L. *Contact Mechanics*. Cambridge Cambridgeshire: Cambridge University Press, 2012.
- [20] Popov, V. L. *Handbuch der Kontaktmechanik: Exakte Lösungen axial-symmetrischer Kontaktprobleme*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2018.
- [21] Kapoor, A. und Johnson, K. L. „Effect of changes in contact geometry on shakedown of surfaces in rolling/sliding contact“. *International Journal of Mechanical Sciences* 34.3 (1992), S. 223–239.
- [22] Mayeur, C.; Sainsot, P. und Flamand, L. „A Numerical Elastoplastic Model for Rough Contact“. *Journal of Tribology* 117.3 (1995), S. 422–429.
- [23] Pham, P. T. „Upper Bound Limit and Shakedown Analysis of Elastic-Plastic Bounded Linearly Kinematic Hardening Structures“. Dissertation. Aachen: RWTH Aachen, 2011.
- [24] Jacq, C.; Nélias, D.; Lormand, G. und Girodin, D. „Development of a Three-Dimensional Semi-Analytical Elastic-Plastic Contact Code“. *Journal of Tribology* 124.4 (2002), S. 653–667.
- [25] Chaise, T. und Nélias, D. „Contact Pressure and Residual Strain in 3D Elasto-Plastic Rolling Contact for a Circular or Elliptical Point Contact“. *Journal of Tribology* 133.4 (2011).
- [26] Bhargava, V.; Hahn, G. T. und Rubin, C. A. „An Elastic-Plastic Finite Element Model of Rolling Contact, Part 1: Analysis of Single Contacts“. *Journal of Applied Mechanics* 52.1 (1985), S. 67–74.

- [27] Bhargava, V.; Hahn, G. T. und Rubin, C. A. „An Elastic-Plastic Finite Element Model of Rolling Contact, Part 2: Analysis of Repeated Contacts“. *Journal of Applied Mechanics* 52.1 (1985), S. 75–82.
- [28] Hetényi, M. „A General Solution for the Elastic Quarter Space“. *Journal of Applied Mechanics* 37.1 (1970), S. 70–76.
- [29] Guo, L.; Zhang, Z. M.; Wang, W. und Wong, P. L. „An explicit matrix algorithm for solving three-dimensional elastic wedge under surface loads“. *International Journal of Solids and Structures* 128 (2017), S. 231–242.
- [30] Guo, L.; Zhang, Z. M.; Wang, W.; Zhao, Y. und Wong, P. L. „An explicit solution to a three-dimensional wedge problem considering two edges effect“. *Friction* 8.2 (2020), S. 370–383.
- [31] Crețu, S. und Benchea, M. I. „An Elastic-Plastic Analysis of Profile Evolution in Cylindrical Roller Bearings“. *Proceedings of the ASME 11th Biennial Conference on Engineering Systems Design and Analysis (2012)*. New York, USA, 2012, S. 565–574.
- [32] Schaeffler Technologies AG & Co. KG, Hrsg. *Bearinx: Lagerauslegung auf hohem Niveau. (pbb\_de\_de)*. 2021.
- [33] Hooke, R. *Lectures de potentia restitutiva or of spring explaining the power of springing bodies*. London: Printed for John Martyn Printer to the Royal Society, 1678.
- [34] von Mises, R. „Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand“. *Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse* (1913), S. 582–592.
- [35] Tresca, H. E. *Mémoire sur l'écoulement des corps solides*. Paris: Imprimerie impériale, 1869.
- [36] Coulomb, C. A. „Essai sur une application des regles de maximis et minimis quelques problemes de statique, relatits a l'architecture.“ *Memoires de Mathematique de l'Academie Royale de Science* 7 (1776), S. 343–387.
- [37] Drucker, D. C. und Prager, W. „Soil mechanics and plastic analysis or limit design“. *Quarterly of Applied Mathematics* 10.2 (1952), S. 157–165.
- [38] Chen, W.-F. *Plasticity for Structural Engineers*. Chicago: J. Ross Publishing, 2007.
- [39] Lemaitre, J. und Chaboche, J.-L. *Mechanics of solid materials*. Cambridge: Cambridge University Press, 2012.

- [40] Yu, M.-h. „Advances in strength theories for materials under complex stress state in the 20th Century“. *Applied Mechanics Reviews* 55.3 (2002), S. 169–218.
- [41] Chaboche, J.-L. „On some modifications of kinematic hardening to improve the description of ratchetting effects“. *International Journal of Plasticity* 7.7 (1991), S. 661–678.
- [42] Bauschinger, J. „Über die Veränderung der Elastizitätsgrenze und der Festigkeit des Eisens und Stahls durch Strecken und Quetschen, durch Erwärmen und Abkühlen und durch oftmals wiederholte Beanspruchung“. *Mitteilungen des mechanisch-technischen Laboratoriums der Königlich Technischen Hochschule München* 13.1 (1886).
- [43] Ramberg, W. und Osgood, W. R. *Description of Stress-Strain Curves by Three Parameters. (Technical Note 902)*. National Advisory Committee for Aeronautics. Washington DC, 1943.
- [44] Swift, H. W. „Plastic instability under plane stress“. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 1.1 (1952), S. 1–18.
- [45] *DIN EN ISO 683-17: 2015-02: Für eine Wärmebehandlung bestimmte Stähle, legierte Stähle und Automatenstähle – Teil 17: Wälzlagerstähle*. Berlin: Beuth Verlag.
- [46] Nélias, D.; Antaluca, E. und Boucly, V. „Rolling of an Elastic Ellipsoid Upon an Elastic-Plastic Flat“. *Journal of Tribology* 129.4 (2007), S. 791–800.
- [47] Hill, R. *The mathematical theory of plasticity*. Bd. 11. Oxford classic texts in the physical sciences. Oxford: Clarendon Press, 1998.
- [48] Dunne, F. und Petrinic, N. *Introduction to computational plasticity*. Oxford: Oxford Univ. Press, 2005.
- [49] Mang, H. A. und Hofstetter, G. *Festigkeitslehre*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2018.
- [50] Kapoor, A. und Johnson, K. L. „Plastic ratchetting as a mechanism of metallic wear“. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A: Mathematical and Physical Sciences* 445.1924 (1994), S. 367–384.
- [51] Johnson, K. L. „The Strength of Surfaces in Rolling Contact“. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Mechanical Engineering Science* 203.3 (1989), S. 151–163.
- [52] Bower, A. F. und Johnson, K. L. „The influence of strain hardening on cumulative plastic deformation in rolling and sliding line contact“. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 37.4 (1989), S. 471–493.

- [53] Kapoor, A. „Geometry changes and crack initiation in rolling and sliding contacts.“ Dissertation. Cambridge: Cambridge University, 1987.
- [54] Weichert, D. und Ponter, A. „A Historical View on Shakedown Theory“. *The History of Theoretical, Material and Computational Mechanics - Mathematics Meets Mechanics and Engineering*. Hrsg. von Stein, E. Bd. 1. Lecture Notes in Applied Mathematics and Mechanics. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2014, S. 169–193.
- [55] Boussinesq, J. *Application des potentiels à l'étude de l'équilibre et du mouvement des solides élastiques*. Paris: Gauthier-Villars, 1885.
- [56] Galin, L. A. *Contact Problems in the Theory of Elasticity: Gostekhizdat, Moscow-Leningrad: (English translation by H. Moss, edited by I. N. Sneddon, North Carolina State College, Departments of Mathematics and Engineering Research, NSF Grant No. G16447, 1961)*. 1953.
- [57] Gladwell, G. M. L. *Contact problems in the classical theory of elasticity*. Monographs and textbooks on mechanics of solids and fluids. Alphen aan den Rijn: Sijthoff & Noordhoff, 1980.
- [58] Roda-Casanova, V. und Sanchez-Marin, F. „Adaptive Mesh Refinement Strategy for the Semi-Analytical Solution of Frictionless Elastic Contact Problems“. *Contact and Fracture Mechanics*. Hrsg. von Darji, P. H. und Darji, V. P. IntechOpen, 2018.
- [59] Cerruti, V. *Ricerche intorno all'equilibrio de'corpi elastici isotropi*. Nineteenth Century Collections Online (NCCO). Roma: Salviucci, 1882.
- [60] Mundt, R. *Über die Berührung fester elastischer Körper: Eine allgemein verständliche Darstellung der Theorie von Heinrich Hertz*. Schweinfurt: Vereinigte Kugellager AG, 1950.
- [61] *Wälzlagerpraxis: Handbuch zur Gestaltung und Berechnung von Wälzlagerungen*. 5. aktualisierte Auflage. Antriebstechnik. Mainz: Vereinigte Fachverlage GmbH, 2019.
- [62] Popov, V. L., Hrsg. *Kontaktmechanik und Reibung*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2015.
- [63] Greenwood, J. A. „Analysis of elliptical Hertzian contacts“. *Tribology International* 30.3 (1997), S. 235–237.
- [64] Louapre, D. und Breder, K. „Hertzian Indentation Stress Field Equations“. *International Journal of Applied Ceramic Technology* 12.5 (2015), S. 1071–1079.
- [65] Schaeffler Technologies AG & Co. KG, Hrsg. *Schaeffler Technisches Taschenbuch*. Herzogenaurach, 2021.

- [66] Jacq, C. „Limite d'endurance et durée de vie en fatigue de roulement du  $32\text{CrMoV}_{13}$  nitruré en présence d'indentations“. Dissertation. Lyon: Institut national des sciences appliquées de Lyon, 2001.
- [67] Fulleringer, B. „Semi-analytical modeling of complex mechanical contacts : application to inclusions and wear of coated surfaces“. Dissertation. Lyon: Institut national des sciences appliquées de Lyon, 2011.
- [68] Hauer, F. „Die elasto-plastische Einglättung rauher Oberflächen und ihr Einfluss auf die Reibung in der Umformtechnik“. Dissertation. Erlangen: Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg (FAU), 2014.
- [69] Love, A. E. H. *A Treatise on the Mathematical Theory of Elasticity, Volume I*. Cambridge: University Press, 1892.
- [70] Love, A. E. H. „IX. The stress produced in a semi-infinite solid by pressure on part of the boundary“. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A* 659-669 (1929), S. 377-420.
- [71] Boucly, V. „Semi-analytical modeling of the transient thermal-elastic-plastic contact and its application to asperity collision, wear and running-in of surfaces“. Dissertation. Lyon: Institut national des sciences appliquées de Lyon, 2008.
- [72] Boucly, V.; Nélias, D.; Liu, S.; Wang, Q. J. und Keer, L. M. „Contact Analyses for Bodies With Frictional Heating and Plastic Behavior“. *Journal of Tribology* 127.2 (2005), S. 355-364.
- [73] Liu, S. und Wang, Q. „Transient Thermoelastic Stress Fields in a Half-Space“. *Journal of Tribology* 125.1 (2003), S. 33-43.
- [74] Antaluca, E.; Nélias, D. und Cretu, S. „A Three-Dimensional Friction Model for Elastic-Plastic Contact With Tangential Loading: Application to Dented Surfaces“. *Proceedings of TRIB2004 ASME/STLE International Joint Tribology Conference*. ASME, 2004, S. 1-8.
- [75] Kalker, J. J. „Variational Principles of Contact Elastostatics“. *IMA Journal of Applied Mathematics* 20.2 (1977), S. 199-219.
- [76] Kalker, J. J. und van Randen, Y. „A minimum principle for frictionless elastic contact with application to non-Hertzian half-space contact problems“. *Journal of Engineering Mathematics* 6.2 (1972), S. 193-206.
- [77] Polonsky, I. A. und Keer, L. M. „A numerical method for solving rough contact problems based on the multi-level multi-summation and conjugate gradient techniques“. *Wear* 231.2 (1999), S. 206-219.

- [78] Liu, S.; Wang, Q. und Liu, G. „A versatile method of discrete convolution and FFT (DC-FFT) for contact analyses“. *Wear* 243.1-2 (2000), S. 101–111.
- [79] Chiu, Y. P. „On the Stress Field and Surface Deformation in a Half Space With a Cuboidal Zone in Which Initial Strains Are Uniform“. *Journal of Applied Mechanics* 45.2 (1978), S. 302–306.
- [80] Chiu, Y. P. „On the Stress Field Due to Initial Strains in a Cuboid Surrounded by an Infinite Elastic Space“. *Journal of Applied Mechanics* 44.4 (1977), S. 587–590.
- [81] Zhou, K.; Chen, W. W.; Keer, L. M. und Wang, Q. J. „A fast method for solving three-dimensional arbitrarily shaped inclusions in a half space“. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 198.9-12 (2009), S. 885–892.
- [82] Spinu, S. und Gradinaru, D. „Elastic Fields due to Eigenstrains Part I: Inclusion in Infinite Space“. *Annals of the Oradea University: Fascicle Management and Technological Engineering* XIX.IX (2010), S. 1.185–1.191.
- [83] Spinu, S. und Gradinaru, D. „Elastic Fields due to Eigenstrains Part II: Inclusion in an Isotropic Half-Space“. *Annals of the Oradea University: Fascicle Management and Technological Engineering* XIX.IX (2010), S. 1.145–1.151.
- [84] Spinu, S.; Frunza, G. und Diaconescu, E. „Numerical Simulation of Elastic-Plastic Non-Conforming Contact: II“. *Numerical Simulations*. Hrsg. von Angermann, L. Rijeka: IntechOpen, 2011.
- [85] Liu, S. und Wang, Q. „Elastic Fields due to Eigenstrains in a Half-Space“. *Journal of Applied Mechanics* 72.6 (2005), S. 871–878.
- [86] Liu, S.; Jin, X.; Wang, Z.; Keer, L. M. und Wang, Q. „Analytical solution for elastic fields caused by eigenstrains in a half-space and numerical implementation based on FFT“. *International Journal of Plasticity* 35 (2012), S. 135–154.
- [87] Wang, Z.; Jin, X.; Zhou, Q.; Ai, X.; Keer, L. M. und Wang, Q. „An Efficient Numerical Method With a Parallel Computational Strategy for Solving Arbitrarily Shaped Inclusions in Elastoplastic Contact Problems“. *Journal of Tribology* 135.3 (2013).
- [88] Nélias, D.; Boucly, V. und Brunet, M. „Elastic-Plastic Contact Between Rough Surfaces: Proposal for a Wear or Running-In Model“. *Journal of Tribology* 128.2 (2006), S. 236–244.

- [89] Fotiu, P. A. und Nemat-Nasser, S. „A universal integration algorithm for rate-dependent elastoplasticity“. *Computers & Structures* 59.6 (1996), S. 1173–1184.
- [90] Boucly, V.; Nélias, D. und Green, I. „Modeling of the Rolling and Sliding Contact Between Two Asperities“. *Journal of Tribology* 129.2 (2007), S. 235–245.
- [91] Merwin, J. E. und Johnson, K. L. „An Analysis of Plastic Deformation in Rolling Contact“. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers* 177.1 (1963), S. 676–690.
- [92] Johnson, K. L. und Jefferis, J. A. „Plastic flow and residual stresses in rolling and sliding contact“. *Proc. Symp. on Fatigue in Rolling Contact, Inst. Mech. Eng., London* (1963). Bd. 177. 1963, S. 54–65.
- [93] Crook, A. W. „Simulated Gear-Tooth Contacts: Some Experiments upon Their Lubrication and Subsurface Deformations“. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers* 171.1 (1957), S. 187–214.
- [94] Hamilton, G. M. „Plastic Flow in Rollers Loaded above the Yield Point“. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers* 177.1 (1963), S. 667–675.
- [95] Hearle, A. D. und Johnson, K. L. „Cumulative Plastic Flow in Rolling and Sliding Line Contact“. *Journal of Applied Mechanics* 54.1 (1987), S. 1–7.
- [96] Bower, A. F. und Johnson, K. L. „Plastic flow and shakedown of the rail surface in repeated wheel-rail contact“. *Wear* 144.1-2 (1991), S. 1–18.
- [97] Bower, A. F. „Some aspects of plastic flow, residual stress and fatigue cracks due to rolling and sliding contact“. Dissertation. Cambridge: Emmanuel College, University of Cambridge, 1987.
- [98] Bower, A. F. „Cyclic hardening properties of hard-drawn copper and rail steel“. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 37.4 (1989), S. 455–470.
- [99] Yu, M.; Moran, B. und Keer, L. M. „A Direct Analysis of Two-Dimensional Elastic-Plastic Rolling Contact“. *Journal of Tribology* 115.2 (1993), S. 227–236.
- [100] Yu, C.-C.; Moran, B. und Keer, L. M. „A Simplified Direct Method for Cyclic Strain Calculation: Repeated Rolling/Sliding Contact on a Case-Hardened Half Plane“. *Journal of Tribology* 118.2 (1996), S. 329–334.
- [101] Zarka, J. und Casier, J. „Cyclic loading on an elastoplastic structure-practical rules“. *Mechanics today* 6 (1979), S. 93–198.

- [102] Zarka, J. *A new approach to inelastic analysis of structures*. Dordrecht und Boston: M. Nijhoff Publishers, 1990.
- [103] Yu, M.; Moran, B. und Keer, L. M. „A Direct Analysis of Three-Dimensional Elastic-Plastic Rolling Contact“. *Journal of Tribology* 117.2 (1995), S. 234–243.
- [104] Yu, C.-C.; Keer, L. M. und Moran, B. „Elastic-plastic rolling-sliding contact on a quarter space“. *Wear* 191.1-2 (1996), S. 219–225.
- [105] Jiang, Y. und Sehitoglu, H. „An Analytical Approach to Elastic-Plastic Stress Analysis of Rolling Contact“. *Journal of Tribology* 116.3 (1994), S. 577–587.
- [106] Jiang, Y. und Sehitoglu, H. „Rolling contact stress analysis with the application of a new plasticity model“. *Wear* 191.1-2 (1996), S. 35–44.
- [107] Jiang, Y. „Cyclic plasticity with an emphasis on ratchetting“. Dissertation. Illinois: University of Illinois at Urbana-Champaign, 1993.
- [108] Jiang, Y. und Sehitoglu, H. „Cyclic ratchetting of 1070 steel under multiaxial stress states“. *International Journal of Plasticity* 10.5 (1994), S. 579–608.
- [109] Jiang, Y. und Sehitoglu, H. „Multiaxial cyclic ratchetting under multiple step loading“. *International Journal of Plasticity* 10.8 (1994), S. 849–870.
- [110] Jiang, Y. und Sehitoglu, H. „Modeling of Cyclic Ratchetting Plasticity, Part I: Development of Constitutive Relations“. *Journal of Applied Mechanics* 63.3 (1996), S. 720–725.
- [111] Jiang, Y. und Sehitoglu, H. „Modeling of Cyclic Ratchetting Plasticity, Part II: Comparison of Model Simulations With Experiments“. *Journal of Applied Mechanics* 63.3 (1996), S. 726–733.
- [112] Dang Van, K. und Maitournam, M. H. „Steady-state flow in classical elastoplasticity: Applications to repeated rolling and sliding contact“. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 41.11 (1993), S. 1691–1710.
- [113] Dang Van, K.; Maitournam, M. H. und Prasil, B. „Elastoplastic analysis of repeated moving contact application to railways damage phenomena“. *Wear* 196.1-2 (1996), S. 77–81.
- [114] Dang Van, K. und Maitournam, M. H. „On some recent trends in modelling of contact fatigue and wear in rail“. *Wear* 253.1-2 (2002), S. 219–227.
- [115] Dang Van, K. und Maitournam, M. H. „Rolling contact in railways: modelling, simulation and damage prediction“. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 26.10 (2003), S. 939–948.

