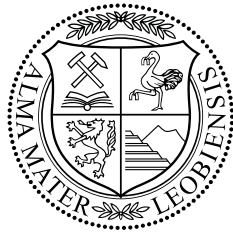


Lehrstuhl für Umformtechnik

Department Product Engineering,

Montanuniversität Leoben



DISSERTATION

EIGENSPANNUNGSOPTIMIERTES RICHTEN VON
EISENBAHNSCHIENEN

zur Erlangung des akademischen Grades

DOKTOR DER MONTANISTISCHEN WISSENSCHAFTEN

Dipl.-Ing. Robert Kaiser

September 2014

Eidesstattliche Erklärung

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

Leoben, 11.09.14

Dipl.-Ing. Robert Kaiser

Danksagung

Ich bedanke mich sehr herzlich bei meinem Betreuer Herrn Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. mont. Bruno Buchmayr für die Ermöglichung dieser Arbeit am Lehrstuhl für Umformtechnik.

Für die Unterstützung in Modellierungsfragen möchte ich Herrn Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. mont. Thomas Antretter vom Institut für Mechanik meinen Dank aussprechen.

Ebenso möchte ich mich bei Herrn assoz. Prof. Dr. Jozef Keckes und meinem damaligen Diplomanden Herrn Dipl.-Ing. Mario Stefanelli für das Mitwirken bei den Eigenspannungsmessungen bedanken. Mein Dank gilt auch Herrn Dipl.-Ing. Dr. mont. Thomas Hatzenbichler, der im Vorfeld meiner Arbeit das zu Grunde liegende Projekt geplant hat.

Stellvertretend für die Industriepartner, voestalpine Schienen GmbH (VASCH) und voestalpine Stahl Donawitz GmbH & CoKG (VAST), möchte ich mich bei den projektbetreuenden Personen Frau Dr.-Ing. Birgit Eisenkolb und Herrn Dipl.-Ing. Peter Schwarzböck bedanken.

Der österreichischen Bundesregierung (insbesondere dem Bundesministerium für Verkehr, Innovation und Technologie und dem Bundesministerium für Wirtschaft, Familie und Jugend) vertreten durch die Österreichische Forschungsförderungsgesellschaft mbH (FFG), und den Ländern Steiermark und Tirol, vertreten durch die Steirische Wirtschaftsförderungsgesellschaft mbH (SFG) sowie die Standortagentur Tirol wird für die Förderung im Rahmen des COMET Förderprogramms herzlich gedankt.

Dieses Forschungsprojekt wurde von der Europäischen Kommission im Rahmen des 7. Rahmenprogramms durch die „Forschungsinfrastrukturen“ Aktion der „Kapazitäten“-Programm unterstützt, Auftrag Nr.: CP-CSA_INFRA-2008-1.1.1 Nummer 226507-NMI3. Vielen Dank.

Weiters möchte ich mich bei allen Mitarbeitern am Lehrstuhl für Umformtechnik für ein sehr freundliches Arbeitsumfeld bedanken. Ein herzlicher Dank an meine Freunde in Leoben.

Ein besonderer Dank gilt meinen Eltern Theresia und Franz, die mich auch in den schwierigen Jahren unterstützten. Danke an die Familien meiner Geschwister Hannelore und Ulrike. Vielen herzlichen Dank an meine Freundin Katharina, die mich auch bei den einen oder anderen Tiefschlägen unterstützt und begleitet hat.

Kurzfassung

Das Schienenrichten mittels Rollenrichtmaschinen ist zentrales Thema der vorliegenden Arbeit. Der Richtprozess wird zum Geraderichten der durch die ungleichmäßige Abkühlung aus der Walzhitze verbogenen Schienen genutzt. Dadurch wird jedoch ein unvoreilhafter Eigenspannungszustand eingebracht. Für die Messung dieses Eigenspannungszustandes wird eine aus der Literatur bekannte Messmethode an der Schiene erprobt und weiterentwickelt. Die Funktionalität der erweiterten Methode ist durch eine alternative Messung bestätigt. Theoretische Überlegungen zum Biegen beim Richten führen zu einer neuen Betrachtungsweise, wobei der Krümmungsverlauf als repräsentativer Parameter für die Vorgänge beim Richten identifiziert wird. Diese Betrachtung führt zum Krümmungskonzept als Optimierungsstrategie, die eine mathematische Beschreibung der Krümmungsfolge darstellt. Die Strategie ist an vereinfachten Modellen erprobt und an der Schiene umgesetzt. Die Umsetzung geschieht in mehreren Stufen mit dafür erstellten Modellen. Das Werkstoffverhalten ist durch einige zyklische und prozessnahe Versuche charakterisiert und durch ein passendes Werkstoffmodell beschrieben. Die Umsetzung der Krümmungsfolge auf die Richtmaschine geschieht durch ein Balkenmodell mit einer User Subroutine, die die für die gesuchte Krümmungsfolge notwendigen Rollenpositionen ermittelt. Ein umfangreiches Modell mit Submodelltechnik berechnet abschließend den Eigenspannungszustand nach dem Richten mit der optimierten Richtstrategie. Die Verifikation der Modelle basiert auf Werksversuchen. Das Richtmodell in Zusammenhang mit dem Krümmungskonzept ist auf jegliche Schienenwerkstoffe sowie auf kopfgehärtete Schienen erweiterbar.

Abstract

The rail straightening by means of roller straightening machines is in the focus of the present work. The straightening process is used to remove the undesirable rail bending caused by the uneven cooling from the rolling heat. However, by straightening an unfavourable residual stress state is introduced. For the measurement of this residual stress state a well known method from the literature is tested and further developed concerning the applicability to rails. The functionality of the extended method is confirmed by an alternative measurement. Theoretical considerations on bending in the straightening process lead to a new approach, where the curvature is identified as being the representative parameter for straightening procedure. This consideration leads to the concept of curvature as an optimization strategy, which is a mathematical description of the curvature sequence. The strategy is tested on simplified models and is implemented on the rail in several stages using specific models. The material is characterized by cyclic tests as well as experiments close to the process and is described by an appropriate material model. The implementation of the straightening machine's bend sequence is done by a beam model with a user subroutine, which is necessary for finding the desired curvature and the correlated roller positions. Finally, a comprehensive model with submodeling technique calculates the residual stress state after straightening with the optimized straightening strategy. The verification of the models is based on on-site experiments under in-service conditions. The straightening model taking advantage of the curvature concept can be extended to arbitrary rail materials, as well as head-hardened rails.

Inhaltsverzeichnis

Eidesstattliche Erklärung	I
Danksagung	II
Kurzfassung	III
Abstract	IV
Inhaltsverzeichnis	V
Abkürzungsverzeichnis	VIII
Symbolverzeichnis	IX
1 Einleitung	1
1.1 Richtprozess	1
1.2 Problemstellung und Zielsetzung	3
1.3 Bisherige Untersuchungen	5
1.3.1 Experimentelle Untersuchungen	5
1.3.2 Numerische Untersuchungen	7
2 Eigenspannungsmessung	10
2.1 Neutronenbeugung	10
2.2 Konturmethode	12
2.2.1 Anwendung an Schienen	14
2.2.2 Erweiterte Konturmethode	16
2.3 Ergebnisvergleich	20