- [116] Ham, G.; Rubin, C. A.; Hahn, G. T. und Bhargava, V. „Elasto-Plastic Finite Element Analysis of Repeated, Two-Dimensional Rolling-Sliding Contacts“. *Journal of Tribology* 110.1 (1988), S. 44–49.
- [117] Hahn, G. T.; Bhargava, V.; Rubin, C. A.; Chen, Q. und Kim, K. „Analysis of the Rolling Contact Residual Stresses and Cyclic Plastic Deformation of SAE 52100 Steel Ball Bearings“. *Journal of Tribology* 109.4 (1987), S. 618–626.
- [118] Bhargava, V.; Hahn, G. T. und Rubin, C. A. „Analysis of rolling contact with kinematic hardening for rail steel properties“. *Wear* 122.3 (1988), S. 267–283.
- [119] Ham, G. L.; Hahn, G. T.; Rubin, C. A. und Bhargava, V. „Finite Element Analysis of the Influence of Kinematic Hardening in Two-Dimensional, Repeated, Rolling-Sliding Contact“. *Tribology Transactions* 32.3 (1989), S. 311–316.
- [120] Kumar, A. M.; Hahn, G. T.; Bhargava, V. und Rubin, C. A. „Elasto-Plastic Finite Element Analyses of Two-Dimensional Rolling and Sliding Contact Deformation of Bearing Steel“. *Journal of Tribology* 111.2 (1989), S. 309–314.
- [121] Howell, M.; Hahn, G. T.; Rubin, C. A. und McDowell, D. L. „Finite Element Analysis of Rolling Contact for Nonlinear Kinematic Hardening Bearing Steel“. *Journal of Tribology* 117.4 (1995), S. 729–736.
- [122] Johnson, K. L. „Plastic Flow, Residual Stresses and Shakedown in Rolling Contact“. *Contact mechanics and wear of rail/wheel systems II*. Waterloo: Univ. of Waterloo Press, 1987.
- [123] Kulkarni, S. M.; Hahn, G. T.; Rubin, C. A. und Bhargava, V. „Elasto-plastic Finite Element Analysis of Three-Dimensional, Pure Rolling Contact at the Shakedown Limit“. *Journal of Applied Mechanics* 57.1 (1990), S. 57–65.
- [124] Kulkarni, S. M.; Hahn, G. T.; Rubin, C. A. und Bhargava, V. „Elasto-Plastic Finite Element Analysis of Three-Dimensional Pure Rolling Contact Above the Shakedown Limit“. *Journal of Applied Mechanics* 58.2 (1991), S. 347–353.
- [125] Kulkarni, S. M.; Hahn, G. T.; Rubin, C. A. und Bhargava, V. „Elasto-Plastic Finite Element Analysis of Repeated Three-Dimensional, Elliptical Rolling Contact With Rail Wheel Properties“. *Journal of Tribology* 113.3 (1991), S. 434–441.
- [126] Jiang, Y.; Xu, B. und Sehitoglu, H. „Three-Dimensional Elastic-Plastic Stress Analysis of Rolling Contact“. *Journal of Tribology* 124.4 (2002), S. 699–708.

- [127] Ohno, N. und Wang, J.-D. „Kinematic hardening rules for simulation of ratchetting behavior“. *European journal of mechanics. A. Solids* 13.4 (1994), S. 519–531.
- [128] Boucly, V.; Nélias, D. und Green, I. „Modeling of the Rolling and Sliding Contact Between Two Asperities: Part I — Numerical Methodology“. *Proceedings of IJTC2006 STLE/ASME International Joint Tribology Conference*. ASME, 2006, S. 739–746.
- [129] Boucly, V.; Nélias, D. und Green, I. „Modeling of the Rolling and Sliding Contact Between Two Asperities: Part II — Hemispherical Sliding Contact“. *Proceedings of IJTC2006 STLE/ASME International Joint Tribology Conference*. ASME, 2006, S. 1391–1397.
- [130] Nélias, D.; Antaluca, E.; Boucly, V. und Cretu, S. „A Three-Dimensional Semianalytical Model for Elastic-Plastic Sliding Contacts“. *Journal of Tribology* 129.4 (2007), S. 761–771.
- [131] Chen, W. W.; Wang, Q. J.; Wang, F.; Keer, L. M. und Cao, J. „Three-Dimensional Repeated Elasto-Plastic Point Contacts, Rolling, and Sliding“. *Journal of Applied Mechanics* 75.2 (2008).
- [132] Pletz, M.; Meyer, K. A.; Künstner, D.; Scheriau, S. und Daves, W. „Cyclic plastic deformation of rails in rolling/sliding contact –quasistatic FE calculations using different plasticity models“. *Wear* 436-437 (2019), S. 202992.
- [133] Pletz, M.; Daves, W.; Yao, W.; Kubin, W. und Scheriau, S. „Multi-scale finite element modeling to describe rolling contact fatigue in a wheel–rail test rig“. *Tribology International* 80 (2014), S. 147–155.
- [134] Daves, W.; Kubin, W.; Scheriau, S. und Pletz, M. „A finite element model to simulate the physical mechanisms of wear and crack initiation in wheel/rail contact“. *Wear* 366-367 (2016), S. 78–83.
- [135] Meyer, K. A.; Skrypnik, R. und Pletz, M. „Efficient 3d finite element modeling of cyclic elasto-plastic rolling contact“. *Tribology International* 161 (2021), S. 107053.
- [136] Slack, T. und Sadeghi, F. „Explicit finite element modeling of subsurface initiated spalling in rolling contacts“. *Tribology International* 43.9 (2010), S. 1693–1702.
- [137] Jalalahmadi, B. und Sadeghi, F. „A Voronoi FE Fatigue Damage Model for Life Scatter in Rolling Contacts“. *Journal of Tribology* 132.2 (2010).
- [138] Warhadpande, A.; Sadeghi, F.; Kotzalas, M. N. und Doll, G. „Effects of plasticity on subsurface initiated spalling in rolling contact fatigue“. *International Journal of Fatigue* 36.1 (2012), S. 80–95.

- [139] Bomidi, J. A. R.; Weinzapfel, N.; Sadeghi, F.; Liebel, A. und Weber, J. „An Improved Approach for 3D Rolling Contact Fatigue Simulations with Microstructure Topology“. *Tribology Transactions* 56.3 (2013), S. 385–399.
- [140] Weinzapfel, N. und Sadeghi, F. „Numerical modeling of sub-surface initiated spalling in rolling contacts“. *Tribology International* 59 (2013), S. 210–221.
- [141] Bomidi, J. A. R. und Sadeghi, F. „Three-Dimensional Finite Element Elastic–Plastic Model for Subsurface Initiated Spalling in Rolling Contacts“. *Journal of Tribology* 136.1 (2014).
- [142] Sainsot, P.; Jacq, C. und Nélias, D. „A Numerical Model for Elastoplastic Rough Contact“. *CMES-Computer Modeling in Engineering & Sciences* 3.4 (2002), S. 497–506.
- [143] Reusner, H. „The logarithmic roller profile-the key to superior performance of cylindrical and taper roller bearings“. *Ball Bearing Journal* 230 (1987), S. 2–10.
- [144] Lundberg, G. „Elastic contact between two semi-infinite bodies“. *Forschung auf den Gebiete des Ingenieurwesen* 5 (1939), S. 201–211.
- [145] Park, T.-J. und Kim, K.-W. „Elastohydrodynamic lubrication of a finite line contact“. *Wear* 223.1-2 (1998), S. 102–109.
- [146] Kushwaha, M.; Rahnejat, H. und Gohar, R. „Aligned and misaligned contacts of rollers to races in elastohydrodynamic finite line conjunctions“. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science* 216.11 (2002), S. 1051–1070.
- [147] Zhu, D.; Wang, J.; Ren, N. und Wang, Q. J. „Mixed Elastohydrodynamic Lubrication in Finite Roller Contacts Involving Realistic Geometry and Surface Roughness“. *Journal of Tribology* 134.1 (2012).
- [148] Cui, L. und He, Y. „A new logarithmic profile model and optimization design of cylindrical roller bearing“. *Industrial Lubrication and Tribology* 67.5 (2015), S. 498–508.
- [149] Liu, X.; Bai, X.; Cui, J. und Yang, P. „Thermal elastohydrodynamic lubrication analysis for tilted and skewed rollers in cylindrical roller bearings“. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology* 230.4 (2016), S. 428–441.
- [150] Zhang, Y.; Cao, H.; Kovalev, A. und Meng, Y. „Numerical Running-In Method for Modifying Cylindrical Roller Profile Under Mixed Lubrication of Finite Line Contacts“. *Journal of Tribology* 141.4 (2019).

- [151] Chen, H.; Wang, W.; Liang, H. und Zhang, H. „Elastohydrodynamic lubrication analysis of tapered roller bearing considering effect of free ends“. *Tribology International* 180 (2023), S. 108304.
- [152] Johns, P. M. und Gohar, R. „Roller bearings under radial and eccentric loads“. *Tribology International* 14.3 (1981), S. 131–136.
- [153] Hoepfich, M. R. „Numerical Procedure for Designing Rolling Element Contact Geometry as a Function of Load Cycle“. *36th Annual Earthmoving Industry Conference (1985)*. SAE International, 1985.
- [154] Kamamoto, S.; Fujimoto, K. und Yamamoto, T. „Research on crowning profile to obtain the maximum load carrying capacity for roller bearings“. *KOYO Engineering Journal* 159 (2001), S. 44–51.
- [155] Kumar, K. S.; Tiwari, R. und Prasad, P. V. V. N. „An Optimum Design of Crowned Cylindrical Roller Bearings Using Genetic Algorithms“. *Journal of Mechanical Design* 131.5 (2009).
- [156] Brown, J. J.; Mao, K. und Parkin-Moore, D. „3-D Numerical Analysis Investigating Distribution of Contact Pressures for a Number of Cylindrical Bearing Axial Profiles When Placed Under Radial Load Conditions“. *SAE World Congress & Exhibition (2009)*. SAE Technical Paper Series. Warrendale, PA, United States: SAE International, 2009.
- [157] Fujiwara, H.; Kobayashi, T.; Kawase, T. und Yamauchi, K. „Optimized Logarithmic Roller Crowning Design of Cylindrical Roller Bearings and Its Experimental Demonstration“. *Tribology Transactions* 53.6 (2010), S. 909–916.
- [158] Wu, Z.-H.; Xu, Y.; Deng, S. und Liu, K. „Study on logarithmic crowning of cylindrical roller profile considering angular misalignment“. *Journal of Mechanical Science and Technology* 34.5 (2020), S. 2111–2120.
- [159] Wu, Z.-H.; Xu, Y. und Liu, K. „Study on Logarithmic Crowning of Tapered Roller Profile Considering Angular Misalignment“. *Journal of Tribology* 142.11 (2020).
- [160] Crețu, S. „Initial plastic deformation of cylindrical roller generatrix - stress distribution analysis and fatigue life tests“. *Acta Tribologica* 4.1-2 (1996), S. 1–6.
- [161] Crețu, S.; Antalucă, E. und Crețu, O. *The Study of Non-Hertzian Concentrated Contacts by a GC-DFFT Technique*. National Tribology Conference – ROTRIB (2003), 24.–26.09.2003. Galati, Rumänien.
- [162] Crețu, S. „Improvement of Rolling Contact Fatigue Life by a Preliminary Loading in Elastic-Plastic Domain“. *Proceedings of the 9th Biennial ASME Conference on Engineering Systems Design and Analysis*. ASME, 2008, S. 11–21.

- [163] Benchea, M.; Iovan Dragomir, A. und Crețu, S. „Misalignment Effects in Cylindrical Roller Bearings“. *Applied Mechanics and Materials* 658 (2014), S. 277–282.
- [164] Crețu, S. und Benchea, M. *An Elastic-Plastic Approach on Misalignment Effects in Cylindrical Roller Bearings*. World Tribology Congress (2013), 08.-13.09.2013. Torino, Italien.
- [165] Crețu, S.; Benchea, M. und Iovan-Dragomir, A. „On basic reference rating life of cylindrical roller bearings. Part 1. Elastic analysis“. *Journal of the Balkan Tribological Association Vol 21.4* (2015), S. 820–830.
- [166] Crețu, S.; Benchea, M. und Iovan-Dragomir, A. „On basic reference rating life of cylindrical roller bearings. Part II-Elastic-Plastic Analysis“. *J. Balk. Tribol. Assoc.* 22 (2016), S. 272–280.
- [167] Cretu, S. S.; Benchea, M. I. und Cretu, O. S. „Compressive Residual Stresses Effect on Fatigue Life of Rolling Bearings“. *Proceedings of IMECE2007 ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition*. ASMEDC, 2007, S. 485–490.
- [168] Crețu, S. „Cylindrical roller bearings with profiled contacting surfaces“. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 174 (2017), S. 012001.
- [169] Hetényi, M. „A Method of Solution for the Elastic Quarter-Plane“. *Journal of Applied Mechanics* 27.2 (1960), S. 289–296.
- [170] Sneddon, I. N. *Fourier Transform Solutions of Quarter-Plane Problems in Elasticity*. (File PSR-99/6). Hrsg. von Applied Mathematics Research Group. 1971.
- [171] Keer, L. M.; Lee, J. C. und Mura, T. „Hetényi’s elastic quarter space problem revisited“. *International Journal of Solids and Structures* 19.6 (1983), S. 497–508.
- [172] Hanson, M. T. und Keer, L. M. „STRESS ANALYSIS AND CONTACT PROBLEMS FOR AN ELASTIC QUARTER-PLANE“. *The Quarterly Journal of Mechanics and Applied Mathematics* 42.3 (1989), S. 364–383.
- [173] Hanson, M. T. und Keer, L. M. „A SIMPLIFIED ANALYSIS FOR AN ELASTIC QUARTER-SPACE“. *The Quarterly Journal of Mechanics and Applied Mathematics* 43.4 (1990), S. 561–587.
- [174] Yu, C.-C. und Keer, L. M. „Edge effect on elastic-plastic rolling/sliding contacts“. *Computational Mechanics* 18.4 (1996), S. 259–268.

- [175] Yu, C.-C.; Keer, L. M. und Steele, R. K. „Three-Dimensional Residual Stress Effects on the Fatigue Crack Initiation in Rails“. *Journal of Tribology* 119.4 (1997), S. 660–666.
- [176] Guilbault, R. „A fast correction for traction-free surface of elastic quarter-space“. *WIT Transactions on Engineering Sciences* 66 (2010), S. 37–48.
- [177] Guilbault, R. „A Fast Correction for Elastic Quarter-Space Applied to 3D Modeling of Edge Contact Problems“. *Journal of Tribology* 133.3 (2011).
- [178] Najjari, M. und Guilbault, R. „Modeling the edge contact effect of finite contact lines on subsurface stresses“. *Tribology International* 77 (2014), S. 78–85.
- [179] Zhang, Z. M.; Wang, W. und Wong, P. L. „An explicit solution for the elastic quarter-space problem in matrix formulation“. *International Journal of Solids and Structures* 50.6 (2013), S. 976–980.
- [180] Wang, W.; Wong, P. L. und Zhang, Z. M. „Side Edge Effect on Elastic Contact Stress and Deformation“. *Proceedings of International Conference on Advances in Tribology and Engineering Systems*. Hrsg. von Patel, H. C.; Deheri, G.; Patel, H. S. und Mehta, S. M. Lecture Notes in Mechanical Engineering. New Delhi: Springer India, 2014, S. 375–380.
- [181] Wang, W.; Guo, L.; Wong, P. L. und Zhang, Z. M. „Surface normal deformation in elastic quarter-space“. *Tribology International* 114 (2017), S. 358–364.
- [182] Zhang, H.; Wang, W.; Zhang, S. und Zhao, Z. „Modeling of Finite-Length Line Contact Problem With Consideration of Two Free-End Surfaces“. *Journal of Tribology* 138.2 (2016).
- [183] Zhang, H.; Wang, W.; Zhang, S. und Zhao, Z. „Modeling of elastic finite-length space rolling-sliding contact problem“. *Tribology International* 113 (2017), S. 224–237.
- [184] Zhang, H.; Wang, W.; Zhang, S. und Zhao, Z. „Elastohydrodynamic Lubrication Analysis of Finite Line Contact Problem With Consideration of Two Free End Surfaces“. *Journal of Tribology* 139.3 (2017).
- [185] Guo, L.; Wang, W.; Zhang, Z. M. und Wong, P. L. „Study on the free edge effect on finite line contact elastohydrodynamic lubrication“. *Tribology International* 116 (2017), S. 482–490.
- [186] Najjari, M. und Guilbault, R. „Edge contact effect on thermal elastohydrodynamic lubrication of finite contact lines“. *Tribology International* 71 (2014), S. 50–61.

- [187] Hanson, M. T. und Keer, L. M. „Analysis of edge effects on rail-wheel contact“. *Wear* 144.1-2 (1991), S. 39–55.
- [188] Hanson, M. T.; XU, Y. und Keer, L. M. „Stress Analysis for a Three-dimensional Incompressible Wedge Under Body Force or Surface Loading“. *The Quarterly Journal of Mechanics and Applied Mathematics* 47.1 (1994), S. 141–158.
- [189] Hanson, M. T. „Elastic Fields Resulting From Concentrated Loading on a Three-Dimensional Incompressible Wedge“. *Journal of Applied Mechanics* 62.3 (1995), S. 557–565.
- [190] Hanson, M. T. und Keer, L. M. „Mechanics of edge effects on frictionless contacts“. *International Journal of Solids and Structures* 32.3-4 (1995), S. 391–405.
- [191] Teutsch, R. „Kontaktmodelle und Strategien zur Simulation von Wälzlager und Wälzführungen“. Dissertation. Kaiserslautern: Technische Universität Kaiserslautern, 2005.
- [192] Bucaille, J. L.; Gauthier, C.; Felder, E. und Schirrer, R. „The influence of strain hardening of polymers on the piling-up phenomenon in scratch tests: Experiments and numerical modelling“. *Wear* 260.7-8 (2006), S. 803–814.
- [193] Flores, S. E.; Pontin, M. G. und Zok, F. W. „Scratching of Elastic/Plastic Materials With Hard Spherical Indenters“. *Journal of Applied Mechanics* 75.6 (2008).
- [194] van Breemen, L.; Govaert, L. E. und Meijer, H. „Scratching polycarbonate: A quantitative model“. *Wear* 274-275 (2012), S. 238–247.
- [195] Rieg, F. und Hackenschmidt, R. *Finite Elemente Analyse für Ingenieure: Eine leicht verständliche Einführung*. 3., vollst. überarb. Aufl. München und Wien: Hanser, 2009.
- [196] FVA GmbH, Hrsg. *FVA-Workbench: The Software Platform for Transmission Systems*. 2017.
- [197] Popinceanu, N. G.; Diaconescu, E. und Cretu, S. „Critical stresses in rolling contact fatigue“. *Wear* 71.3 (1981), S. 265–282.
- [198] Ioannides, E. und Harris, T. A. „A New Fatigue Life Model for Rolling Bearings“. *Journal of Tribology* 107.3 (1985), S. 367–377.
- [199] Eshelby, J. D. „The Determination of the Elastic Field of an Ellipsoidal Inclusion, and Related Problems“. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences* 241.1226 (1957), S. 376–396.

- [200] Chen, W. W.; Zhou, K.; Keer, L. M. und Wang, Q. J. „Modeling elasto-plastic indentation on layered materials using the equivalent inclusion method“. *International Journal of Solids and Structures* 47.20 (2010), S. 2841–2854.
- [201] Wang, Z.; Yu, H. und Wang, Q. „Analytical solutions for elastic fields caused by eigenstrains in two joined and perfectly bonded half-spaces and related problems“. *International Journal of Plasticity* 76 (2016), S. 1–28.
- [202] Wang, Z.; Jin, X.; Keer, L. M. und Wang, Q. „Numerical methods for contact between two joined quarter spaces and a rigid sphere“. *International Journal of Solids and Structures* 49.18 (2012), S. 2515–2527.
- [203] Meyer, K. A.; Skrypnik, R. und Pletz, M. *Abaqus rollover simulation*. 2021.