3	Basisuntersuchungen zum Richten	22
3.1	Krümmungskonzept als Optimierungsstrategie	22
3.2	Umsetzung in FEM	30
3.2.1	Generalized Plane Strain	30
3.2.2	Balkenmodell mit User Subroutine	35
3.2.3	Plane Strain Modell	38
3.3	Ergebnisse aus den Basisuntersuchungen	42
4	Werkstoffcharakterisierung	46
4.1	Zyklische Versuche	47
4.2	Ratcheting Versuche	48
4.3	Prozessnahe Versuche	50
5	Werksversuche	53
5.1	Schienenkrümmung vor dem Richten	53
5.2	Krümmung in der Horizontalrichtmaschine	54
5.3	Auffederungsmessung	57
6	Modellaufbau	60
6.1	Generalized Plane Strain	60
6.2	Balkenmodell mit User Subroutine	61
6.2.1	Balkenmodell Horizontalrichtmaschine	62
6.2.2	Balkenmodell Vertikalrichtmaschine	66
6.2.3	Ausrichtung der Richtmaschinen zueinander	67
6.3	3D-Modell mit Submodelltechnik	69
6.3.1	Globales Balkenmodell	70
6.3.2	Submodell 3D	71
6.4	Verifikation	75
7	Ergebnisse	79
7.1	Ist-Zustand	79
7.2	Anwendung Krümmungskonzept auf die Schiene	80
7.3	Einfluss der Eingangskrümmung	88
7.4	Einfluss des Ratcheting-Verhaltens	89

8 Diskussion	91
9 Zusammenfassung	94
Abbildungsverzeichnis	96
Tabellenverzeichnis	100
Literaturverzeichnis	101
A User Subroutine	109

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Erläuterung
2D	zweidimensional
3D	dreidimensional
DMS	Dehnungsmessstreifen
FEM	Finite Elemente Methode
FRM II	Forschungs-Neutronenquelle Heinz Maier-Leibnitz
GPS	Generalized Plane Strain
HM	Horizontalrichtmaschine
KMM	Koordinatenmessmaschine
RFG	Rotationsfreiheitsgrad
RP	Referenzpunkt
T/O-S	transverse/oblique slicing
TFG	Translationsfreiheitsgrad
TUM	Technischen Universität München
UZ	Umformzone
VASCH	voestalpine Schienen GmbH
VAST	voestalpine Stahl Donawitz GmbH & CoKG
VM	Vertikalrichtmaschine

Symbolverzeichnis

Variablen

p	akkumulierte plastische Vergleichsdehnung
ρ	Biegeradius
d^{hkl}	Netzebenenabstand
d_0^{hkl}	Netzebenenabstand des unverspannten Gitters
u	Durchbiegung, Auslenkung
E	Elastizitätsmodul
ε	Dehnung
ε^{hkl}	Dehnung des Gitters
e	Exzentrizität
c	Federsteifigkeit
S	Flächenmoment 1. Ordnung
I	Flächenmoment 2. Ordnung
f	Fließfunktion
σ_F	Fließspannung
G	Schubmodul
Q	isotroper Verfestigungskoeffizient
b	isotroper Verfestigungskoeffizient
X	kinematische Rückspannung oder Backstress
a	halbe Kontaktbreite
l	Kontaktlänge
k	Kontaktsteifigkeit
F	Kraft
κ	Krümmung
H	linear kinematischer Verfestigungskoeffizient
M	Moment
C	nicht-linear kinematischer Verfestigungskoeffizient
D	nicht-linear kinematischer Verfestigungskoeffizient
o	Overclosure
p	Pressure, Kontaktdruckspannung
ν	Querkontraktionszahl

Q	Querkraft
A	Querschnittsfläche
q	Quotient einer Folge
μ	Reibwert
R	Rollenradius; isotrope Verfestigung; Spannungsverhältnis
κ	Schubkorrekturfaktor
τ	Schubspannung
s	Segmentlänge; deviatorische Spannung
σ	Spannung
γ	Winkelverzerrung durch Querkraft

Variablen in Abaqus

COORD	Koordinate
CPRESS	Kontaktdruckspannung
LE	Gesamte Dehnung
Mises	Vergleichspannung nach Mises
PE	Plastische Dehnung
RF	Reaktionskraft
S	Spannung
SK	Querschnittskrümmung
U	Verschiebung
UR	Verdrehung

Einheiten

Å	Ångström
GHz	Gigahertz
GPa	Gigapascal
°C	Grad Celsius
MPa	Megapascal
m	Meter
mm	Millimeter
h	Stunde

1 Einleitung

Die Eisenbahnschiene als Bestandteil des Oberbaues [1] unterliegt einer europäischen Schienennorm [2]. Diese fordert unter anderem bei der Herstellung der Schiene einen hohen Qualitätsstandard. Der Sauerstoffkonverter- oder Lichtbogenstahl wird nach der Sekundärbehandlung und Vakuumentgasung durch das kontinuierliche Stranggießen zu Vorblöcken vergossen. Im Walzprozess werden die Vorblöcke auf den Schienenquerschnitt in mehreren Stichen und Kalibern gewalzt. Nach einer eventuellen Wärmebehandlung werden die Schienen am Kühlbett liegend abgekühlt. Die ungleichmäßige Abkühlung zwischen Kopf und Fuß und eine etwaige vorangegangene Wärmebehandlung führen zu einer Verkrümmung der Schiene, hauptsächlich um die Hauptträgheitsachse. Daher wird der Abkühlung ein Richtprozess nachgeschaltet. Die Norm verlangt nach einem zweistufigen Richtverfahren, wobei die Schiene um ihre Haupt- und Nebenträgheitsachse mittels Rollenrichtmaschinen gerichtet wird [2].

1.1 Richtprozess

Warmgewalzte Langprodukte wie Träger, Stäbe und Schienen sind nach der Abkühlung gekrümmt. Die Ursache liegt vor allem in der ungleichmäßigen Abkühlung des Walzgutes am Kühlbett. Für die Ausprägung der Krümmung ist einerseits die ungleich verteilte Masse bezogen auf den Querschnitt und andererseits die Position des Profils relativ zu benachbarten Profilen als Wärmequelle und der kühlenden Umgebungsluft verantwortlich. Dieser Vorgang wird durch eine eventuelle, der Walzung nachgeschaltete Wärmebehandlung, wie dem Schienenkopfhärten, beeinflusst [3, 4]. Besonders bei der Schiene tritt eine starke Krümmung aufgrund der ungleich verteilten Massen oder im speziellen Fall durch, bezogen auf den Querschnitt, einseitige Wärmebehandlung auf. Die Schiene muss daher anschließend durch Rollenrichten gerichtet werden.

Das Rollenrichten von Profilen ist ein Richten durch Biegen. Im Wesentlichen werden die Werkstücke mit mehrmaligem elastisch-plastischen Hin- und Herbiegen gerichtet. Dabei soll eine der ersten Biegungen größer als die größte Krümmung im Ausgangszustand des Richtgutes sein. Das darauf folgende Gegenbiegen wird mit geringerer und das weitere Biegen mit abklingender Krümmung durchgeführt. Die letzte elastisch-plastische Biegung

soll so gestaltet werden, um ein elastisches Rückfedern in den geraden Zustand des Richtgutes zu gewährleisten. [5, 6].

Eine Rollenrichtmaschine zum Richten von Schienen mit den Richtrollen R1–R17 besteht aus einer Horizontalrichtmaschine (HM) und einer Vertikalrichtmaschine (VM), wie in Abbildung 1.1 schematisch dargestellt. Die HM richtet die Schiene um ihre Haupt- oder horizontale Trägheitsachse, die VM um ihre Neben- oder vertikale Trägheitsachse. Die Rollenteilung ist bei beiden üblicherweise konstant, kann aber auch variieren. Im konkreten Fall ist sie an der HM im Gegensatz zur VM konstant. Die Rollen R2, R4, R6, R8 und R9 der HM und die Rollen R11, R13, R15 und R17 der VM werden einzeln angestellt, wobei die restlichen Rollen fix sind. Durch das Anstellen der Rollen wird die Schiene beim Durchlauf der Richtmaschine wechselnd um die horizontale und vertikale Trägheitsachse gebogen.