## Verzeichnis promotionsbezogener, eigener Publikationen

- [P1] Jüttner, M.; Tremmel, S.; Correns, M.; Koch, O. und Wartzack, S. *Ein Kommentar zum mehrachsigen Spannungszustand im reibungsfrei überrollten Kontakt elastischer Körper und zur Anwendung von Vergleichsspannungshypothesen*. 61. Tribologie-Fachtagung (2020), 28.–30.09.2020. Online-Tagung.
- [P2] Jüttner, M.; Tremmel, S.; Correns, M. und Wartzack, S. „Ein Kommentar zum mehrachsigen Spannungszustand im reibungsfrei überrollten Kontakt elastischer Körper und zur Anwendung von Vergleichsspannungshypothesen“. *Tribologie und Schmierungstechnik* 68.2 (2021).
- [P3] Jüttner, M.; Bartz, M.; Tremmel, S. und Wartzack, S. „On the Transient Effects at the Beginning of 3D Elastic-Plastic Rolling Contacts for a Circular Point Contact Considering Isotropic Hardening“. *Lubricants* 10.3 (2022), S. 47.
- [P4] Jüttner, M.; Wartzack, S.; Bartz, M.; Tremmel, S. und Correns, M. „Eine Näherungsmethode zur schnellen Simulation von mehrfach überrollten elasto-plastischen Kontakten in Wälzlagern“. 14. VDI-Fachtagung, *Gleit- und Wälzlagerungen 2021, Gestaltung – Berechnung – Einsatz* (Online-Tagung). VDI-Berichte 2378. Düsseldorf: VDI Verlag GmbH, 2021, S. 197–206.
- [P5] Jüttner, M.; Bartz, M.; Tremmel, S.; Correns, M. und Wartzack, S. „Edge Pressures Obtained Using FEM and Half-Space: A Study of Truncated Contact Ellipses“. *Lubricants* 10.6 (2022), S. 107.

## Verzeichnis promotionsbezogener, studentischer Arbeiten

- [S1] Weber, A. „Analyse von Effekten zu Beginn reibungsfreier Überrollungen unter elasto-plastischem Materialverhalten“. Masterarbeit. Erlangen: Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg (FAU), 2020.

# Reihenübersicht

Koordination der Reihe (Stand 2024):  
Geschäftsstelle Maschinenbau, Dr.-Ing. Oliver Kreis, [www.mb.fau.de/diss/](http://www.mb.fau.de/diss/)

Im Rahmen der Reihe sind bisher die nachfolgenden Bände erschienen.

Band 1 – 52  
Fertigungstechnik – Erlangen  
ISSN 1431-6226  
Carl Hanser Verlag, München

Band 53 – 307  
Fertigungstechnik – Erlangen  
ISSN 1431-6226  
Meisenbach Verlag, Bamberg

ab Band 308  
FAU Studien aus dem Maschinenbau  
ISSN 2625-9974  
FAU University Press, Erlangen

Die Zugehörigkeit zu den jeweiligen Lehrstühlen ist wie folgt gekennzeichnet:

Lehrstühle:

<b>FAPS</b>	Lehrstuhl für Fertigungsautomatisierung und Produktionssystematik
<b>FMT</b>	Lehrstuhl für Fertigungsmesstechnik
<b>KTmfk</b>	Lehrstuhl für Konstruktionstechnik
<b>LFT</b>	Lehrstuhl für Fertigungstechnologie
<b>LGT</b>	Lehrstuhl für Gießereitechnik
<b>LPT</b>	Lehrstuhl für Photonische Technologien
<b>REP</b>	Lehrstuhl für Ressourcen- und Energieeffiziente Produktionsmaschinen

**Band 1: Andreas Hemberger**

Innovationspotentiale in der rechnerintegrierten Produktion durch wissensbasierte Systeme  
FAPS, 208 Seiten, 107 Bilder. 1988.  
ISBN 3-446-15234-2.

**Band 2: Detlef Classe**

Beitrag zur Steigerung der Flexibilität automatisierter Montagesysteme durch Sensorintegration und erweiterte Steuerungskonzepte  
FAPS, 194 Seiten, 70 Bilder. 1988.  
ISBN 3-446-15529-5.

**Band 3: Friedrich-Wilhelm Nolting**

Projektierung von Montagesystemen  
FAPS, 201 Seiten, 107 Bilder, 1 Tab. 1989.  
ISBN 3-446-15541-4.

**Band 4: Karsten Schlüter**

Nutzungsgradsteigerung von Montagesystemen durch den Einsatz der Simulationstechnik  
FAPS, 177 Seiten, 97 Bilder. 1989.  
ISBN 3-446-15542-2.

**Band 5: Shir-Kuan Lin**

Aufbau von Modellen zur Lageregelung von Industrierobotern  
FAPS, 168 Seiten, 46 Bilder. 1989.  
ISBN 3-446-15546-5.

**Band 6: Rudolf Nuss**

Untersuchungen zur Bearbeitungsqualität im Fertigungssystem Laserstrahlschneiden  
LFT, 206 Seiten, 115 Bilder, 6 Tab. 1989.  
ISBN 3-446-15783-2.

**Band 7: Wolfgang Scholz**

Modell zur datenbankgestützten Planung automatisierter Montageanlagen  
FAPS, 194 Seiten, 89 Bilder. 1989.  
ISBN 3-446-15825-1.

**Band 8: Hans-Jürgen Wißmeier**

Beitrag zur Beurteilung des Bruchverhaltens von Hartmetall-Fließpreßmatrizen  
LFT, 179 Seiten, 99 Bilder, 9 Tab. 1989.  
ISBN 3-446-15921-5.

**Band 9: Rainer Eisele**

Konzeption und Wirtschaftlichkeit von Planungssystemen in der Produktion  
FAPS, 183 Seiten, 86 Bilder. 1990.  
ISBN 3-446-16107-4.

**Band 10: Rolf Pfeiffer**

Technologisch orientierte Montageplanung am Beispiel der Schraubtechnik  
FAPS, 216 Seiten, 102 Bilder, 16 Tab. 1990.  
ISBN 3-446-16161-9.

**Band 11: Herbert Fischer**

Verteilte Planungssysteme zur Flexibilitätssteigerung der rechnerintegrierten Teilefertigung  
FAPS, 201 Seiten, 82 Bilder. 1990.  
ISBN 3-446-16105-8.

**Band 12: Gerhard Kleineidam**

CAD/CAP: Rechnergestützte Montagefeinplanung  
FAPS, 203 Seiten, 107 Bilder. 1990.  
ISBN 3-446-16112-0.

**Band 13: Frank Vollertsen**

Pulvermetallurgische Verarbeitung eines übereutektoiden verschleißfesten Stahls  
LFT, XIII u. 217 Seiten, 67 Bilder, 34 Tab. 1990.  
ISBN 3-446-16133-3.

**Band 14: Stephan Biermann**

Untersuchungen zur Anlagen- und Prozeßdiagnostik für das Schneiden mit CO<sub>2</sub>-Hochleistungslasern  
LFT, VIII u. 170 Seiten, 93 Bilder, 4 Tab. 1991.  
ISBN 3-446-16269-0.

**Band 15: Uwe Geißler**

Material- und Datenfluß in einer flexiblen Blechbearbeitungszelle  
LFT, 124 Seiten, 41 Bilder, 7 Tab. 1991.  
ISBN 3-446-16358-1.

**Band 16: Frank Oswald Hake**

Entwicklung eines rechnergestützten Diagnosesystems für automatisierte Montagezellen  
FAPS, XIV u. 166 Seiten, 77 Bilder. 1991.  
ISBN 3-446-16428-6.

**Band 17: Herbert Reichel**

Optimierung der Werkzeugbereitstellung durch rechnergestützte Arbeitsfolgenbestimmung  
FAPS, 198 Seiten, 73 Bilder, 2 Tab. 1991.  
ISBN 3-446-16453-7.

**Band 18: Josef Scheller**

Modellierung und Einsatz von Softwaresystemen für rechnergeführte Montagezellen  
FAPS, 198 Seiten, 65 Bilder. 1991.  
ISBN 3-446-16454-5.

**Band 19: Arnold vom Ende**

Untersuchungen zum Biegeumformung mit elastischer Matrize  
LFT, 166 Seiten, 55 Bilder, 13 Tab. 1991.  
ISBN 3-446-16493-6.

**Band 20: Joachim Schmid**

Beitrag zum automatisierten Bearbeiten von Keramikguß mit Industrierobotern  
FAPS, XIV u. 176 Seiten, 111 Bilder, 6 Tab. 1991.  
ISBN 3-446-16560-6.

**Band 21: Egon Sommer**

Multiprozessorsteuerung für kooperierende Industrieroboter in Montagezellen  
FAPS, 188 Seiten, 102 Bilder. 1991.  
ISBN 3-446-17062-6.

**Band 22: Georg Geyer**

Entwicklung problemspezifischer Verfahrensketten in der Montage  
FAPS, 192 Seiten, 112 Bilder. 1991.  
ISBN 3-446-16552-5.

**Band 23: Rainer Flohr**

Beitrag zur optimalen Verbindungstechnik in der Oberflächenmontage (SMT)  
FAPS, 186 Seiten, 79 Bilder. 1991.  
ISBN 3-446-16568-1.

**Band 24: Alfons Rief**

Untersuchungen zur Verfahrensfolge Laserstrahlschneiden und -schweißen in der Rohkarosseriefertigung  
LFT, VI u. 145 Seiten, 58 Bilder, 5 Tab. 1991.  
ISBN 3-446-16593-2.

**Band 25: Christoph Thim**

Rechnerunterstützte Optimierung von Materialflußstrukturen in der Elektronikmontage durch Simulation  
FAPS, 188 Seiten, 74 Bilder. 1992.  
ISBN 3-446-17118-5.

**Band 26: Roland Müller**

CO<sub>2</sub>-Laserstrahlschneiden von kurzglasverstärkten Verbundwerkstoffen  
LFT, 141 Seiten, 107 Bilder, 4 Tab. 1992.  
ISBN 3-446-17104-5.

**Band 27: Günther Schäfer**

Integrierte Informationsverarbeitung bei der Montageplanung  
FAPS, 195 Seiten, 76 Bilder. 1992.  
ISBN 3-446-17117-7.

**Band 28: Martin Hoffmann**

Entwicklung einer CAD/CAM-Prozesskette für die Herstellung von Blechbiegeteilen  
LFT, 149 Seiten, 89 Bilder. 1992.  
ISBN 3-446-17154-1.

**Band 29: Peter Hoffmann**

Verfahrensfolge Laserstrahlschneiden und -schweißen: Prozeßführung und Systemtechnik in der 3D-Laserstrahlbearbeitung von Blechformteilen  
LFT, 186 Seiten, 92 Bilder, 10 Tab. 1992. ISBN 3-446-17153-3.

**Band 30: Olaf Schrödel**

Flexible Werkstattsteuerung mit objektorientierten Softwarestrukturen  
FAPS, 180 Seiten, 84 Bilder. 1992. ISBN 3-446-17242-4.

**Band 31: Hubert Reinisch**

Planungs- und Steuerungswerkzeuge zur impliziten Geräteprogrammierung in Roboterzellen  
FAPS, XI u. 212 Seiten, 112 Bilder. 1992. ISBN 3-446-17380-3.

**Band 32: Brigitte Bärnreuther**

Ein Beitrag zur Bewertung des Kommunikationsverhaltens von Automatisierungsgeräten in flexiblen Produktionszellen  
FAPS, XI u. 179 Seiten, 71 Bilder. 1992. ISBN 3-446-17451-6.

**Band 33: Joachim Hutfless**

Laserstrahlregelung und Optikdiagnostik in der Strahlführung einer CO<sub>2</sub>-Hochleistungslaseranlage  
LFT, 175 Seiten, 70 Bilder, 17 Tab. 1993. ISBN 3-446-17532-6.

**Band 34: Uwe Günzel**

Entwicklung und Einsatz eines Simulationsverfahrens für operative und strategische Probleme der Produktionsplanung und -steuerung  
FAPS, XIV u. 170 Seiten, 66 Bilder, 5 Tab. 1993. ISBN 3-446-17604-7.

**Band 35: Bertram Ehmann**

Operatives Fertigungscontrolling durch Optimierung auftragsbezogener Bearbeitungsabläufe in der Elektronikfertigung  
FAPS, XV u. 167 Seiten, 114 Bilder. 1993. ISBN 3-446-17658-6.

**Band 36: Harald Kolléra**

Entwicklung eines benutzerorientierten Werkstattprogrammiersystems für das Laserstrahlschneiden  
LFT, 129 Seiten, 66 Bilder, 1 Tab. 1993. ISBN 3-446-17719-1.

**Band 37: Stephanie Abels**

Modellierung und Optimierung von Montageanlagen in einem integrierten Simulationssystem  
FAPS, 188 Seiten, 88 Bilder. 1993. ISBN 3-446-17731-0.

**Band 38: Robert Schmidt-Heibel**

Laserstrahlbohren durchflußbestimmender Durchgangslöcher  
LFT, 145 Seiten, 63 Bilder, 11 Tab. 1993. ISBN 3-446-17778-7.

**Band 39: Norbert Lutz**

Oberflächenfeinbearbeitung keramischer Werkstoffe mit XeCl-Excimerlaserstrahlung  
LFT, 187 Seiten, 98 Bilder, 29 Tab. 1994. ISBN 3-446-17970-4.

**Band 40: Konrad Grampp**

Rechnerunterstützung bei Test und Schulung an Steuerungssystemen von SMD-Bestücklinien  
FAPS, 178 Seiten, 88 Bilder. 1995. ISBN 3-446-18173-3.

**Band 41: Martin Koch**

Wissensbasierte Unterstützung der Angebotsbearbeitung in der Investitionsgüterindustrie  
FAPS, 169 Seiten, 68 Bilder. 1995. ISBN 3-446-18174-1.

**Band 42: Armin Gropp**

Anlagen- und Prozeßdiagnostik beim Schneiden mit einem gepulsten Nd:YAG-Laser  
LFT, 160 Seiten, 88 Bilder, 7 Tab. 1995. ISBN 3-446-18241-1.

**Band 43: Werner Heckel**

Optische 3D-Konturerfassung und on-line Biegewinkelmessung mit dem Lichtschnittverfahren  
LFT, 149 Seiten, 43 Bilder, 11 Tab. 1995. ISBN 3-446-18243-8.

**Band 44: Armin Rothhaupt**

Modulares Planungssystem zur Optimierung der Elektronikfertigung  
FAPS, 180 Seiten, 101 Bilder. 1995. ISBN 3-446-18307-8.

**Band 45: Bernd Zöllner**

Adaptive Diagnose in der Elektronikproduktion  
FAPS, 195 Seiten, 74 Bilder, 3 Tab. 1995. ISBN 3-446-18308-6.

**Band 46: Bodo Vormann**

Beitrag zur automatisierten Handhabungsplanung komplexer Blechbiegeteile  
LFT, 126 Seiten, 89 Bilder, 3 Tab. 1995. ISBN 3-446-18345-0.

**Band 47: Peter Schnepf**

Zielkostenorientierte Montageplanung  
FAPS, 144 Seiten, 75 Bilder. 1995. ISBN 3-446-18397-3.

**Band 48: Rainer Klotzbücher**

Konzept zur rechnerintegrierten Materialversorgung in flexiblen Fertigungssystemen  
FAPS, 156 Seiten, 62 Bilder. 1995. ISBN 3-446-18412-0.

**Band 49: Wolfgang Greska**

Wissensbasierte Analyse und Klassifizierung von Blechteilen  
LFT, 144 Seiten, 96 Bilder. 1995. ISBN 3-446-18462-7.

**Band 50: Jörg Franke**

Integrierte Entwicklung neuer Produkt- und Produktionstechnologien für räumliche spritzgegossene Schaltungsträger (3-D MID)  
FAPS, 196 Seiten, 86 Bilder, 4 Tab. 1995. ISBN 3-446-18448-1.

**Band 51: Franz-Josef Zeller**

Sensorplanung und schnelle Sensorregelung für Industrieroboter  
FAPS, 190 Seiten, 102 Bilder, 9 Tab. 1995. ISBN 3-446-18601-8.

**Band 52: Michael Solvie**

Zeitbehandlung und Multimedia-Unterstützung in Feldkommunikationssystemen  
FAPS, 200 Seiten, 87 Bilder, 35 Tab. 1996. ISBN 3-446-18607-7.

**Band 53: Robert Hopperdietzel**

Reengineering in der Elektro- und Elektronikindustrie  
FAPS, 180 Seiten, 109 Bilder, 1 Tab. 1996. ISBN 3-87525-070-2.

**Band 54: Thomas Rebhahn**  
Beitrag zur Mikromaterialbearbeitung mit Excimerlasern - Systemkomponenten und Verfahrensoptimierungen  
LFT, 148 Seiten, 61 Bilder, 10 Tab.  
1996. ISBN 3-87525-075-3.

**Band 55: Henning Hanebuth**  
Laserstrahlhartlöten mit Zweistrahltechnik  
LFT, 157 Seiten, 58 Bilder, 11 Tab.  
1996. ISBN 3-87525-074-5.

**Band 56: Uwe Schönherr**  
Steuerung und Sensordatenintegration für flexible Fertigungszellen mitkooperierenden Robotern  
FAPS, 188 Seiten, 116 Bilder, 3 Tab.  
1996. ISBN 3-87525-076-1.

**Band 57: Stefan Holzer**  
Berührungslose Formgebung mit Laserstrahlung  
LFT, 162 Seiten, 69 Bilder, 11 Tab.  
1996. ISBN 3-87525-079-6.

**Band 58: Markus Schultz**  
Fertigungsqualität beim 3D-Laserstrahlschweißen von Blechformteilen  
LFT, 165 Seiten, 88 Bilder, 9 Tab.  
1997. ISBN 3-87525-080-X.

**Band 59: Thomas Krebs**  
Integration elektromechanischer CA-Anwendungen über einem STEP-Produktmodell  
FAPS, 198 Seiten, 58 Bilder, 8 Tab.  
1997. ISBN 3-87525-081-8.

**Band 60: Jürgen Sturm**  
Prozeßintegrierte Qualitätssicherung in der Elektronikproduktion  
FAPS, 167 Seiten, 112 Bilder, 5 Tab.  
1997. ISBN 3-87525-082-6.

**Band 61: Andreas Brand**  
Prozesse und Systeme zur Bestückung räumlicher elektronischer Baugruppen (3D-MID)  
FAPS, 182 Seiten, 100 Bilder. 1997.  
ISBN 3-87525-087-7.

**Band 62: Michael Kauf**  
Regelung der Laserstrahlleistung und der Fokusparameter einer CO<sub>2</sub>-Hochleistungslaseranlage  
LFT, 140 Seiten, 70 Bilder, 5 Tab.  
1997. ISBN 3-87525-083-4.

**Band 63: Peter Steinwasser**  
Modulares Informationsmanagement in der integrierten Produkt- und Prozeßplanung  
FAPS, 190 Seiten, 87 Bilder. 1997.  
ISBN 3-87525-084-2.

**Band 64: Georg Liedl**  
Integriertes Automatisierungskonzept für den flexiblen Materialfluß in der Elektronikproduktion  
FAPS, 196 Seiten, 96 Bilder, 3 Tab.  
1997. ISBN 3-87525-086-9.

**Band 65: Andreas Otto**  
Transiente Prozesse beim Laserstrahlschweißen  
LFT, 132 Seiten, 62 Bilder, 1 Tab.  
1997. ISBN 3-87525-089-3.

**Band 66: Wolfgang Blöchl**  
Erweiterte Informationsbereitstellung an offenen CNC-Steuerungen zur Prozeß- und Programmoptimierung  
FAPS, 168 Seiten, 96 Bilder. 1997.  
ISBN 3-87525-091-5.

**Band 67: Klaus-Uwe Wolf**  
Verbesserte Prozeßführung und Prozeßplanung zur Leistungs- und Qualitätssteigerung beim Spulene Wickeln  
FAPS, 186 Seiten, 125 Bilder. 1997.  
ISBN 3-87525-092-3.

**Band 68: Frank Backes**  
Technologieorientierte Bahnplanung für die 3D-Laserstrahlbearbeitung  
LFT, 138 Seiten, 71 Bilder, 2 Tab.  
1997. ISBN 3-87525-093-1.

**Band 69: Jürgen Kraus**  
Laserstrahlumformen von Profilen  
LFT, 137 Seiten, 72 Bilder, 8 Tab.  
1997. ISBN 3-87525-094-X.