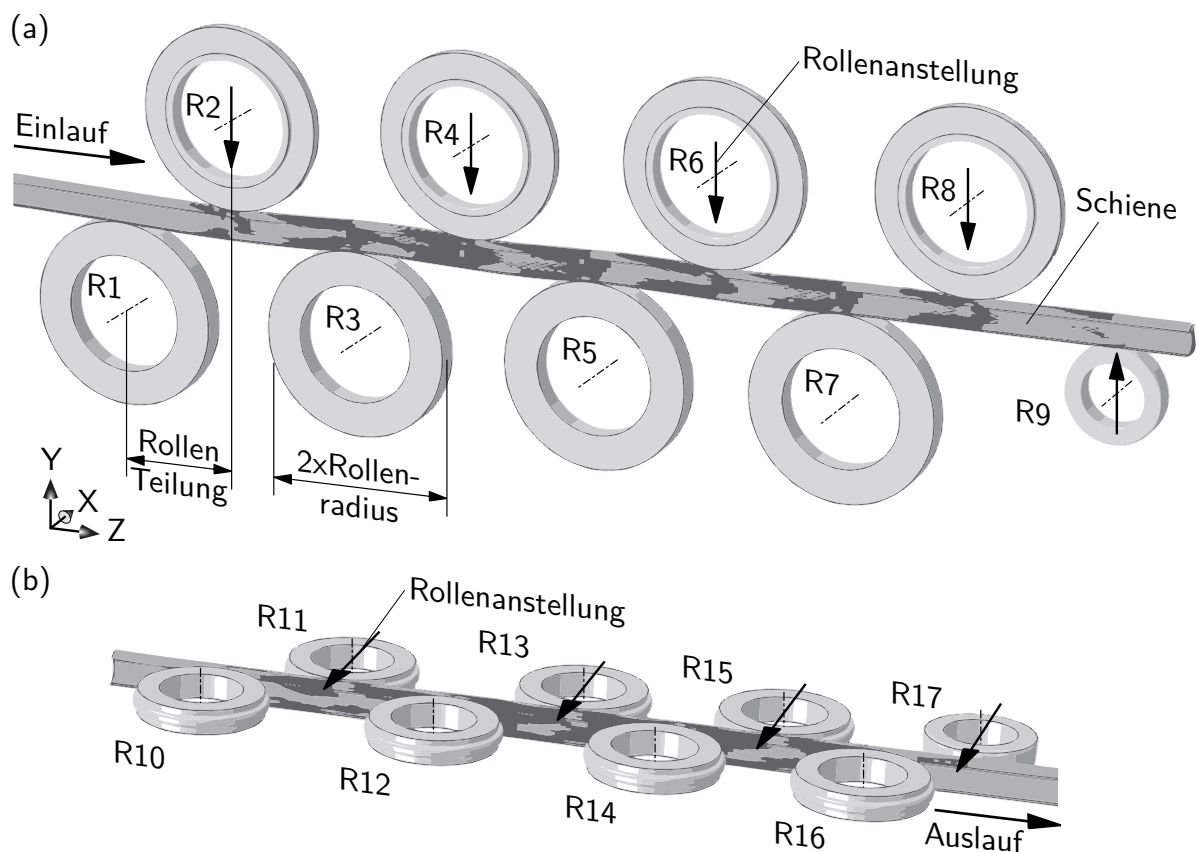


Abbildung 1.1: Schema der Richtmaschine für Schienen: Bestehend aus der (a) Horizontalrichtmaschine und (b) Vertikalrichtmaschine mit den Richtrollen R1–R17. Die Maschinen werden kurz hintereinander angeordnet. Die Anstellrichtung der verstellbaren Rollen ist durch die Pfeile gekennzeichnet. Die plastischen Bereiche der Schiene sind dunkelgrau dargestellt.

Eine linear abnehmende Anstellung der Rollen hat keinen linear abnehmenden Krümmungsverlauf zur Folge. Des Weiteren kann ein Abklingen der Krümmung nach der ersten oder zweiten Biegung nicht garantiert werden [7].

1.2 Problemstellung und Zielsetzung

Durch das Rollenrichten wird die Schiene der Norm entsprechend gerade gerichtet. Es werden jedoch durch den Richtprozess Eigenspannungen in Längsrichtung induziert. Diese Längseigenspannungen zeigen qualitativ den in Abbildung 1.2 dargestellten Verlauf [8], wobei im Schienenkopf und -fuß Zugeigenspannungen und im Stegbereich Druckeigenspannungen vorherrschen.

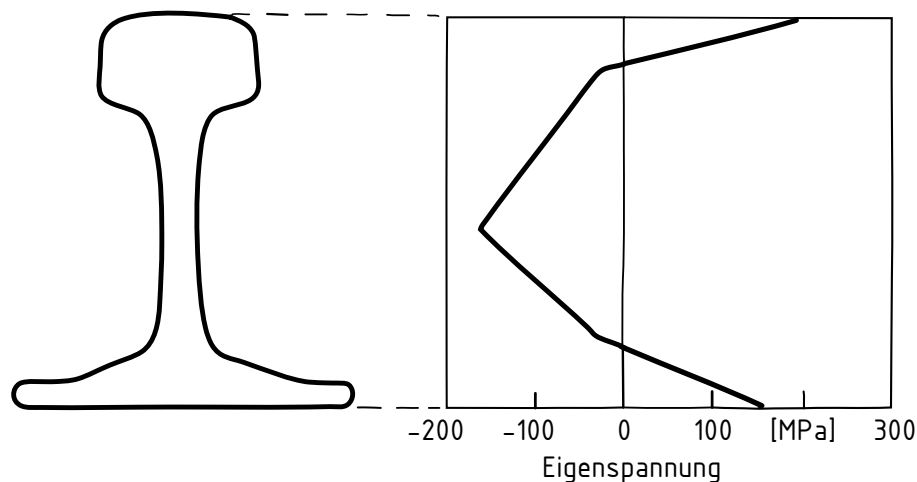


Abbildung 1.2: Typischer Längseigenspannungszustand einer Eisenbahnschiene: Hervorgerufen durch das Rollenrichten einer Schiene mit dem Profil 60E1 [8].

Die Europäische Schienennorm beinhaltet ein wesentliches Qualifikationskriterium. Für alle Stahlsorten dürfen die Längseigenspannungen im Schienenfuß höchstens 250 MPa betragen [2]. Zusätzlich zu diesem von den Schienenherstellern üblicherweise erfüllten Kriterium werden auch immer mehr kundenspezifische Spezifikationen gefordert. Dabei verlangt der Markt zukünftig Eigenspannungen, die weit unter den normierten Grenzen liegen [9, 10].

Unter dem Gesichtspunkt, die Eigenspannungen der Norm entsprechend zu gestalten, wurde unter anderem ein Rollenstellkonzept [11] patentiert. Ein weiteres Patent schlägt eine Abfolge von Biegekrümmungen der Schiene in der Richtmaschine vor, um die Eigenspannungen weiter unter den Normwert von 250 MPa zu drücken [12].

Die experimentellen Untersuchungen umfassen unterschiedliche Methoden zur Eigenspannungsmessung. Diese ermöglichen die Abbildung des Längseigenspannungszustandes über das gesamte Schienenprofil.

Zur numerischen Analyse des Richtprozesses wurden mehrere Finite Elemente Methode (FEM)-Modelle mit Abaqus/Standard [13] entwickelt. Ausgehend von vereinfachten Annahmen für eine Basisuntersuchung der Biegevorgänge beim Richten konnte eine neue Betrachtungsweise des Problems gewonnen werden. Basierend auf diesen Erkenntnissen wurde eine Optimierungsstrategie entwickelt und umgesetzt. Der Schienenrichtprozess wurde anhand mehrerer, komplexer, nacheinander geschalteter Modelle abgebildet. Die Charakterisierung des Werkstoffverhaltens erfolgte durch zyklische Versuche. Die Modelle konnten durch mehrere Messungen bei Versuchen an der Richtmaschine validiert werden.