**Band 70: Norbert Neubauer**  
Adaptive Strahlführungen für CO<sub>2</sub>-Laseranlagen  
LFT, 120 Seiten, 50 Bilder, 3 Tab.  
1997. ISBN 3-87525-095-8.

**Band 71: Michael Steber**  
Prozeßoptimierter Betrieb flexibler Schraubstationen in der automatisierten Montage  
FAPS, 168 Seiten, 78 Bilder, 3 Tab.  
1997. ISBN 3-87525-096-6.

**Band 72: Markus Pfestorf**  
Funktionale 3D-Oberflächenkenngrößen in der Umformtechnik  
LFT, 162 Seiten, 84 Bilder, 15 Tab.  
1997. ISBN 3-87525-097-4.

**Band 73: Volker Franke**  
Integrierte Planung und Konstruktion von Werkzeugen für die Biegebearbeitung  
LFT, 143 Seiten, 81 Bilder. 1998.  
ISBN 3-87525-098-2.

**Band 74: Herbert Scheller**  
Automatisierte Demontagesysteme und recyclinggerechte Produktgestaltung elektronischer Baugruppen  
FAPS, 184 Seiten, 104 Bilder, 17 Tab. 1998. ISBN 3-87525-099-0.

**Band 75: Arthur Meßner**  
Kaltmassivumformung metallischer Kleinstteile - Werkstoffverhalten, Wirkflächenreibung, Prozeßauslegung  
LFT, 164 Seiten, 92 Bilder, 14 Tab.  
1998. ISBN 3-87525-100-8.

**Band 76: Mathias Glasmacher**  
Prozeß- und Systemtechnik zum Laserstrahl-Mikroschweißen  
LFT, 184 Seiten, 104 Bilder, 12 Tab.  
1998. ISBN 3-87525-101-6.

**Band 77: Michael Schwind**  
Zerstörungsfreie Ermittlung mechanischer Eigenschaften von Feinblechen mit dem Wirbelstromverfahren  
LFT, 124 Seiten, 68 Bilder, 8 Tab.  
1998. ISBN 3-87525-102-4.

**Band 78: Manfred Gerhard**  
Qualitätssteigerung in der Elektronikproduktion durch Optimierung der Prozeßführung beim Löten komplexer Baugruppen  
FAPS, 179 Seiten, 113 Bilder, 7 Tab.  
1998. ISBN 3-87525-103-2.

**Band 79: Elke Rauh**  
Methodische Einbindung der Simulation in die betrieblichen Planungs- und Entscheidungsabläufe  
FAPS, 192 Seiten, 114 Bilder, 4 Tab.  
1998. ISBN 3-87525-104-0.

**Band 80: Sorin Niederkorn**

Mefseinrichtung zur Untersuchung der Wirkflächenreibung bei umformtechnischen Prozessen  
LFT, 99 Seiten, 46 Bilder, 6 Tab.  
1998. ISBN 3-87525-105-9.

**Band 81: Stefan Schubert**

Regelung der Fokuslage beim Schweißen mit CO<sub>2</sub>-Hochleistungslasern unter Einsatz von adaptiven Optiken  
LFT, 140 Seiten, 64 Bilder, 3 Tab.  
1998. ISBN 3-87525-106-7.

**Band 82: Armando Walter Colombo**

Development and Implementation of Hierarchical Control Structures of Flexible Production Systems Using High Level Petri Nets  
FAPS, 216 Seiten, 86 Bilder. 1998. ISBN 3-87525-109-1.

**Band 83: Otto Meedt**

Effizienzsteigerung bei Demontage und Recycling durch flexible Demontagetechnologien und optimierte Produktgestaltung  
FAPS, 186 Seiten, 103 Bilder. 1998. ISBN 3-87525-108-3.

**Band 84: Knuth Götz**

Modelle und effiziente Modellbildung zur Qualitätssicherung in der Elektronikproduktion  
FAPS, 212 Seiten, 129 Bilder, 24 Tab. 1998. ISBN 3-87525-112-1.

**Band 85: Ralf Luchs**

Einsatzmöglichkeiten leitender Klebstoffe zur zuverlässigen Kontaktierung elektronischer Bauelemente in der SMT  
FAPS, 176 Seiten, 126 Bilder, 30 Tab. 1998. ISBN 3-87525-113-7.

**Band 86: Frank Pöhlau**

Entscheidungsgrundlagen zur Einführung räumlicher spritzgegossener Schaltungsträger (3-D MID)  
FAPS, 144 Seiten, 99 Bilder. 1999. ISBN 3-87525-114-8.

**Band 87: Roland T. A. Kals**

Fundamentals on the miniaturization of sheet metal working processes  
LFT, 128 Seiten, 58 Bilder, 11 Tab.  
1999. ISBN 3-87525-115-6.

**Band 88: Gerhard Luhn**

Implizites Wissen und technisches Handeln am Beispiel der Elektronikproduktion  
FAPS, 252 Seiten, 61 Bilder, 1 Tab.  
1999. ISBN 3-87525-116-4.

**Band 89: Axel Sprenger**

Adaptives Streckbiegen von Aluminium-Strangpreßprofilen  
LFT, 114 Seiten, 63 Bilder, 4 Tab.  
1999. ISBN 3-87525-117-2.

**Band 90: Hans-Jörg Pucher**

Untersuchungen zur Prozeßfolge Umformen, Bestücken und Laserstrahllöten von Mikrokontakten  
LFT, 158 Seiten, 69 Bilder, 9 Tab.  
1999. ISBN 3-87525-119-9.

**Band 91: Horst Arnet**

Profilbiegen mit kinematischer Gestalterzeugung  
LFT, 128 Seiten, 67 Bilder, 7 Tab.  
1999. ISBN 3-87525-120-2.

**Band 92: Doris Schubart**

Prozeßmodellierung und Technologieentwicklung beim Abtragen mit CO<sub>2</sub>-Laserstrahlung  
LFT, 133 Seiten, 57 Bilder, 13 Tab.  
1999. ISBN 3-87525-122-9.

**Band 93: Adrianus L. P.**

**Coremans**  
Laserstrahlsintern von Metallpulver - Prozeßmodellierung, Systemtechnik, Eigenschaften laserstrahlgesinterter Metallkörper  
LFT, 184 Seiten, 108 Bilder, 12 Tab.  
1999. ISBN 3-87525-124-5.

**Band 94: Hans-Martin Biehler**

Optimierungskonzepte für Qualitätsdatenverarbeitung und Informationsbereitstellung in der Elektronikfertigung  
FAPS, 194 Seiten, 105 Bilder. 1999. ISBN 3-87525-126-1.

**Band 95: Wolfgang Becker**

Oberflächenausbildung und tribologische Eigenschaften excimerlaserstrahlbearbeiteter Hochleistungskeramiken  
LFT, 175 Seiten, 71 Bilder, 3 Tab.  
1999. ISBN 3-87525-127-X.

**Band 96: Philipp Hein**

Innenhochdruck-Umformen von Blechpaaren: Modellierung, Prozeßauslegung und Prozeßführung  
LFT, 129 Seiten, 57 Bilder, 7 Tab.  
1999. ISBN 3-87525-128-8.

**Band 97: Gunter Beitinger**

Herstellungs- und Prüfverfahren für thermoplastische Schaltungsträger  
FAPS, 169 Seiten, 92 Bilder, 20 Tab.  
1999. ISBN 3-87525-129-6.

**Band 98: Jürgen Knoblach**

Beitrag zur rechnerunterstützten verursachungsgerechten Angebotskalkulation von Blechteilen mit Hilfe wissensbasierter Methoden  
LFT, 155 Seiten, 53 Bilder, 26 Tab.  
1999. ISBN 3-87525-130-X.

**Band 99: Frank Breitenbach**

Bildverarbeitungssystem zur Erfassung der Anschlußgeometrie elektronischer SMT-Bauelemente  
LFT, 147 Seiten, 92 Bilder, 12 Tab.  
2000. ISBN 3-87525-131-8.

**Band 100: Bernd Falk**

Simulationsbasierte Lebensdauer vorhersage für Werkzeuge der Kaltmassivumformung  
LFT, 134 Seiten, 44 Bilder, 15 Tab.  
2000. ISBN 3-87525-136-9.

**Band 101: Wolfgang Schlögl**

Integriertes Simulationsdaten-Management für Maschinenentwicklung und Anlagenplanung  
FAPS, 169 Seiten, 101 Bilder, 20 Tab. 2000. ISBN 3-87525-137-7.

**Band 102: Christian Hinsel**

Ermüdungsbruchversagen hergestoffbeschichteter Werkzeugstähle in der Kaltmassivumformung  
LFT, 130 Seiten, 80 Bilder, 14 Tab.  
2000. ISBN 3-87525-138-5.

**Band 103: Stefan Bobbert**

Simulationsgestützte Prozessauslegung für das Innenhochdruck-Umformen von Blechpaaren  
LFT, 123 Seiten, 77 Bilder. 2000. ISBN 3-87525-145-8.

**Band 104: Harald Rottbauer**  
Modulares Planungs- und Werkzeug zum Produktionsmanagement in der Elektronikproduktion  
FAPS, 166 Seiten, 106 Bilder, 2001.  
ISBN 3-87525-139-3.

**Band 105: Thomas Hennige**  
Flexible Formgebung von Blechen durch Laserstrahlumformen  
LFT, 119 Seiten, 50 Bilder, 2001.  
ISBN 3-87525-140-7.

**Band 106: Thomas Menzel**  
Wissensbasierte Methoden für die rechnergestützte Charakterisierung und Bewertung innovativer Fertigungsprozesse  
LFT, 152 Seiten, 71 Bilder, 2001.  
ISBN 3-87525-142-3.

**Band 107: Thomas Stöckel**  
Kommunikationstechnische Integration der Prozeßebene in Produktionsysteme durch Middleware-Frameworks  
FAPS, 147 Seiten, 65 Bilder, 5 Tab. 2001.  
ISBN 3-87525-143-1.

**Band 108: Frank Pitter**  
Verfügbarkeitssteigerung von Werkzeugmaschinen durch Einsatz mechatronischer Sensorlösungen  
FAPS, 158 Seiten, 131 Bilder, 8 Tab. 2001.  
ISBN 3-87525-144-X.

**Band 109: Markus Korneli**  
Integration lokaler CAP-Systeme in einen globalen Fertigungsdatenverbund  
FAPS, 121 Seiten, 53 Bilder, 11 Tab. 2001.  
ISBN 3-87525-146-6.

**Band 110: Burkhard Müller**  
Laserstrahljustieren mit Excimer-Lasern - Prozeßparameter und Modelle zur Aktorkonstruktion  
LFT, 128 Seiten, 36 Bilder, 9 Tab. 2001.  
ISBN 3-87525-159-8.

**Band 111: Jürgen Göhringer**  
Integrierte Telediagnose via Internet zum effizienten Service von Produktionssystemen  
FAPS, 178 Seiten, 98 Bilder, 5 Tab. 2001.  
ISBN 3-87525-147-4.

**Band 112: Robert Feuerstein**  
Qualitäts- und kosteneffiziente Integration neuer Bauelementetechnologien in die Flachbaugruppenfertigung  
FAPS, 161 Seiten, 99 Bilder, 10 Tab. 2001.  
ISBN 3-87525-151-2.

**Band 113: Marcus Reichenberger**  
Eigenschaften und Einsatzmöglichkeiten alternativer Elektroniklote in der Oberflächenmontage (SMT)  
FAPS, 165 Seiten, 97 Bilder, 18 Tab. 2001.  
ISBN 3-87525-152-0.

**Band 114: Alexander Huber**  
Justieren vormontierter Systeme mit dem Nd:YAG-Laser unter Einsatz von Aktoren  
LFT, 122 Seiten, 58 Bilder, 5 Tab. 2001.  
ISBN 3-87525-153-9.

**Band 115: Sami Krimi**  
Analyse und Optimierung von Montagesystemen in der Elektronikproduktion  
FAPS, 155 Seiten, 88 Bilder, 3 Tab. 2001.  
ISBN 3-87525-157-1.

**Band 116: Marion Merklein**  
Laserstrahlumformen von Aluminiumwerkstoffen - Beeinflussung der Mikrostruktur und der mechanischen Eigenschaften  
LFT, 122 Seiten, 65 Bilder, 15 Tab. 2001.  
ISBN 3-87525-156-3.

**Band 117: Thomas Collisi**  
Ein informationslogistisches Architekturkonzept zur Akquisition simulationsrelevanter Daten  
FAPS, 181 Seiten, 105 Bilder, 7 Tab. 2002.  
ISBN 3-87525-164-4.

**Band 118: Markus Koch**  
Rationalisierung und ergonomische Optimierung im Innenausbau durch den Einsatz moderner Automatisierungstechnik  
FAPS, 176 Seiten, 98 Bilder, 9 Tab. 2002.  
ISBN 3-87525-165-2.

**Band 119: Michael Schmidt**  
Prozeßregelung für das Laserstrahl-Punktschweißen in der Elektronikproduktion  
LFT, 152 Seiten, 71 Bilder, 3 Tab. 2002.  
ISBN 3-87525-166-0.

**Band 120: Nicolas Tiesler**  
Grundlegende Untersuchungen zum Fließpressen metallischer Kleinstteile  
LFT, 126 Seiten, 78 Bilder, 12 Tab. 2002.  
ISBN 3-87525-175-X.

**Band 121: Lars Pursche**  
Methoden zur technologieorientierten Programmierung für die 3D-Lasermikrobearbeitung  
LFT, 111 Seiten, 39 Bilder, 0 Tab. 2002.  
ISBN 3-87525-183-0.

**Band 122: Jan-Oliver Brassel**  
Prozeßkontrolle beim Laserstrahl-Mikroschweißen  
LFT, 148 Seiten, 72 Bilder, 12 Tab. 2002.  
ISBN 3-87525-181-4.

**Band 123: Mark Geisel**  
Prozeßkontrolle und -steuerung beim Laserstrahlschweißen mit den Methoden der nichtlinearen Dynamik  
LFT, 135 Seiten, 46 Bilder, 2 Tab. 2002.  
ISBN 3-87525-180-6.

**Band 124: Gerd Eßer**  
Laserstrahlunterstützte Erzeugung metallischer Leiterstrukturen auf Thermoplastsubstraten für die MID-Technik  
LFT, 148 Seiten, 60 Bilder, 6 Tab. 2002.  
ISBN 3-87525-171-7.

**Band 125: Marc Fleckenstein**  
Qualität laserstrahl-gefügter Mikroverbindungen elektronischer Kontakte  
LFT, 159 Seiten, 77 Bilder, 7 Tab. 2002.  
ISBN 3-87525-170-9.

**Band 126: Stefan Kaufmann**  
Grundlegende Untersuchungen zum Nd:YAG-Laserstrahlfügen von Silizium für Komponenten der Optoelektronik  
LFT, 159 Seiten, 100 Bilder, 6 Tab. 2002.  
ISBN 3-87525-172-5.

**Band 127: Thomas Fröhlich**  
Simultanes Löten von Anschlußkontakten elektronischer Bauelemente mit Diodenlaserstrahlung  
LFT, 143 Seiten, 75 Bilder, 6 Tab. 2002.  
ISBN 3-87525-186-5.

**Band 128: Achim Hofmann**

Erweiterung der Formgebungsgrenzen beim Umformen von Aluminiumwerkstoffen durch den Einsatz prozessangepasster Platinen  
LFT, 113 Seiten, 58 Bilder, 4 Tab.  
2002. ISBN 3-87525-182-2.

**Band 129: Ingo Kriebitzsch**

3 - D MID Technologie in der Automobilelektronik  
FAPS, 129 Seiten, 102 Bilder, 10 Tab.  
2002. ISBN 3-87525-169-5.

**Band 130: Thomas Pohl**

Fertigungsqualität und Umformbarkeit laserstrahlgeschweißter Formplatinen aus Aluminiumlegierungen  
LFT, 133 Seiten, 93 Bilder, 12 Tab.  
2002. ISBN 3-87525-173-3.

**Band 131: Matthias Wenk**

Entwicklung eines konfigurierbaren Steuerungssystems für die flexible Sensorführung von Industrierobotern  
FAPS, 167 Seiten, 85 Bilder, 1 Tab.  
2002. ISBN 3-87525-174-1.

**Band 132: Matthias Negenandack**

Neue Sensorik und Aktorik für Bearbeitungsköpfe zum Laserstrahlschweißen  
LFT, 116 Seiten, 60 Bilder, 14 Tab.  
2002. ISBN 3-87525-184-9.

**Band 133: Oliver Kreis**

Integrierte Fertigung - Verfahrensintegration durch Innenhochdruck-Umformen, Trennen und Laserstrahlschweißen in einem Werkzeug sowie ihre tele- und multimediale Präsentation  
LFT, 167 Seiten, 90 Bilder, 43 Tab.  
2002. ISBN 3-87525-176-8.

**Band 134: Stefan Trautner**

Technische Umsetzung produktbezogener Instrumente der Umweltpolitik bei Elektro- und Elektronikgeräten  
FAPS, 179 Seiten, 92 Bilder, 11 Tab.  
2002. ISBN 3-87525-177-6.

**Band 135: Roland Meier**

Strategien für einen produktorientierten Einsatz räumlicher spritzgegossener Schaltungsträger (3-D MID)  
FAPS, 155 Seiten, 88 Bilder, 14 Tab.  
2002. ISBN 3-87525-178-4.

**Band 136: Jürgen Wunderlich**

Kostensimulation - Simulationsbasierte Wirtschaftlichkeitsregelung komplexer Produktionssysteme  
FAPS, 202 Seiten, 119 Bilder, 17 Tab.  
2002. ISBN 3-87525-179-2.

**Band 137: Stefan Novotny**

Innenhochdruck-Umformen von Blechen aus Aluminium- und Magnesiumlegierungen bei erhöhter Temperatur  
LFT, 132 Seiten, 82 Bilder, 6 Tab.  
2002. ISBN 3-87525-185-7.

**Band 138: Andreas Licha**

Flexible Montageautomatisierung zur Komplettmontage flächenhafter Produktstrukturen durch kooperierende Industrieroboter  
FAPS, 158 Seiten, 87 Bilder, 8 Tab.  
2003. ISBN 3-87525-189-X.

**Band 139: Michael Eisenbarth**

Beitrag zur Optimierung der Aufbau- und Verbindungstechnik für mechatronische Baugruppen  
FAPS, 207 Seiten, 141 Bilder, 9 Tab.  
2003. ISBN 3-87525-190-3.

**Band 140: Frank Christoph**

Durchgängige simulationsgestützte Planung von Fertigungseinrichtungen der Elektronikproduktion  
FAPS, 187 Seiten, 107 Bilder, 9 Tab.  
2003. ISBN 3-87525-191-1.

**Band 141: Hinnerk Hagenah**

Simulationsbasierte Bestimmung der zu erwartenden Maßhaltigkeit für das Blechbiegen  
LFT, 131 Seiten, 36 Bilder, 26 Tab.  
2003. ISBN 3-87525-192-X.

**Band 142: Ralf Eckstein**

Scherschneiden und Biegen metallischer Kleinstteile - Materialeinfluss und Materialverhalten  
LFT, 148 Seiten, 71 Bilder, 19 Tab.  
2003. ISBN 3-87525-193-8.

**Band 143: Frank H. Meyer-Pittroff**

Excimerlaserstrahlbiegen dünner metallischer Folien mit homogener Lichtlinie  
LFT, 138 Seiten, 60 Bilder, 16 Tab.  
2003. ISBN 3-87525-196-2.

**Band 144: Andreas Kach**

Rechnergestützte Anpassung von Laserstrahlschneidbahnen an Bauteilabweichungen  
LFT, 139 Seiten, 69 Bilder, 11 Tab.  
2004. ISBN 3-87525-197-0.

**Band 145: Stefan Hierl**

System- und Prozesstechnik für das simultane Löten mit Diodenlaserstrahlung von elektronischen Bauelementen  
LFT, 124 Seiten, 66 Bilder, 4 Tab.  
2004. ISBN 3-87525-198-9.