1.3 Bisherige Untersuchungen

In der Literatur sind Untersuchungen experimenteller Art, wie an gerichteten Schienen durchgeführte Eigenspannungsmessungen, zu finden. Weitere Literaturstellen beziehen sich auf numerische Berechnungen zur Eigenspannungsentstehung beim Richtprozess.

1.3.1 Experimentelle Untersuchungen

Zur Bestimmung von Längseigenspannungen kam bei MEIER [14] ein Zerlegeverfahren zum Einsatz. Bei YASOJIMA und MACHII [15] wurden die Eigenspannungen in einer Scheibe entsprechend dem Schienenquerschnitt zerlegend vermessen. GROOM [16] kombinierte diese beiden Methoden und konnte so den vollständigen Spannungstensor bestimmen [17, 18].

KELLEHER et al. [19, 20] führten mehrere Studien zum Vergleich verschiedener Messmethoden für Eigenspannungen in Schienen durch. Bei überfahrenen Schienen wurden die Spannungen im Kopf durch Röntgen- und Synchrotronstrahlung gemessen und verglichen. Speziell in [19] wurden Eigenspannungsmessungen an rollengerichteten Schienen durchgeführt. Die in Abbildung 1.4 dargestellten Spannungen wurden mittels Synchrotronstrahlung in der Schienenquerschnittsebene gemessen. Zur Ergänzung der Komponenten in Längsrichtung wurde die Konturmethode nach PRIME [21, 22] verwendet.

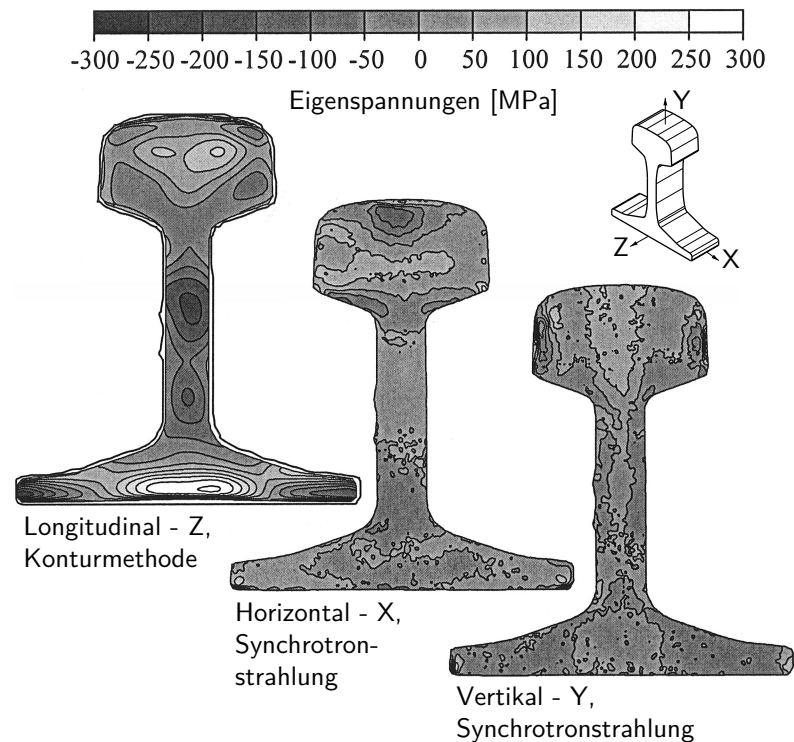


Abbildung 1.4: Eigenspannungsprofil einer rollengerichteten Schiene: Die Eigenspannungen in der Querschnittsebene in horizontaler (X) und vertikaler (Y) Richtung wurden mit Synchrotronstrahlung gemessen. Ergänzend wurden die Spannungen in longitudinaler (Z) Richtung mit der Konturmethode bestimmt [19].

LUZIN et al. [23] verwendeten Neutronenstrahlung zur Bestimmung der Eigenspannungen in ungerichteten, gerichteten und überfahrenen Schienen. Trotz hochenergetischer Strahlung ergaben sich bei der Messung einer unzerlegten Schiene teilweise sehr große Strahlwege und damit verbunden sehr lange Strahlzeiten. Aufgrund dessen wurden die meisten Proben zerlegt und lediglich eine Scheibe in der Schienenquerschnittsebene vermessen. Die Längseigenspannungskomponente konnte somit nicht erfasst werden.