**Band 146: Thomas Neudecker**

Tribologische Eigenschaften keramischer Blechumformwerkzeuge - Einfluss einer Oberflächenendbearbeitung mittels Excimerlaserstrahlung  
LFT, 166 Seiten, 75 Bilder, 26 Tab.  
2004. ISBN 3-87525-200-4.

**Band 147: Ulrich Wenger**

Prozessoptimierung in der Wickeltechnik durch innovative maschinenbauliche und regelungstechnische Ansätze  
FAPS, 132 Seiten, 88 Bilder, 0 Tab.  
2004. ISBN 3-87525-203-9.

**Band 148: Stefan Slama**

Effizienzsteigerung in der Montage durch marktorientierte Montagestrukturen und erweiterte Mitarbeiterkompetenz  
FAPS, 188 Seiten, 125 Bilder, 0 Tab.  
2004. ISBN 3-87525-204-7.

**Band 149: Thomas Wurm**

Laserstrahljustieren mittels Aktoren - Entwicklung von Konzepten und Methoden für die rechnerunterstützte Modellierung und Optimierung von komplexen Aktorsystemen in der Mikrotechnik  
LFT, 122 Seiten, 51 Bilder, 9 Tab.  
2004. ISBN 3-87525-206-3.

**Band 150: Martino Celeghini**  
Wirkmedienbasierte Blechumformung: Grundlagenuntersuchungen zum Einfluss von Werkstoff und Bauteilgeometrie  
LFT, 146 Seiten, 77 Bilder, 6 Tab.  
2004. ISBN 3-87525-207-1.

**Band 151: Ralph Hohenstein**  
Entwurf hochdynamischer Sensor- und Regelsysteme für die adaptive Laserbearbeitung  
LFT, 282 Seiten, 63 Bilder, 16 Tab.  
2004. ISBN 3-87525-210-1.

**Band 152: Angelika Hutterer**  
Entwicklung prozessüberwachender Regelkreise für flexible Formgebungsprozesse  
LFT, 149 Seiten, 57 Bilder, 2 Tab.  
2005. ISBN 3-87525-212-8.

**Band 153: Emil Egerer**  
Massivumformen metallischer Kleinstteile bei erhöhter Prozesstemperatur  
LFT, 158 Seiten, 87 Bilder, 10 Tab.  
2005. ISBN 3-87525-213-6.

**Band 154: Rüdiger Holzmann**  
Strategien zur nachhaltigen Optimierung von Qualität und Zuverlässigkeit in der Fertigung hochintegrierter Flachbaugruppen  
FAPS, 186 Seiten, 99 Bilder, 19 Tab.  
2005. ISBN 3-87525-217-9.

**Band 155: Marco Nock**  
Biegeumformen mit Elastomerwerkzeugen Modellierung, Prozessauslegung und Abgrenzung des Verfahrens am Beispiel des Rohrbiegens  
LFT, 164 Seiten, 85 Bilder, 13 Tab.  
2005. ISBN 3-87525-218-7.

**Band 156: Frank Niebling**  
Qualifizierung einer Prozesskette zum Laserstrahlintern metallischer Bauteile  
LFT, 148 Seiten, 89 Bilder, 3 Tab.  
2005. ISBN 3-87525-219-5.

**Band 157: Markus Meiler**  
Großserientauglichkeit trocken-schmierstoffbeschichteter Aluminiumbleche im Presswerk Grundlegende Untersuchungen zur Tribologie, zum Umformverhalten und Bauteilversuche  
LFT, 104 Seiten, 57 Bilder, 21 Tab.  
2005. ISBN 3-87525-221-7.

**Band 158: Agus Sutanto**  
Solution Approaches for Planning of Assembly Systems in Three-Dimensional Virtual Environments  
FAPS, 169 Seiten, 98 Bilder, 3 Tab.  
2005. ISBN 3-87525-220-9.

**Band 159: Matthias Boiger**  
Hochleistungssysteme für die Fertigung elektronischer Baugruppen auf der Basis flexibler Schaltungsträger  
FAPS, 175 Seiten, 111 Bilder, 8 Tab.  
2005. ISBN 3-87525-222-5.

**Band 160: Matthias Pitz**  
Laserunterstütztes Biegen höchstfester Mehrphasenstähle  
LFT, 120 Seiten, 73 Bilder, 11 Tab.  
2005. ISBN 3-87525-223-3.

**Band 161: Meik Vahl**  
Beitrag zur gezielten Beeinflussung des Werkstoffflusses beim Innenhochdruck-Umformen von Blechen  
LFT, 165 Seiten, 94 Bilder, 15 Tab.  
2005. ISBN 3-87525-224-1.

**Band 162: Peter K. Kraus**  
Plattformstrategien - Realisierung einer varianz- und kostenoptimierten Wertschöpfung  
FAPS, 181 Seiten, 95 Bilder, 0 Tab.  
2005. ISBN 3-87525-226-8.

**Band 163: Adrienn Cser**  
Laserstrahlschmelzabtrag - Prozessanalyse und -modellierung  
LFT, 146 Seiten, 79 Bilder, 3 Tab.  
2005. ISBN 3-87525-227-6.

**Band 164: Markus C. Hahn**  
Grundlegende Untersuchungen zur Herstellung von Leichtbauverbundstrukturen mit Aluminiumschaumkern  
LFT, 143 Seiten, 60 Bilder, 16 Tab.  
2005. ISBN 3-87525-228-4.

**Band 165: Gordana Michos**  
Mechatronische Ansätze zur Optimierung von Vorschubachsen  
FAPS, 146 Seiten, 87 Bilder, 17 Tab.  
2005. ISBN 3-87525-230-6.

**Band 166: Markus Stark**  
Auslegung und Fertigung hochpräziser Faser-Kollimator-Arrays  
LFT, 158 Seiten, 115 Bilder, 11 Tab.  
2005. ISBN 3-87525-231-4.

**Band 167: Yurong Zhou**  
Kollaboratives Engineering Management in der integrierten virtuellen Entwicklung der Anlagen für die Elektronikproduktion  
FAPS, 156 Seiten, 84 Bilder, 6 Tab.  
2005. ISBN 3-87525-232-2.

**Band 168: Werner Enser**  
Neue Formen permanenter und lösbarer elektrischer Kontaktierungen für mechatronische Baugruppen  
FAPS, 190 Seiten, 112 Bilder, 5 Tab.  
2005. ISBN 3-87525-233-0.

**Band 169: Katrin Melzer**  
Integrierte Produktpolitik bei elektrischen und elektronischen Geräten zur Optimierung des Product-Life-Cycle  
FAPS, 155 Seiten, 91 Bilder, 17 Tab.  
2005. ISBN 3-87525-234-9.

**Band 170: Alexander Putz**  
Grundlegende Untersuchungen zur Erfassung der realen Vorspannung von armierten Kaltfließpresswerkzeugen mittels Ultraschall  
LFT, 137 Seiten, 71 Bilder, 15 Tab.  
2006. ISBN 3-87525-237-3.

**Band 171: Martin Prechtel**  
Automatisiertes Schichtverfahren für metallische Folien - System- und Prozesstechnik  
LFT, 154 Seiten, 45 Bilder, 7 Tab.  
2006. ISBN 3-87525-238-1.

**Band 172: Markus Meidert**  
Beitrag zur deterministischen Lebensdauerabschätzung von Werkzeugen der Kaltmassivumformung  
LFT, 131 Seiten, 78 Bilder, 9 Tab.  
2006. ISBN 3-87525-239-X.

**Band 173: Bernd Müller**  
Robuste, automatisierte Montagesysteme durch adaptive Prozessführung und montageübergreifende Fehlerprävention am Beispiel flächiger Leichtbauteile  
FAPS, 147 Seiten, 77 Bilder, 0 Tab.  
2006. ISBN 3-87525-240-3.

**Band 174: Alexander Hofmann**  
Hybrides Laserdurchstrahlschweißen von Kunststoffen  
LFT, 136 Seiten, 72 Bilder, 4 Tab.  
2006. ISBN 978-3-87525-243-9.

**Band 175: Peter Wölflick**

Innovative Substrate und Prozesse mit feinsten Strukturen für blei-freie Mechatronik-Anwendungen  
FAPS, 177 Seiten, 148 Bilder, 24 Tab. 2006.

ISBN 978-3-87525-246-0.

**Band 176: Attila Komlodi**

Detection and Prevention of Hot Cracks during Laser Welding of Aluminium Alloys Using Advanced Simulation Methods

LFT, 155 Seiten, 89 Bilder, 14 Tab. 2006. ISBN 978-3-87525-248-4.

**Band 177: Uwe Popp**

Grundlegende Untersuchungen zum Laserstrahlstrukturieren von Kaltmassivumformwerkzeugen  
LFT, 140 Seiten, 67 Bilder, 16 Tab. 2006. ISBN 978-3-87525-249-1.

**Band 178: Veit Rückel**

Rechnergestützte Ablaufplanung und Bahngenerierung Für kooperierende Industrieroboter  
FAPS, 148 Seiten, 75 Bilder, 7 Tab. 2006. ISBN 978-3-87525-250-7.

**Band 179: Manfred Dirscherl**

Nicht-thermische Mikrojustier-technik mittels ultrakurzer Laserpulse

LFT, 154 Seiten, 69 Bilder, 10 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-251-4.

**Band 180: Yong Zhuo**

Entwurf eines rechnergestützten integrierten Systems für Konstruktion und Fertigungsplanung räumlicher spritzgegossener Schal-tungsträger (3D-MID)

FAPS, 181 Seiten, 95 Bilder, 5 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-253-8.

**Band 181: Stefan Lang**

Durchgängige Mitarbeiterinforma-tion zur Steigerung von Effizienz und Prozesssicherheit in der Pro-duktion

FAPS, 172 Seiten, 93 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-257-6.

**Band 182: Hans-Joachim Krauß**

Laserstrahlinduzierte Pyrolyse prä-keramischer Polymere

LFT, 171 Seiten, 100 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-258-3.

**Band 183: Stefan Junker**

Technologien und Systemlösungen für die flexibel automatisierte Be-stückung permanent erregter Läu-fer mit oberflächenmontierten Dauermagneten

FAPS, 173 Seiten, 75 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-259-0.

**Band 184: Rainer Kohlbauer**

Wissensbasierte Methoden für die simulationsgestützte Auslegung wirkmedienbasierter Blechum-formprozesse

LFT, 135 Seiten, 50 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-260-6.

**Band 185: Klaus Lamprecht**

Wirkmedienbasierte Umformung tiefgezogener Vorformen unter besonderer Berücksichtigung maßge-schneiderter Halbzeuge

LFT, 135 Seiten, 81 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-265-1.

**Band 186: Bernd Zolleiß**

Optimierte Prozesse und Systeme für die Bestückung mechatroni-scherBaugruppen

FAPS, 180 Seiten, 117 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-266-8.

**Band 187: Michael Kerausch**

Simulationsgestützte Prozessausle-gung für das Umformen lokal wär-mebehandelter Aluminiumplatin-en

LFT, 146 Seiten, 76 Bilder, 7 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-267-5.

**Band 188: Matthias Weber**

Unterstützung der Wandlungsfä-higkeit von Produktionsanlagen durch innovative Softwaresysteme

FAPS, 183 Seiten, 122 Bilder, 3 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-269-9.

**Band 189: Thomas Frick**

Untersuchung der prozessbestim-menden Strahl-Stoff-Wechselwir-kungen beim Laserstrahlschwei-ßen von Kunststoffen

LFT, 104 Seiten, 62 Bilder, 8 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-268-2.

**Band 190: Joachim Hecht**

Werkstoffcharakterisierung und Prozessauslegung für die wirk-medienbasierte Doppelblech-Um-formung von Magnesiumlegierun-gen

LFT, 107 Seiten, 91 Bilder, 2 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-270-5.

**Band 191: Ralf Völkl**

Stochastische Simulation zur Werkzeuglebensdaueroptimierung und Präzisionsfertigung in der Kaltmassivumformung

LFT, 178 Seiten, 75 Bilder, 12 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-272-9.

**Band 192: Massimo Tolazzi**

Innenhochdruck-Umformen ver-stärkter Blech-Rahmenstrukturen

LFT, 164 Seiten, 85 Bilder, 7 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-273-6.

**Band 193: Cornelia Hoff**

Untersuchung der Prozesseinfluss-größen beim Presshärten des höchstfesten Vergütungsstahls 22MnB5

LFT, 133 Seiten, 92 Bilder, 5 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-275-0.

**Band 194: Christian Alvarez**

Simulationsgestützte Methoden zur effizienten Gestaltung von Löt-prozessen in der Elektronikpro-duktion

FAPS, 149 Seiten, 86 Bilder, 8 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-277-4.

**Band 195: Andreas Kunze**

Automatisierte Montage von mak-romechatronischen Modulen zur flexiblen Integration in hybride Pkw-Bordnetzsysteme

FAPS, 160 Seiten, 90 Bilder, 14 Tab. 2008.

ISBN 978-3-87525-278-1.

**Band 196: Wolfgang Hußnätter**

Grundlegende Untersuchungen zur experimentellen Ermittlung und zur Modellierung von Fließ-ortkurven bei erhöhten Tempera-turen

LFT, 152 Seiten, 73 Bilder, 21 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-279-8.

**Band 197: Thomas Bigl**

Entwicklung, angepasste Herstellungsverfahren und erweiterte Qualitätssicherung von einsatzgerechten elektronischen Baugruppen  
FAPS, 175 Seiten, 107 Bilder, 14 Tab.  
2008.  
ISBN 978-3-87525-280-4.

**Band 198: Stephan Roth**

Grundlegende Untersuchungen zum Excimerlaserstrahl-Abtragen unter Flüssigkeitsfilmen  
LFT, 113 Seiten, 47 Bilder, 14 Tab.  
2008. ISBN 978-3-87525-281-1.

**Band 199: Artur Giera**

Prozesstechnische Untersuchungen zum Rührreißschweißen metallischer Werkstoffe  
LFT, 179 Seiten, 104 Bilder, 36 Tab.  
2008. ISBN 978-3-87525-282-8.

**Band 200: Jürgen Lechler**

Beschreibung und Modellierung des Werkstoffverhaltens von presshärtbaren Bor-Manganstählen  
LFT, 154 Seiten, 75 Bilder, 12 Tab.  
2009. ISBN 978-3-87525-286-6.

**Band 201: Andreas Blankl**

Untersuchungen zur Erhöhung der Prozessrobustheit bei der Innenhochdruck-Umformung von flächigen Halbzeugen mit vor- bzw. nachgeschalteten Laserstrahlfügeoperationen  
LFT, 120 Seiten, 68 Bilder, 9 Tab.  
2009. ISBN 978-3-87525-287-3.

**Band 202: Andreas Schaller**

Modellierung eines nachfrageorientierten Produktionskonzeptes für mobile Telekommunikationsgeräte  
FAPS, 120 Seiten, 79 Bilder, 0 Tab.  
2009. ISBN 978-3-87525-289-7.

**Band 203: Claudius Schimpf**

Optimierung von Zuverlässigkeitsuntersuchungen, Prüfabläufen und Nacharbeitsprozessen in der Elektronikproduktion  
FAPS, 162 Seiten, 90 Bilder, 14 Tab.  
2009.  
ISBN 978-3-87525-290-3.

**Band 204: Simon Dietrich**

Sensoriken zur Schwerpunktslagebestimmung der optischen Prozessmissionen beim Laserstrahlfließschweißen  
LFT, 138 Seiten, 70 Bilder, 5 Tab.  
2009. ISBN 978-3-87525-292-7.

**Band 205: Wolfgang Wolf**

Entwicklung eines agentenbasierten Steuerungssystems zur Materialflussorganisation im wandelbaren Produktionsumfeld  
FAPS, 167 Seiten, 98 Bilder.  
2009. ISBN 978-3-87525-293-4.

**Band 206: Steffen Polster**

Laserdurchstrahlschweißen transparenter Polymerbauteile  
LFT, 160 Seiten, 92 Bilder, 13 Tab.  
2009. ISBN 978-3-87525-294-1.

**Band 207: Stephan Manuel Dörfler**

Rührreißschweißen von walzplattiertem Halbzeug und Aluminiumblech zur Herstellung flächiger Aluminiumschaum-Sandwich-Verbundstrukturen  
LFT, 190 Seiten, 98 Bilder, 5 Tab.  
2009. ISBN 978-3-87525-295-8.

**Band 208: Uwe Vogt**

Seriennahe Auslegung von Aluminium Tailored Heat Treated Blanks  
LFT, 151 Seiten, 68 Bilder, 26 Tab.  
2009. ISBN 978-3-87525-296-5.

**Band 209: Till Laumann**

Qualitative und quantitative Bewertung der Crashtauglichkeit von höchstfesten Stählen  
LFT, 117 Seiten, 69 Bilder, 7 Tab.  
2009. ISBN 978-3-87525-299-6.

**Band 210: Alexander Diehl**

Größeneffekte bei Biegeprozessen-Entwicklung einer Methodik zur Identifikation und Quantifizierung  
LFT, 180 Seiten, 92 Bilder, 12 Tab.  
2010. ISBN 978-3-87525-302-3.

**Band 211: Detlev Staud**

Effiziente Prozesskettenauslegung für das Umformen lokal wärmebehandelter und geschweißter Aluminiumbleche  
LFT, 164 Seiten, 72 Bilder, 12 Tab.  
2010. ISBN 978-3-87525-303-0.

**Band 212: Jens Ackermann**

Prozesssicherung beim Laserdurchstrahlschweißen thermoplastischer Kunststoffe  
LPT, 129 Seiten, 74 Bilder, 13 Tab.  
2010. ISBN 978-3-87525-305-4.

**Band 213: Stephan Weidel**

Grundlegende Untersuchungen zum Kontaktzustand zwischen Werkstück und Werkzeug bei umformtechnischen Prozessen unter tribologischen Gesichtspunkten  
LFT, 144 Seiten, 67 Bilder, 11 Tab.  
2010. ISBN 978-3-87525-307-8.

**Band 214: Stefan Geißdörfer**

Entwicklung eines mesoskopischen Modells zur Abbildung von Größeneffekten in der Kaltmassivumformung mit Methoden der FE-Simulation  
LFT, 133 Seiten, 83 Bilder, 11 Tab.  
2010. ISBN 978-3-87525-308-5.

**Band 215: Christian Matzner**

Konzeption produktspezifischer Lösungen zur Robustheitssteigerung elektronischer Systeme gegen die Einwirkung von Betaung im Automobil  
FAPS, 165 Seiten, 93 Bilder, 14 Tab.  
2010. ISBN 978-3-87525-309-2.

**Band 216: Florian Schüßler**

Verbindungs- und Systemtechnik für thermisch hochbeanspruchte und miniaturisierte elektronische Baugruppen  
FAPS, 184 Seiten, 93 Bilder, 18 Tab.  
2010.  
ISBN 978-3-87525-310-8.

**Band 217: Massimo Cojutti**

Strategien zur Erweiterung der Prozessgrenzen bei der Innenhochdruck-Umformung von Rohren und Blechpaaren  
LFT, 125 Seiten, 56 Bilder, 9 Tab.  
2010. ISBN 978-3-87525-312-2.

**Band 218: Raoul Plettke**

Mehrkriterielle Optimierung komplexer Aktorsysteme für das Laserstrahljustieren  
LFT, 152 Seiten, 25 Bilder, 3 Tab.  
2010. ISBN 978-3-87525-315-3.

**Band 219: Andreas Dobroschke**  
Flexible Automatisierungslösungen für die Fertigung wickeltechnischer Produkte

FAPS, 184 Seiten, 109 Bilder, 18 Tab. 2011.

ISBN 978-3-87525-317-7.

**Band 220: Azhar Zam**

Optical Tissue Differentiation for Sensor-Controlled Tissue-Specific Laser Surgery

LPT, 99 Seiten, 45 Bilder, 8 Tab. 2011. ISBN 978-3-87525-318-4.

**Band 221: Michael Rösch**

Potenziale und Strategien zur Optimierung des Schablonendruckprozesses in der Elektronikproduktion

FAPS, 192 Seiten, 127 Bilder, 19 Tab. 2011.

ISBN 978-3-87525-319-1.

**Band 222: Thomas Rechtenwald**

Quasi-isothermes Laserstrahl-sintern von Hochtemperatur-Thermoplasten - Eine Betrachtung werkstoff-prozessspezifischer Aspekte am Beispiel PEEK

LPT, 150 Seiten, 62 Bilder, 8 Tab. 2011. ISBN 978-3-87525-320-7.

**Band 223: Daniel Craiovan**

Prozesse und Systemlösungen für die SMT-Montage optischer Bauelemente auf Substrate mit integrierten Lichtwellenleitern

FAPS, 165 Seiten, 85 Bilder, 8 Tab. 2011. ISBN 978-3-87525-324-5.

**Band 224: Kay Wagner**

Beanspruchungsangepasste Kaltmassivumformwerkzeuge durch lokal optimierte Werkzeugoberflächen

LFT, 147 Seiten, 103 Bilder, 17 Tab. 2011. ISBN 978-3-87525-325-2.

**Band 225: Martin Brandhuber**

Verbesserung der Prognosegüte des Versagens von Punktschweißverbindungen bei höchstfesten Stahlgüten

LFT, 155 Seiten, 91 Bilder, 19 Tab. 2011. ISBN 978-3-87525-327-6.

**Band 226: Peter Sebastian Feuser**

Ein Ansatz zur Herstellung von pressgehärteten Karosseriekomponenten mit maßgeschneiderten mechanischen Eigenschaften:

Temperierte Umformwerkzeuge. Prozessfenster, Prozesssimulation und funktionale Untersuchung LFT, 195 Seiten, 97 Bilder, 60 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-328-3.

**Band 227: Murat Arbak**

Material Adapted Design of Cold Forging Tools Exemplified by Powder Metallurgical Tool Steels and Ceramics

LFT, 109 Seiten, 56 Bilder, 8 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-330-6.

**Band 228: Indra Pitz**

Beschleunigte Simulation des Laserstrahlumformens von Aluminiumblechen

LPT, 137 Seiten, 45 Bilder, 27 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-333-7.

**Band 229: Alexander Grimm**

Prozessanalyse und -überwachung des Laserstrahlhartlötens mittels optischer Sensorik

LPT, 125 Seiten, 61 Bilder, 5 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-334-4.

**Band 230: Markus Kaupper**

Biegen von höhenfesten Stahlblechwerkstoffen - Umformverhalten und Grenzen der Biegebarkeit

LFT, 160 Seiten, 57 Bilder, 10 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-339-9.

**Band 231: Thomas Kroiß**

Modellbasierte Prozessauslegung unter Berücksichtigung der Werkzeug- und Pressenauffederung

LFT, 169 Seiten, 50 Bilder, 19 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-341-2.

**Band 232: Christian Goth**

Analyse und Optimierung der Entwicklung und Zuverlässigkeit räumlicher Schaltungsträger (3D-MID)

FAPS, 176 Seiten, 102 Bilder, 22 Tab. 2012.

ISBN 978-3-87525-340-5.

**Band 233: Christian Ziegler**

Ganzheitliche Automatisierung mechatronischer Systeme in der Medizin am Beispiel Strahlentherapie

FAPS, 170 Seiten, 71 Bilder, 19 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-342-9.

**Band 234: Florian Albert**

Automatisiertes Laserstrahl-löten und -reparaturlöten elektronischer Baugruppen

LPT, 127 Seiten, 78 Bilder, 11 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-344-3.

**Band 235: Thomas Stöhr**

Analyse und Beschreibung des mechanischen Werkstoffverhaltens von presshärtbaren Bor-Manganstählen

LFT, 118 Seiten, 74 Bilder, 18 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-346-7.

**Band 236: Christian Kägeler**

Prozessdynamik beim Laserstrahlschweißen verzinkter Stahlbleche im Überlappstoß

LPT, 145 Seiten, 80 Bilder, 3 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-347-4.

**Band 237: Andreas Sulzberger**

Seriennahe Auslegung der Prozesskette zur wärmeunterstützten Umformung von Aluminiumblechwerkstoffen

LFT, 153 Seiten, 87 Bilder, 17 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-349-8.

**Band 238: Simon Opel**

Herstellung prozessangepasster Halbzeuge mit variabler Blechdicke durch die Anwendung von Verfahren der Blechmassivumformung

LFT, 165 Seiten, 108 Bilder, 27 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-350-4.

**Band 239: Rajesh Kanawade**

In-vivo Monitoring of Epithelium Vessel and Capillary Density for the Application of Detection of Clinical Shock and Early Signs of Cancer Development

LPT, 124 Seiten, 58 Bilder, 15 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-351-1.

**Band 240: Stephan Busse**

Entwicklung und Qualifizierung eines Schneidclinchverfahrens

LFT, 119 Seiten, 86 Bilder, 20 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-352-8.

**Band 241: Karl-Heinz Leitz**  
Mikro- und Nanostrukturierung mit kurz und ultrakurz gepulster Laserstrahlung  
LPT, 154 Seiten, 71 Bilder, 9 Tab.  
2013. ISBN 978-3-87525-355-9.

**Band 242: Markus Michl**  
Webbasierte Ansätze zur ganzheitlichen technischen Diagnose  
FAPS, 182 Seiten, 62 Bilder, 20 Tab.  
2013.  
ISBN 978-3-87525-356-6.

**Band 243: Vera Sturm**  
Einfluss von Chargenschwankungen auf die Verarbeitungsgrenzen von Stahlwerkstoffen  
LFT, 113 Seiten, 58 Bilder, 9 Tab.  
2013. ISBN 978-3-87525-357-3.

**Band 244: Christian Neudel**  
Mikrostrukturelle und mechanisch-technologische Eigenschaften widerstandspunktgeschweißter Aluminium-Stahl-Verbindungen für den Fahrzeugbau  
LFT, 178 Seiten, 171 Bilder, 31 Tab.  
2014. ISBN 978-3-87525-358-0.

**Band 245: Anja Neumann**  
Konzept zur Beherrschung der Prozessschwankungen im Presswerk  
LFT, 162 Seiten, 68 Bilder, 15 Tab.  
2014. ISBN 978-3-87525-360-3.

**Band 246: Ulf-Hermann Quentin**  
Laserbasierte Nanostrukturierung mit optisch positionierten Mikrolinsen  
LPT, 137 Seiten, 89 Bilder, 6 Tab.  
2014. ISBN 978-3-87525-361-0.

**Band 247: Erik Lamprecht**  
Der Einfluss der Fertigungsverfahren auf die Wirbelstromverluste von Stator-Einzelzahnblechpaketen für den Einsatz in Hybrid- und Elektrofahrzeugen  
FAPS, 148 Seiten, 138 Bilder, 4 Tab.  
2014. ISBN 978-3-87525-362-7.

**Band 248: Sebastian Rösel**  
Wirkmedienbasierte Umformung von Blechhalbzeugen unter Anwendung magnetorheologischer Flüssigkeiten als kombiniertes Wirk- und Dichtmedium  
LFT, 148 Seiten, 61 Bilder, 12 Tab.  
2014. ISBN 978-3-87525-363-4.

**Band 249: Paul Hippchen**  
Simulative Prognose der Geometrie indirekt pressgehärteter Karosseriebauteile für die industrielle Anwendung  
LFT, 163 Seiten, 89 Bilder, 12 Tab.  
2014. ISBN 978-3-87525-364-1.

**Band 250: Martin Zubeil**  
Versagensprognose bei der Prozesssimulation von Biegeumform- und Falzverfahren  
LFT, 171 Seiten, 90 Bilder, 5 Tab.  
2014. ISBN 978-3-87525-365-8.

**Band 251: Alexander Kühn**  
Flexible Automatisierung der Statormontage mit Hilfe einer universellen ambidexteren Kinematik  
FAPS, 142 Seiten, 60 Bilder, 26 Tab.  
2014.  
ISBN 978-3-87525-367-2.

**Band 252: Thomas Albrecht**  
Optimierte Fertigungstechnologien für Rotoren getriebeintegrierter PM-Synchronmotoren von Hybridfahrzeugen  
FAPS, 198 Seiten, 130 Bilder, 38 Tab.  
2014.  
ISBN 978-3-87525-368-9.

**Band 253: Florian Risch**  
Planning and Production Concepts for Contactless Power Transfer Systems for Electric Vehicles  
FAPS, 185 Seiten, 125 Bilder, 13 Tab.  
2014.  
ISBN 978-3-87525-369-6.

**Band 254: Markus Weigl**  
Laserstrahlschweißen von Mischverbindungen aus austenitischen und ferritischen korrosionsbeständigen Stahlwerkstoffen  
LPT, 184 Seiten, 110 Bilder, 6 Tab.  
2014. ISBN 978-3-87525-370-2.

**Band 255: Johannes Noneder**  
Beanspruchungserfassung für die Validierung von FE-Modellen zur Auslegung von Massivumformwerkzeugen  
LFT, 161 Seiten, 65 Bilder, 14 Tab.  
2014. ISBN 978-3-87525-371-9.

**Band 256: Andreas Reinhardt**  
Ressourceneffiziente Prozess- und Produktionstechnologie für flexible Schaltungsträger  
FAPS, 123 Seiten, 69 Bilder, 19 Tab.  
2014. ISBN 978-3-87525-373-3.

**Band 257: Tobias Schmuck**  
Ein Beitrag zur effizienten Gestaltung globaler Produktions- und Logistiknetzwerke mittels Simulation  
FAPS, 151 Seiten, 74 Bilder.  
2014.  
ISBN 978-3-87525-374-0.

**Band 258: Bernd Eichenhüller**  
Untersuchungen der Effekte und Wechselwirkungen charakteristischer Einflussgrößen auf das Umformverhalten bei Mikroumformprozessen  
LFT, 127 Seiten, 29 Bilder, 9 Tab.  
2014. ISBN 978-3-87525-375-7.

**Band 259: Felix Lütteke**  
Vielseitiges autonomes Transportsystem basierend auf Weltmodellerstellung mittels Datenfusion von Deckenkameras und Fahrzeugsensoren  
FAPS, 152 Seiten, 54 Bilder, 20 Tab.  
2014.  
ISBN 978-3-87525-376-4.

**Band 260: Martin Grüner**  
Hochdruck-Blechumformung mit formlos festen Stoffen als Wirkmedium  
LFT, 144 Seiten, 66 Bilder, 29 Tab.  
2014. ISBN 978-3-87525-379-5.

**Band 261: Christian Brock**  
Analyse und Regelung des Laserstrahl-tiefschweißprozesses durch Detektion der Metall dampffackelposition  
LPT, 126 Seiten, 65 Bilder, 3 Tab.  
2015. ISBN 978-3-87525-380-1.

**Band 262: Peter Vatter**  
Sensitivitätsanalyse des 3-Rollen-Schubbiegens auf Basis der Finite Elemente Methode  
LFT, 145 Seiten, 57 Bilder, 26 Tab.  
2015. ISBN 978-3-87525-381-8.

**Band 263: Florian Klämpfl**  
Planung von Laserbestrahlungen durch simulationsbasierte Optimierung  
LPT, 169 Seiten, 78 Bilder, 32 Tab.  
2015. ISBN 978-3-87525-384-9.

**Band 264: Matthias Domke**

Transiente physikalische Mechanismen bei der Laserablation von dünnen Metallschichten  
LPT, 133 Seiten, 43 Bilder, 3 Tab.  
2015. ISBN 978-3-87525-385-6.

**Band 265: Johannes Götz**

Community-basierte Optimierung des Anlagenengineerings  
FAPS, 177 Seiten, 80 Bilder, 30 Tab.  
2015.  
ISBN 978-3-87525-386-3.

**Band 266: Hung Nguyen**

Qualifizierung des Potentials von Verfestigungseffekten zur Erweiterung des Umformvermögens aus-härtbarer Aluminiumlegierungen  
LFT, 137 Seiten, 57 Bilder, 16 Tab.  
2015. ISBN 978-3-87525-387-0.

**Band 267: Andreas Kuppert**

Erweiterung und Verbesserung von Versuchs- und Auswertetechniken für die Bestimmung von Grenzformänderungskurven  
LFT, 138 Seiten, 82 Bilder, 2 Tab.  
2015. ISBN 978-3-87525-388-7.

**Band 268: Kathleen Klaus**

Erstellung eines Werkstofforientierten Fertigungsprozessfensters zur Steigerung des Formgebungsvermögens von Aluminiumlegierungen unter Anwendung einer zwischengeschalteten Wärmebehandlung  
LFT, 154 Seiten, 70 Bilder, 8 Tab.  
2015. ISBN 978-3-87525-391-7.

**Band 269: Thomas Svec**

Untersuchungen zur Herstellung von funktionsoptimierten Bauteilen im partiellen Presshärteprozess mittels lokal unterschiedlich temperierter Werkzeuge  
LFT, 166 Seiten, 87 Bilder, 15 Tab.  
2015. ISBN 978-3-87525-392-4.

**Band 270: Tobias Schrader**

Grundlegende Untersuchungen zur Verschleißcharakterisierung beschichteter Kaltmassivumformwerkzeuge  
LFT, 164 Seiten, 55 Bilder, 11 Tab.  
2015. ISBN 978-3-87525-393-1.

**Band 271: Matthäus Brela**

Untersuchung von Magnetfeld-Messmethoden zur ganzheitlichen Wertschöpfungsoptimierung und Fehlerdetektion an magnetischen Aktoren  
FAPS, 170 Seiten, 97 Bilder, 4 Tab.  
2015. ISBN 978-3-87525-394-8.

**Band 272: Michael Wieland**

Entwicklung einer Methode zur Prognose adhäsiven Verschleißes an Werkzeugen für das direkte Presshärten  
LFT, 156 Seiten, 84 Bilder, 9 Tab.  
2015. ISBN 978-3-87525-395-5.

**Band 273: René Schramm**

Strukturierte additive Metallisierung durch kaltaktives Atmosphärendruckplasma  
FAPS, 136 Seiten, 62 Bilder, 15 Tab.  
2015. ISBN 978-3-87525-396-2.

**Band 274: Michael Lechner**

Herstellung beanspruchungsangepasster Aluminiumblechhalbzeuge durch eine maßgeschneiderte Variation der Abkühlgeschwindigkeit nach Lösungsglühen  
LFT, 136 Seiten, 62 Bilder, 15 Tab.  
2015. ISBN 978-3-87525-397-9.

**Band 275: Kolja Andreas**

Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit auf das Werkzeugeinsatzverhalten beim Kaltfließpressen  
LFT, 169 Seiten, 76 Bilder, 4 Tab.  
2015. ISBN 978-3-87525-398-6.

**Band 276: Marcus Baum**

Laser Consolidation of ITO Nanoparticles for the Generation of Thin Conductive Layers on Transparent Substrates  
LPT, 158 Seiten, 75 Bilder, 3 Tab.  
2015. ISBN 978-3-87525-399-3.

**Band 277: Thomas Schneider**

Umformtechnische Herstellung dünnwandiger Funktionsbauteile aus Feinblech durch Verfahren der Blechmassivumformung  
LFT, 188 Seiten, 95 Bilder, 7 Tab.  
2015. ISBN 978-3-87525-401-3.

**Band 278: Jochen Merhof**

Sematische Modellierung automatisierter Produktionssysteme zur Verbesserung der IT-Integration zwischen Anlagen-Engineering und Steuerungsebene  
FAPS, 157 Seiten, 88 Bilder, 8 Tab.  
2015. ISBN 978-3-87525-402-0.

**Band 279: Fabian Zöller**

Erarbeitung von Grundlagen zur Abbildung des tribologischen Systems in der Umformsimulation  
LFT, 126 Seiten, 51 Bilder, 3 Tab.  
2016. ISBN 978-3-87525-403-7.

**Band 280: Christian Hezler**

Einsatz technologischer Versuche zur Erweiterung der Versagensvorhersage bei Karosseriebauteilen aus höchstfesten Stählen  
LFT, 147 Seiten, 63 Bilder, 44 Tab.  
2016. ISBN 978-3-87525-404-4.

**Band 281: Jochen Böning**

Integration des Systemverhaltens von Automobil-Hochvoltleitungen in die virtuelle Absicherung durch strukturmechanische Simulation  
FAPS, 177 Seiten, 107 Bilder, 17 Tab.  
2016.  
ISBN 978-3-87525-405-1.

**Band 282: Johannes Kohl**

Automatisierte Datenerfassung für diskret ereignisorientierte Simulationen in der energieflexiblen Fabrik  
FAPS, 160 Seiten, 80 Bilder, 27 Tab.  
2016.  
ISBN 978-3-87525-406-8.

**Band 283: Peter Bechtold**

Mikroschockwellenumformung mittels ultrakurzer Laserpulse  
LPT, 155 Seiten, 59 Bilder, 10 Tab.  
2016. ISBN 978-3-87525-407-5.

**Band 284: Stefan Berger**

Laserstrahlschweißen thermoplastischer Kohlenstoffaserverbundwerkstoffe mit spezifischem Zusatzdraht  
LPT, 118 Seiten, 68 Bilder, 9 Tab.  
2016. ISBN 978-3-87525-408-2.

**Band 285: Martin Borschlegl**  
Methods-Energy Measurement -  
Eine Methode zur Energieplanung  
für Fügeverfahren im Karosseriebau  
FAPS, 136 Seiten, 72 Bilder, 46 Tab.  
2016.  
ISBN 978-3-87525-409-9.

**Band 286: Tobias Rackow**  
Erweiterung des Unternehmenscontrollings um die Dimension Energie  
FAPS, 164 Seiten, 82 Bilder, 29 Tab.  
2016.  
ISBN 978-3-87525-410-5.

**Band 287: Johannes Koch**  
Grundlegende Untersuchungen zur Herstellung zyklisch-symmetrischer Bauteile mit Nebenformelementen durch Blechmassivumformung  
LFT, 125 Seiten, 49 Bilder, 17 Tab.  
2016. ISBN 978-3-87525-411-2.

**Band 288: Hans Ulrich Vierzigmann**  
Beitrag zur Untersuchung der tribologischen Bedingungen in der Blechmassivumformung - Bereitstellung von tribologischen Modellversuchen und Realisierung von Tailored Surfaces  
LFT, 174 Seiten, 102 Bilder, 34 Tab.  
2016. ISBN 978-3-87525-412-9.

**Band 289: Thomas Senner**  
Methodik zur virtuellen Absicherung der formgebenden Operation des Nasspressprozesses von Gelege-Mehrschichtverbunden  
LFT, 156 Seiten, 96 Bilder, 21 Tab.  
2016. ISBN 978-3-87525-414-3.

**Band 290: Sven Kreitlein**  
Der grundoperationsspezifische Mindestenergiebedarf als Referenzwert zur Bewertung der Energieeffizienz in der Produktion  
FAPS, 185 Seiten, 64 Bilder, 30 Tab.  
2016.  
ISBN 978-3-87525-415-0.

**Band 291: Christian Roos**  
Remote-Laserstrahlschweißen verzinkter Stahlbleche in Kehlnahtgeometrie  
LPT, 123 Seiten, 52 Bilder, 0 Tab.  
2016. ISBN 978-3-87525-416-7.

**Band 292: Alexander Kahrmanidis**  
Thermisch unterstützte Umformung von Aluminiumblechen  
LFT, 165 Seiten, 103 Bilder, 18 Tab.  
2016. ISBN 978-3-87525-417-4.

**Band 293: Jan Tremel**  
Flexible Systems for Permanent Magnet Assembly and Magnetic Rotor Measurement / Flexible Systeme zur Montage von Permanentmagneten und zur Messung magnetischer Rotoren  
FAPS, 152 Seiten, 91 Bilder, 12 Tab.  
2016. ISBN 978-3-87525-419-8.

**Band 294: Ioannis Tsoupis**  
Schädigungs- und Versagensverhalten hochfester Leichtbauwerkstoffe unter Biegebeanspruchung  
LFT, 176 Seiten, 51 Bilder, 6 Tab.  
2017. ISBN 978-3-87525-420-4.

**Band 295: Sven Hildering**  
Grundlegende Untersuchungen zum Prozessverhalten von Silizium als Werkzeugwerkstoff für das Mikroscherschneiden metallischer Folien  
LFT, 177 Seiten, 74 Bilder, 17 Tab.  
2017. ISBN 978-3-87525-422-8.

**Band 296: Sasia Mareike Hertweck**  
Zeitliche Pulsformung in der Lasermikromaterialbearbeitung - Grundlegende Untersuchungen und Anwendungen  
LPT, 146 Seiten, 67 Bilder, 5 Tab.  
2017. ISBN 978-3-87525-423-5.

**Band 297: Paryanto**  
Mechatronic Simulation Approach for the Process Planning of Energy-Efficient Handling Systems  
FAPS, 162 Seiten, 86 Bilder, 13 Tab.  
2017. ISBN 978-3-87525-424-2.

**Band 298: Peer Stenzel**  
Großserientaugliche Nadelwickeltechnik für verteilte Wicklungen im Anwendungsfall der E-Traktionsantriebe  
FAPS, 239 Seiten, 147 Bilder, 20 Tab.  
2017.  
ISBN 978-3-87525-425-9.

**Band 299: Mario Lušić**  
Ein Vorgehensmodell zur Erstellung montageführender Werkerinformationssysteme simultan zum Produktentstehungsprozess  
FAPS, 174 Seiten, 79 Bilder, 22 Tab.  
2017.  
ISBN 978-3-87525-426-6.

**Band 300: Arnd Buschhaus**  
Hochpräzise adaptive Steuerung und Regelung robotergeführter Prozesse  
FAPS, 202 Seiten, 96 Bilder, 4 Tab.  
2017. ISBN 978-3-87525-427-3.

**Band 301: Tobias Laumer**  
Erzeugung von thermoplastischen Werkstoffverbunden mittels simultanem, intensitätsselektivem Laserstrahlschmelzen  
LPT, 140 Seiten, 82 Bilder, 0 Tab.  
2017. ISBN 978-3-87525-428-0.

**Band 302: Nora Unger**  
Untersuchung einer thermisch unterstützten Fertigungskette zur Herstellung umgeformter Bauteile aus der härtesten Aluminiumlegierung EN AW-7020  
LFT, 142 Seiten, 53 Bilder, 8 Tab.  
2017. ISBN 978-3-87525-429-7.

**Band 303: Tommaso Stellin**  
Design of Manufacturing Processes for the Cold Bulk Forming of Small Metal Components from Metal Strip  
LFT, 146 Seiten, 67 Bilder, 7 Tab.  
2017. ISBN 978-3-87525-430-3.

**Band 304: Bassim Bachy**  
Experimental Investigation, Modeling, Simulation and Optimization of Molded Interconnect Devices (MID) Based on Laser Direct Structuring (LDS) / Experimentelle Untersuchung, Modellierung, Simulation und Optimierung von Molded Interconnect Devices (MID) basierend auf Laser Direktstrukturierung (LDS)  
FAPS, 168 Seiten, 120 Bilder, 26 Tab.  
2017.  
ISBN 978-3-87525-431-0.

**Band 305: Michael Spahr**  
Automatisierte Kontaktierungsverfahren für flachleiterbasierte Pkw-Bordnetzsysteme  
FAPS, 197 Seiten, 98 Bilder, 17 Tab.  
2017. ISBN 978-3-87525-432-7.

- Band 306: Sebastian Suttner**  
Charakterisierung und Modellierung des Spannungszustandsabhängigen Werkstoffverhaltens der Magnesiumlegierung AZ<sub>31</sub>B für die numerische Prozessauslegung LFT, 150 Seiten, 84 Bilder, 19 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-433-4.
- Band 307: Bhargav Potdar**  
A reliable methodology to deduce thermo-mechanical flow behaviour of hot stamping steels LFT, 203 Seiten, 98 Bilder, 27 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-436-5.
- Band 308: Maria Löffler**  
Steuerung von Blechmassivumformprozessen durch maßgeschneiderte tribologische Systeme LFT, viii u. 166 Seiten, 90 Bilder, 5 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-133-1.
- Band 309: Martin Müller**  
Untersuchung des kombinierten Trenn- und Umformprozesses beim Fügen artungleicher Werkstoffe mittels Schneidclinverfahren LFT, xi u. 149 Seiten, 89 Bilder, 6 Tab. 2018. ISBN: 978-3-96147-135-5.
- Band 310: Christopher Kästle**  
Qualifizierung der Kupfer-Drahtbondtechnologie für integrierte Leistungsmodule in harschen Umgebungsbedingungen FAPS, xii u. 167 Seiten, 70 Bilder, 18 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-145-4.
- Band 311: Daniel Vipavc**  
Eine Simulationsmethode für das 3-Rollen-Schubbiegen LFT, xiii u. 121 Seiten, 56 Bilder, 17 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-147-8.
- Band 312: Christina Ramer**  
Arbeitsraumüberwachung und autonome Bahnplanung für ein sicheres und flexibles Roboter-Assistenzsystem in der Fertigung FAPS, xiv u. 188 Seiten, 57 Bilder, 9 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-153-9.
- Band 313: Miriam Rauer**  
Der Einfluss von Poren auf die Zuverlässigkeit der Lötverbindungen von Hochleistungs-Leuchtdioden FAPS, xii u. 209 Seiten, 108 Bilder, 21 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-157-7.
- Band 314: Felix Tenner**  
Kamerabasierte Untersuchungen der Schmelze und Gasströmungen beim Laserstrahlschweißen verzinkter Stahlbleche LPT, xxiii u. 184 Seiten, 94 Bilder, 7 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-160-7.
- Band 315: Aarief Syed-Khaja**  
Diffusion Soldering for High-temperature Packaging of Power Electronics FAPS, x u. 202 Seiten, 144 Bilder, 32 Tab. 2018. ISBN 978-3-87525-162-1.
- Band 316: Adam Schaub**  
Grundlagenwissenschaftliche Untersuchung der kombinierten Prozesskette aus Umformen und Additive Fertigung LFT, xi u. 192 Seiten, 72 Bilder, 27 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-166-9.
- Band 317: Daniel Gröbel**  
Herstellung von Nebenformelementen unterschiedlicher Geometrie an Blechen mittels Fließpressverfahren der Blechmassivumformung LFT, x u. 165 Seiten, 96 Bilder, 13 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-168-3.
- Band 318: Philipp Hildenbrand**  
Entwicklung einer Methodik zur Herstellung von Tailored Blanks mit definierten Halbzeugeigenschaften durch einen Taumelprozess LFT, ix u. 153 Seiten, 77 Bilder, 4 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-174-4.
- Band 319: Tobias Konrad**  
Simulative Auslegung der Spann- und Fixierkonzepte im Karosserierohbau: Bewertung der Baugruppenmaßhaltigkeit unter Berücksichtigung schwankender Einflussgrößen LFT, x u. 203 Seiten, 134 Bilder, 32 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-176-8.
- Band 320: David Meinel**  
Architektur applikationsspezifischer Multi-Physics-Simulationskonfiguratoren am Beispiel modularer Triebzüge FAPS, xii u. 166 Seiten, 82 Bilder, 25 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-184-3.
- Band 321: Andrea Zimmermann**  
Grundlegende Untersuchungen zum Einfluss fertigungsbedingter Eigenschaften auf die Ermüdungsfestigkeit kaltmassivumgeformter Bauteile LFT, ix u. 160 Seiten, 66 Bilder, 5 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-190-4.
- Band 322: Christoph Amann**  
Simulative Prognose der Geometrie nassgepresster Karosseriebauteile aus Gelege-Mehrschichtverbunden LFT, xvi u. 169 Seiten, 80 Bilder, 13 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-194-2.
- Band 323: Jennifer Tenner**  
Realisierung schmierstofffreier Tiefziehprozesse durch maßgeschneiderte Werkzeugoberflächen LFT, x u. 187 Seiten, 68 Bilder, 13 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-196-6.
- Band 324: Susan Zöllner**  
Mapping Individual Subjective Values to Product Design KTMfK, xi u. 223 Seiten, 81 Bilder, 25 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-202-4.
- Band 325: Stefan Lutz**  
Erarbeitung einer Methodik zur semiempirischen Ermittlung der Umwandlungskinetik durchhärtender Wälzlagerstähle für die Wärmebehandlungssimulation LFT, xiv u. 189 Seiten, 75 Bilder, 32 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-209-3.
- Band 326: Tobias Gnibl**  
Modellbasierte Prozesskettenabildung rührreibgeschweißter Aluminiumhalbzeuge zur umformtechnischen Herstellung höchstfester Leichtbau-strukturteile LFT, xii u. 167 Seiten, 68 Bilder, 17 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-217-8.

**Band 327: Johannes Bürner**  
Technisch-wirtschaftliche Optionen zur Lastflexibilisierung durch intelligente elektrische Wärmespeicher  
FAPS, xiv u. 233 Seiten, 89 Bilder, 27 Tab. 2019.  
ISBN 978-3-96147-219-2.

**Band 328: Wolfgang Böhm**  
Verbesserung des Umformverhaltens von mehrlagigen Aluminiumblechwerkstoffen mit ultrafeinkörnigem Gefüge  
LFT, ix u. 160 Seiten, 88 Bilder, 14 Tab. 2019.  
ISBN 978-3-96147-227-7.

**Band 329: Stefan Landkammer**  
Grundsatzuntersuchungen, mathematische Modellierung und Ableitung einer Auslegungsmethodik für Gelenkantriebe nach dem Spinnenbeinprinzip  
LFT, xii u. 200 Seiten, 83 Bilder, 13 Tab. 2019.  
ISBN 978-3-96147-229-1.

**Band 330: Stephan Rapp**  
Pump-Probe-Ellipsometrie zur Messung transients optischer Materialeigenschaften bei der Ultrakurzpuls-Lasermaterialbearbeitung  
LPT, xi u. 143 Seiten, 49 Bilder, 2 Tab. 2019.  
ISBN 978-3-96147-235-2.

**Band 331: Michael Scholz**  
Intralogistics Execution System mit integrierten autonomen, servicebasierten Transportentitäten  
FAPS, xi u. 195 Seiten, 55 Bilder, 11 Tab. 2019.  
ISBN 978-3-96147-237-6.

**Band 332: Eva Bogner**  
Strategien der Produktindividualisierung in der produzierenden Industrie im Kontext der Digitalisierung  
FAPS, ix u. 201 Seiten, 55 Bilder, 28 Tab. 2019.  
ISBN 978-3-96147-246-8.

**Band 333: Daniel Benjamin Krüger**  
Ein Ansatz zur CAD-integrierten muskuloskelettalen Analyse der Mensch-Maschine-Interaktion  
KTmfk, x u. 217 Seiten, 102 Bilder, 7 Tab. 2019.  
ISBN 978-3-96147-250-5.

**Band 334: Thomas Kuhn**  
Qualität und Zuverlässigkeit laserdirektstrukturierter mechatronisch integrierter Baugruppen (LDS-MID)  
FAPS, ix u. 152 Seiten, 69 Bilder, 12 Tab. 2019.  
ISBN: 978-3-96147-252-9.

**Band 335: Hans Fleischmann**  
Modellbasierte Zustands- und Prozessüberwachung auf Basis sozio-cyber-physischer Systeme  
FAPS, xi u. 214 Seiten, 111 Bilder, 18 Tab. 2019.  
ISBN: 978-3-96147-256-7.

**Band 336: Markus Michalski**  
Grundlegende Untersuchungen zum Prozess- und Werkstoffverhalten bei schwingungsüberlagerter Umformung  
LFT, xii u. 197 Seiten, 93 Bilder, 11 Tab. 2019.  
ISBN: 978-3-96147-270-3.

**Band 337: Markus Brandmeier**  
Ganzheitliches ontologiebasiertes Wissensmanagement im Umfeld der industriellen Produktion  
FAPS, xi u. 255 Seiten, 77 Bilder, 33 Tab. 2020.  
ISBN: 978-3-96147-275-8.

**Band 338: Stephan Purr**  
Datenerfassung für die Anwendung lernender Algorithmen bei der Herstellung von Blechformteilen  
LFT, ix u. 165 Seiten, 48 Bilder, 4 Tab. 2020.  
ISBN: 978-3-96147-281-9.

**Band 339: Christoph Kiener**  
Kaltfließpressen von gerad- und schrägverzahnten Zahnrädern  
LFT, viii u. 151 Seiten, 81 Bilder, 3 Tab. 2020.  
ISBN 978-3-96147-287-1.

**Band 340: Simon Spreng**  
Numerische, analytische und empirische Modellierung des Heißerimpprozesses  
FAPS, xix u. 204 Seiten, 91 Bilder, 27 Tab. 2020.  
ISBN 978-3-96147-293-2.

**Band 341: Patrik Schwingenschlögl**  
Erarbeitung eines Prozessverständnisses zur Verbesserung der tribologischen Bedingungen beim Presshärten  
LFT, x u. 177 Seiten, 81 Bilder, 8 Tab. 2020.  
ISBN 978-3-96147-297-0.

**Band 342: Emanuela Affronti**  
Evaluation of failure behaviour of sheet metals  
LFT, ix u. 136 Seiten, 57 Bilder, 20 Tab. 2020.  
ISBN 978-3-96147-303-8.

**Band 343: Julia Degner**  
Grundlegende Untersuchungen zur Herstellung hochfester Aluminiumblechbauteile in einem kombinierten Umform- und Abschreckprozess  
LFT, x u. 172 Seiten, 61 Bilder, 9 Tab. 2020.  
ISBN 978-3-96147-307-6.

**Band 344: Maximilian Wagner**  
Automatische Bahnplanung für die Aufteilung von Prozessbewegungen in synchrone Werkstück- und Werkzeugbewegungen mittels Multi-Roboter-Systemen  
FAPS, xxi u. 181 Seiten, 111 Bilder, 15 Tab. 2020.  
ISBN 978-3-96147-309-0.

**Band 345: Stefan Härter**  
Qualifizierung des Montageprozesses hochminiaturisierter elektronischer Bauelemente  
FAPS, ix u. 194 Seiten, 97 Bilder, 28 Tab. 2020.  
ISBN 978-3-96147-314-4.

**Band 346: Toni Donhauser**  
Ressourcenorientierte Auftragsregelung in einer hybriden Produktion mittels betriebsbegleitender Simulation  
FAPS, xix u. 242 Seiten, 97 Bilder, 17 Tab. 2020.  
ISBN 978-3-96147-316-8.

**Band 347: Philipp Amend**

Laserbasiertes Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen LPT, xv u. 154 Seiten, 67 Bilder. 2020. ISBN 978-3-96147-326-7.

**Band 348: Matthias Ehlert**

Simulationsunterstützte funktionale Grenzlagenabsicherung KTmfk, xvi u. 300 Seiten, 101 Bilder, 73 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-328-1.

**Band 349: Thomas Sander**

Ein Beitrag zur Charakterisierung und Auslegung des Verbundes von Kunststoffsubstraten mit harten Dünnschichten KTmfk, xiv u. 178 Seiten, 88 Bilder, 21 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-330-4.

**Band 350: Florian Pilz**

Fließpressen von Verzahnungselementen an Blechen LFT, x u. 170 Seiten, 103 Bilder, 4 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-332-8.

**Band 351: Sebastian Josef Katona**

Evaluation und Aufbereitung von Produktsimulationen mittels abweichungsbehafteter Geometrie-Modelle KTmfk, ix u. 147 Seiten, 73 Bilder, 11 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-336-6.

**Band 352: Jürgen Herrmann**

Kumulatives Walzplattieren. Bewertung der Umformeigenschaften mehrlagiger Blechwerkstoffe der ausscheidungshärtbaren Legierung AA6014 LFT, x u. 157 Seiten, 64 Bilder, 5 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-344-1.

**Band 353: Christof Küstner**

Assistenzsystem zur Unterstützung der datengetriebenen Produktentwicklung KTmfk, xii u. 219 Seiten, 63 Bilder, 14 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-348-9.

**Band 354: Tobias Gläsel**

Prozessketten zum Laserstrahlschweißen von flachleiterbasierten Formspulenumwicklungen für automobilen Traktionsantriebe FAPS, xiv u. 206 Seiten, 89 Bilder, 11 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-356-4.

**Band 355: Andreas Meinel**

Experimentelle Untersuchung der Auswirkungen von Axialschwingungen auf Reibung und Verschleiß in Zylinderrollenlagern KTmfk, xii u. 162 Seiten, 56 Bilder, 7 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-358-8.

**Band 356: Hannah Riedle**

Haptische, generische Modelle weicher anatomischer Strukturen für die chirurgische Simulation FAPS, xxx u. 179 Seiten, 82 Bilder, 35 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-367-0.

**Band 357: Maximilian Landgraf**

Leistungselektronik für den Einsatz dielektrischer Elastomere in aktorischen, sensorischen und integrierten sensomotorischen Systemen FAPS, xxiii u. 166 Seiten, 71 Bilder, 10 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-380-9.

**Band 358: Alireza Esfandiyari**

Multi-Objective Process Optimization for Overpressure Reflow Soldering in Electronics Production FAPS, xviii u. 175 Seiten, 57 Bilder, 23 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-382-3.

**Band 359: Christian Sand**

Prozessübergreifende Analyse komplexer Montageprozessketten mittels Data Mining FAPS, XV u. 168 Seiten, 61 Bilder, 12 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-398-4.

**Band 360: Ralf Merkl**

Closed-Loop Control of a Storage-Supported Hybrid Compensation System for Improving the Power Quality in Medium Voltage Networks FAPS, xxvii u. 200 Seiten, 102 Bilder, 2 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-402-8.

**Band 361: Thomas Reitberger**

Additive Fertigung polymerer optischer Wellenleiter im Aerosol-Jet-Verfahren FAPS, xix u. 141 Seiten, 65 Bilder, 11 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-400-4.

**Band 362: Marius Christian Fechter**

Modellierung von Vorentwürfen in der virtuellen Realität mit natürlicher Fingerinteraktion KTmfk, x u. 188 Seiten, 67 Bilder, 19 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-404-2.

**Band 363: Franziska Neubauer**

Oberflächenmodifizierung und Entwicklung einer Auswertemethodik zur Verschleißcharakterisierung im Presshärteprozess LFT, ix u. 177 Seiten, 42 Bilder, 6 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-406-6.

**Band 364: Eike Wolfram Schäfer**

Web- und wissensbasierter Engineering-Konfigurator für roboterzentrierte Automatisierungslösungen FAPS, xxiv u. 195 Seiten, 108 Bilder, 25 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-410-3.

**Band 365: Daniel Gross**

Untersuchungen zur kohlenstoffdioxidbasierten kryogenen Minimalmengenschmierung REP, xii u. 184 Seiten, 56 Bilder, 18 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-412-7.

**Band 366: Daniel Junker**

Qualifizierung laser-additiv gefertigter Komponenten für den Einsatz im Werkzeugbau der Massivumformung LFT, vii u. 142 Seiten, 62 Bilder, 5 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-416-5.

**Band 367: Tallal Javied**

Totally Integrated Ecology Management for Resource Efficient and Eco-Friendly Production FAPS, xv u. 160 Seiten, 60 Bilder, 13 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-418-9.

**Band 368: David Marco Hochrein**

Wälzlager im Beschleunigungsfeld – Eine Analysestrategie zur Bestimmung des Reibungs-, Axial-schub- und Temperaturverhaltens von Nadelkränzen –  
KTmfk, xiii u. 279 Seiten, 108 Bilder, 39 Tab. 2021.  
ISBN 978-3-96147-420-2.

**Band 369: Daniel Gräf**

Funktionalisierung technischer Oberflächen mittels prozessüberwachter aerosolbasierter Drucktechnologie  
FAPS, xxii u. 175 Seiten, 97 Bilder, 6 Tab. 2021.  
ISBN 978-3-96147-433-2.

**Band 370: Andreas Gröschl**

Hochfrequent fokusbandsmodulierte Konfokalsensoren für die Nanokoordinatenmesstechnik  
FMT, x u. 144 Seiten, 98 Bilder, 6 Tab. 2021.  
ISBN 978-3-96147-435-6.

**Band 371: Johann Tüchsen**

Konzeption, Entwicklung und Einführung des Assistenzsystems D-DAS für die Produktentwicklung elektrischer Motoren  
KTmfk, xii u. 178 Seiten, 92 Bilder, 12 Tab. 2021.  
ISBN 978-3-96147-437-0.

**Band 372: Max Marian**

Numerische Auslegung von Oberflächenmikrotexturen für geschmierte tribologische Kontakte  
KTmfk, xviii u. 276 Seiten, 85 Bilder, 45 Tab. 2021.  
ISBN 978-3-96147-439-4.

**Band 373: Johannes Strauß**

Die akustooptische Strahlformung in der Lasermaterialbearbeitung  
LPT, xvi u. 113 Seiten, 48 Bilder. 2021. ISBN 978-3-96147-441-7.

**Band 374: Martin Hohmann**

Machine learning and hyper spectral imaging: Multi Spectral Endoscopy in the Gastro Intestinal Tract towards Hyper Spectral Endoscopy  
LPT, x u. 137 Seiten, 62 Bilder, 29 Tab. 2021.  
ISBN 978-3-96147-445-5.

**Band 375: Timo Kordaß**

Lasergestütztes Verfahren zur selektiven Metallisierung von epoxidharzbasierten Duromeren zur Steigerung der Integrationsdichte für dreidimensionale mechatronische Package-Baugruppen  
FAPS, xviii u. 198 Seiten, 92 Bilder, 24 Tab. 2021.  
ISBN 978-3-96147-443-1.

**Band 376: Philipp Kestel**

Assistenzsystem für den wissensbasierten Aufbau konstruktionsbegleitender Finite-Elemente-Analysen  
KTmfk, xviii u. 209 Seiten, 57 Bilder, 17 Tab. 2021.  
ISBN 978-3-96147-457-8.

**Band 377: Martin Lerchen**

Messverfahren für die pulverbettbasierte additive Fertigung zur Sicherstellung der Konformität mit geometrischen Produktspezifikationen  
FMT, x u. 150 Seiten, 60 Bilder, 9 Tab. 2021.  
ISBN 978-3-96147-463-9.

**Band 378: Michael Schneider**

Inline-Prüfung der Permeabilität in weichmagnetischen Komponenten  
FAPS, xxii u. 189 Seiten, 79 Bilder, 14 Tab. 2021.  
ISBN 978-3-96147-465-3.

**Band 379: Tobias Sprügel**

Sphärische Detektorflächen als Unterstützung der Produktentwicklung zur Datenanalyse im Rahmen des Digital Engineering  
KTmfk, xiii u. 213 Seiten, 84 Bilder, 33 Tab. 2021.  
ISBN 978-3-96147-475-2.

**Band 380: Tom Häfner**

Multipulseffekte beim Mikro-Materialabtrag von Stahllegierungen mit Pikosekunden-Laserpulsen  
LPT, xxviii u. 159 Seiten, 57 Bilder, 13 Tab. 2021.  
ISBN 978-3-96147-479-0.

**Band 381: Björn Heling**

Einsatz und Validierung virtueller Absicherungsmethoden für abweichungs-behaftete Mechanismen im Kontext des Robust Design  
KTmfk, xi u. 169 Seiten, 63 Bilder, 27 Tab. 2021.  
ISBN 978-3-96147-487-5.

**Band 382: Tobias Kolb**

Laserstrahl-Schmelzen von Metallen mit einer Serienanlage – Prozesscharakterisierung und Erweiterung eines Überwachungssystems  
LPT, xv u. 170 Seiten, 128 Bilder, 16 Tab. 2021.  
ISBN 978-3-96147-491-2.

**Band 383: Mario Meinhardt**

Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen - Umformtechnische Wirkzusammenhänge zur Beeinflussung der Verbindungsfestigkeit  
LFT, xii u. 189 Seiten, 87 Bilder, 4 Tab. 2022.  
ISBN 978-3-96147-473-8.

**Band 384: Felix Bauer**

Ein Beitrag zur digitalen Auslegung von Fügeprozessen im Karosseriebau mit Fokus auf das Remote-Laserstrahlschweißen unter Einsatz flexibler Spanntechnik  
LFT, xi u. 185 Seiten, 74 Bilder, 12 Tab. 2022.  
ISBN 978-3-96147-498-1.

**Band 385: Jochen Zeitler**

Konzeption eines rechnergestützten Konstruktionssystems für optomechatronische Baugruppen  
FAPS, xix u. 172 Seiten, 88 Bilder, 11 Tab. 2022.  
ISBN 978-3-96147-499-8.

**Band 386: Vincent Mann**

Einfluss von Strahloszillation auf das Laserstrahlschweißen hochfester Stähle  
LPT, xiii u. 172 Seiten, 103 Bilder, 18 Tab. 2022.  
ISBN 978-3-96147-503-2.

**Band 387: Chen Chen**

Skin-equivalent opto-/elastofluidic in-vitro microphysiological vascular models for translational studies of optical biopsies

LPT, xx u. 126 Seiten, 60 Bilder, 10 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-505-6.

**Band 388: Stefan Stein**

Laser drop on demand joining as bonding method for electronics assembly and packaging with high thermal requirements

LPT, x u. 112 Seiten, 54 Bilder, 10 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-507-0

**Band 389: Nikolaus Urban**

Untersuchung des Laserstrahlschmelzens von Neodym-Eisen-Bor zur additiven Herstellung von Permanentmagneten

FAPS, x u. 174 Seiten, 88 Bilder, 18 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-501-8.

**Band 390: Yiting Wu**

Großflächige Topographiemessungen mit einem Weißlichtinterferenzmikroskop und einem metrologischen Rasterkraftmikroskop

FMT, xii u. 142 Seiten, 68 Bilder, 11 Tab. 2022.

ISBN: 978-3-96147-513-1.

**Band 391: Thomas Papke**

Untersuchungen zur Umformbarkeit hybrider Bauteile aus Blechgrundkörper und additiv gefertigter Struktur

LFT, xii u. 194 Seiten, 71 Bilder, 16 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-515-5.

**Band 392: Bastian Zimmermann**

Einfluss des Vormaterials auf die mehrstufige Kaltumformung vom Draht

LFT, xi u. 182 Seiten, 36 Bilder, 6 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-519-3.

**Band 393: Harald Völkl**

Ein simulationsbasierter Ansatz zur Auslegung additiv gefertigter FLM-Faserverbundstrukturen

KTmfk, xx u. 204 Seiten, 95 Bilder, 22 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-523-0.

**Band 394: Robert Schulte**

Auslegung und Anwendung prozessangepasster Halbzeuge für Verfahren der Blechmassivumformung

LFT, x u. 163 Seiten, 93 Bilder, 5 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-525-4.

**Band 395: Philipp Frey**

Umformtechnische Strukturierung metallischer Einleger im Folgeverbund für mediendichte Kunststoff-Metall-Hybridbauteile

LFT, ix u. 180 Seiten, 83 Bilder, 7 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-534-6.

**Band 396: Thomas Johann Luft**

Komplexitätsmanagement in der Produktentwicklung - Holistische Modellierung, Analyse, Visualisierung und Bewertung komplexer Systeme

KTmfk, xiii u. 510 Seiten, 166 Bilder, 16 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-540-7.

**Band 397: Li Wang**

Evaluierung der Einsetzbarkeit des lasergestützten Verfahrens zur selektiven Metallisierung für die Verbesserung passiver Intermodulation in Hochfrequenzanwendungen

FAPS, xxii u. 151 Seiten, 72 Bilder, 22 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-542-1.

**Band 398: Sebastian Reitelshöfer**

Der Aerosol-Jet-Druck Dielektrischer Elastomere als additives Fertigungsverfahren für elastische mechatronische Komponenten

FAPS, xxv u. 206 Seiten, 87 Bilder, 13 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-547-6.

**Band 399: Alexander Meyer**

Selektive Magnetmontage zur Verringerung des Rastmomentes permanenterregter Synchronmotoren

FAPS, xv u. 164 Seiten, 90 Bilder, 8 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-555-1.

**Band 400: Rong Zhao**

Design verschleißreduzierender amorpher Kohlenstoffschichtsysteme für trockene tribologische Gleitkontakte

KTmfk, x u. 148 Seiten, 69 Bilder, 14 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-557-5.

**Band 401: Christian P. J. Schwarzer**

Kupfersintern als Fügetechnologie für Leistungselektronik

FAPS, xxvii u. 234 Seiten, 125 Bilder, 24 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-566-7.

**Band 402: Alexander Horn**

Grundlegende Untersuchungen zur Gradierung der mechanischen Eigenschaften pressgehärteter Bauteile durch eine örtlich begrenzte Aufkohlung

LFT, xii u. 204 Seiten, 58 Bilder, 6 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-568-1.

**Band 403: Artur Klos**

Werkstoff- und umformtechnische Bewertung von hochfesten Aluminiumblechwerkstoffen für den Karosseriebau

LFT, x u. 192 Seiten, 73 Bilder, 12 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-572-8.

**Band 404: Harald Schmid**

Ganzheitliche Erarbeitung eines Prozessverständnisses von Tiefziehprozessen mit Ziehstücken auf Basis mechanischer und tribologischer Analysen

LFT, xiii u. 211 Seiten, 78 Bilder, 5 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-577-3.

**Band 405: Johannes Henneberg**

Blechmassivumformung von Funktionsbauteilen aus Bandmaterial

LFT, viii u. 176 Seiten, 101 Bilder, 2 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-579-7.

**Band 406: Anton Schmailzl**

Festigkeits- und zeitoptimierte Prozessführung beim quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißen

LPT, xiii u. 157 Seiten, 84 Bilder, 7 Tab. 2022.

ISBN 978-3-96147-583-4.

**Band 407: Alexander Wolf**  
Modellierung und Vorhersage menschlichen Interaktionsverhaltens zur Analyse der Mensch-Produkt Interaktion  
KTmfk, x u. 207 Seiten, 69 Bilder, 10 Tab. 2022.  
ISBN 978-3-96147-585-8.

**Band 408: Tim Weikert**  
Modifikationen amorpher Kohlenstoffschichten zur Anpassung der Reibungsbedingungen und zur Erhöhung des Verschleißschutzes  
KTmfk, xvii u. 258 Seiten, 91 Bilder, 9 Tab. 2022.  
ISBN 978-3-96147-589-6.

**Band 409: Stefan Götz**  
Frühzeitiges konstruktionsbegleitendes Toleranzmanagement  
KTmfk, ix u. 276 Seiten, 127 Bilder, 13 Tab. 2022.  
ISBN 978-3-96147-593-3.

**Band 410: Markus Hubert**  
Einsatzpotenziale der Rotationsschneidtechnologie in der Verarbeitung von metallischen Funktionsfolien für mechatronische Produkte  
FAPS, xviii u. 139 Seiten, 86 Bilder, 7 Tab. 2022.  
ISBN 978-3-96147-603-9.

**Band 411: Manfred Vogel**  
Grundlagenuntersuchungen und Erarbeitung einer Methodik zur Herstellung maßgeschneiderter Halbzeuge auf Basis eines neuartigen flexiblen Walzprozesses  
LFT, ix u. 176 Seiten, 61 Bilder, 11 Tab. 2022.  
ISBN 978-3-96147-605-3.

**Band 412: Michael Weigelt**  
Multidimensionale Optionenanalyse alternativer Antriebskonzepte für die individuelle Langstreckenmobilität  
FAPS, xv u. 222 Seiten, 89 Bilder, 38 Tab. 2022.  
ISBN 978-3-96147-607-7.

**Band 413: Frank Bodendorf**  
Machine Learning im Cost Engineering des Supply Managements  
FAPS, xiii u. 165 Seiten, 75 Bilder, 13 Tab. 2023.  
ISBN 978-3-96147-609-1.

**Band 414: Maximilian Metzner**  
Planung und Simulation taktiler, intelligenter und kollaborativer Roboterfähigkeiten in der Montage  
FAPS, xix u. 174 Seiten, 72 Bilder, 3 Tab. 2023.  
ISBN 978-3-96147-611-4.

**Band 415: Tina Buker**  
Ein Ansatz zur Reduktion produktinduzierter Nutzerstigmatisierung durch Förderung einer gleichermaßen gebrauchstauglichen wie emotionalen Produktgestalt  
KTmfk, x u. 236 Seiten, 54 Bilder, 44 Tab. 2022.  
ISBN 978-3-96147-613-8.

**Band 416: Marlene Kuhn**  
Model-based Traceability System Development for Complex Manufacturing Applying Blockchain and Graphs  
FAPS, xv u. 167 Seiten, 63 Bilder, 10 Tab. 2022.  
ISBN 978-3-96147-615-2.

**Band 417: Benjamin Lengenfelder**  
Remote photoacoustic sensing using speckle-analysis for biomedical imaging  
LPT, xv u. 124 Seiten, 86 Bilder, 10 Tab. 2023.  
ISBN 978-3-96147-617-6.

**Band 418: Benjamin Pohrer**  
Analyse des Zusammenhangs zwischen dem tribochemischen Aufbau von Grenzschichten und der Ausbildung von White Etching Crack-Schäden  
KTmfk, xv u. 258 Seiten, 103 Bilder, 10 Tab. 2023.  
ISBN 978-3-96147-621-3.

**Band 419: Matthias Friedlein**  
Zuverlässigkeitsmethoden zur Beschleunigung von Qualifizierungsuntersuchungen für Steckkontakte  
FAPS, xxv u. 162 Seiten, 98 Bilder, 7 Tab. 2023.  
ISBN 978-3-96147-625-1.

**Band 420: Thomas Stoll**  
Laser Powder Bed Fusion von Kupfer auf Aluminiumoxid-Keramik  
FAPS, xxvii u. 236 Seiten, 103 Bilder, 11 Tab. 2023.  
ISBN 978-3-96147-631-2.

**Band 421: Eric Eschner**  
Relation of Particle Motion and Process Zone Formation as a Basis for Sensing Approaches within PBF-LB/M  
LPT, xiv u. 143 Seiten, 87 Bilder, 0 Tab. 2023.  
ISBN 978-3-96147-633-6.

**Band 422: Fanuel Mehari**  
Laser-induced Breakdown Spectroscopy (LIBS) as a diagnostics tool for biological tissue analysis.  
LPT, xv u. 145 Seiten, 68 Bilder, 12 Tab. 2023.  
ISBN 978-3-96147-641-1.

**Band 423: Uwe Leicht**  
Ultraschallüberlagertes Umformen und Verstemmen von Stahlwerkstoffen  
LFT, xi u. 165 Seiten, 65 Bilder, 6 Tab. 2023.  
ISBN 978-3-96147-643-5.

**Band 424: Thomas Braun**  
Potenzialanalyse der plasmabasierten, strukturierten Metallisierung thermoaktiver Oberflächen im industriellen Hausbau  
FAPS, xvii u. 152 Seiten, 72 Bilder, 11 Tab. 2023.  
ISBN 978-3-96147-653-4.

**Band 425: Reinhardt Seidel**  
Modellbasierte Optimierung des Selektivwellenlötprozesses  
FAPS, xxii u. 167 Seiten, 73 Bilder, 23 Tab. 2023.  
ISBN: 978-3-96147-651-0.

**Band 426: Matthias Lenzen**  
Maßgeschneiderte Werkstoffcharakterisierung für die numerische Auslegung von Blechumformprozessen  
LFT, xi u. 187 Seiten, 77 Bilder, 13 Tab. 2023.  
ISBN: 978-3-96147-663-3.

**Band 427: Matthias Graser**  
Analyse lokaler Kurzzeitwärmebehandlungsmethoden zur Verbesserung des Umformverhaltens und der Bauteileigenschaften von Aluminiumstrangpresshohlprofilen  
LFT, xi u. 169 Seiten, 81 Bilder, 1 Tab. 2023.  
ISBN: 978-3-96147-666-4.

**Band 428: Markus Lieret**

Sicheres autonomes Flugroboter-  
system für den Einsatz im Produk-  
tions- und Logistikumfeld  
FAPS, xix u. 198 Seiten, 54 Bilder,  
7 Tab. 2023.  
ISBN 978-3-96147-668-8.

**Band 429: Petar Vukovic**

Simulation komplexer Kommuni-  
kationssysteme in der Fertigungs-  
automatisierung  
FAPS, xiv u. 163 Seiten, 57 Bilder, 21  
Tab. 2023.  
ISBN 978-3-96147-673-2.

**Band 430: Fabian Knieps**

Finite Elemente Simulation dünns-  
ter Verpackungsstähle: Entwick-  
lung einer geeigneten Charakteri-  
sierungs- und Validierungsstrate-  
gie  
LFT, xix, 189 Seiten, 122 Bilder, 17  
Tab. 2023  
ISBN 978-3-96147-689-3

**Band 431: Julian Seßner**

Multimodale Bildsegmentierung  
gering strukturierter Umgebungen  
für die Navigation am Beispiel  
eines Assistenzsystems für sehbe-  
einrächtigte Personen  
FAPS, xxv, 203 Seiten, 57 Bilder, 25  
Tab. 2023  
ISBN 978-3-96147-697-8

**Band 432: Benjamin Samuel**

**Lutz**  
Smart Manufacturing System for  
Process Optimization Regarding  
Deviations among Material  
Batches  
FAPS, xix, 208 Seiten, 77 Bilder, 14  
Tab. 2023  
ISBN 978-3-96147-703-6

**Band 433: Michael Jüttner**

Bewertung von Kantenpressungen  
auf Basis von Simulationen mehr-  
fach überrollter elasto-plastischer  
Kontakte  
KTmfk, xii, 162 Seiten, 59 Bilder,  
7 Tab. 2024  
ISBN 978-3-96147-713-5

# Abstract

When designing rolling bearings, great efforts are made to optimise bearing geometries. However, under unfavourable operating conditions, edge pressures caused by the truncation of contact ellipses cannot be completely ruled out. However, such edge pressures cannot be evaluated in a physically sound manner with the established bearing design methods, which are based on elastic contact calculations. Therefore, in this work, an approach has been developed to evaluate edge pressures based on simulations of repeatedly rolled-over elastic-plastic contacts. The approach is based on semi-analytical methods (SAM), which are based on half-space theory. A fast, partially transient approximation method for the simulation of repeatedly rolled-over elasto-plastic contacts has been developed. Furthermore, the characteristics of edge pressures or contacts with truncated contact ellipses were investigated and the suitability of the SAM for their simulation was evaluated. Finally, the evaluation approach for rolled-over contacts with edge pressures was formulated and its potential as well as existing challenges and possible solutions were discussed.

Bei der Auslegung von Wälzlagern werden große Anstrengungen zur Optimierung der Lagergeometrien unternommen. Dennoch lassen sich, bei ungünstigen Betriebsbedingungen, Kantenpressungen durch das Abschneiden von Kontaktellipsen nicht vollständig ausschließen. Solche Kantenpressungen sind jedoch mit den etablierten Methoden der Lagerauslegung, die auf elastischer Kontaktberechnung basieren, nicht physikalisch fundiert bewertbar. Im Rahmen dieser Arbeit wurde deshalb ein Ansatz zur Bewertung von Kantenpressungen auf Basis von Simulationen mehrfach überrollter elasto-plastischer Kontakte erarbeitet. Der Ansatz basiert auf den semi-analytischen Methoden (SAM), welche auf der Halbraumtheorie aufbauen. Hierzu wurde zunächst eine schnelle, teiltransiente Näherungsmethode zur Simulation von mehrfach überrollten elasto-plastischen Kontakten entwickelt. Ebenso wurde die Charakteristik von Kantenpressungen, bzw. von Kontakten mit abgeschnittenen Kontaktellipsen, untersucht und die Eignung der SAM in Bezug auf deren Simulation bewertet. Abschließend wurde der Bewertungsansatz für überrollte Kontakte mit Kantenpressungen formuliert und dessen Potential sowie bestehende Herausforderungen und mögliche Lösungsansätze diskutiert.