STEFENELLI [24] gab im Rahmen des Projekts einen detaillierten Überblick über die möglichen Methoden zur Messung von Eigenspannungen [25, 26], speziell in Schienen. Dabei wurden die Methoden bezüglich ihrer Anwendbarkeit an Schienen bewertet. Die nachfolgend angeführten drei aussichtsreichsten Methoden wurden einer genaueren Betrachtung und Erprobung unterzogen:

- Neutronenbeugung [27–29]
- Konturmethode [21, 22]
- transverse/oblique slicing (T/O-S) Methode [17]

Bei der T/O-S Methode soll iterativ aus den Restspannungen zweier Scheiben auf den ursprünglichen Spannungszustand geschlossen werden. Eine dünne Scheibe ist quer (transverse – T) und eine schräg (oblique – O) zur Stablängsrichtung aus einem Stab geschnitten. Anhand eines einfachen Beispiels konnte der gänzliche Verlust eines Teils der relaxierenden Spannungen gezeigt werden, die auch durch die Methode nicht mehr rekonstruierbar sind [24].

WOLLENDORFER [30] beschäftigte sich mit der Messung der Krümmung einer Schiene. Zur Messung wurde die Schiene auf mehreren, nacheinander angeordneten Waagen positioniert. Anhand der einzelnen gemessenen Auflagerkräfte konnten Rückschlüsse auf die Geradheit gezogen werden.

1.3.2 Numerische Untersuchungen

BRÜNIG [31] modellierte die Schiene mit Balkenelementen, wobei der Schienenquerschnitt mit mehreren, verschieden breiten Schichten über die Schienenhöhe dargestellt wurde. Das zyklische Werkstoffverhalten wird durch ein Zwei-Flächen-Modell beschrieben. Die Rollen und deren Anstellung wurden durch auf die Balkenelemente wirkende, vorgegebene Verschiebungsrandbedingungen simuliert. Der Einfluss des Kontaktes zwischen Rollen und Schiene auf den Spannungszustand wurde somit nicht berücksichtigt, was im Endeffekt auch als nicht signifikant erachtet wurde. Um die aus einem Richtversuch ermittelte Schienenverkürzung im Modell umsetzen zu können, wurden zusätzlich zu den Verschiebungsrandbedingungen Horizontalkräfte in die Balkenelemente eingeleitet. Die Horizontalkräfte wurden aus den gemessenen Daten aus dem Versuch abgeleitet.

HINTEREGGER et al. [3, 32] untersuchten die Eigenspannungs- und Krümmungsentwicklung der Schiene nach dem Walzen und vor dem Rollenrichten. Die Abkühlung der Schienen aus der Walzhitze am Kühlbett liegend wurde mittels FEM modelliert. Die reibungsbehaftete Lagerung am Kühlbett wurde ebenso berücksichtigt wie ein gegenseitiger Wärmeaustausch. Eine ähnliche Berechnung, angewandt auf den H-Träger, führten später auch PERNIA et al. [4, 33] durch.

WEISER und GUERICKE [34, 35] stellten den Schienenquerschnitt durch ein zweidimensionales (2D)-Modell dar. Ein vorgegebener Krümmungsverlauf der Schiene im Richtprozess wurde durch experimentell ermittelte Krümmungs-Momenten Zusammenhänge in einen Momentenverlauf überführt. Aus diesem Momentenverlauf wurden in weiterer Folge die Richtrollenkräfte abgeleitet. Der Querschnitt im 2D-Modell wurde einerseits mit den Biegespannungen entsprechend dem Momentenverlauf und andererseits mit den

durch die Richtkräfte hervorgerufenen Kontaktspannungen laut der Hertz'schen Theorie [36] in Längsrichtung beaufschlagt. Das Fließen im Kontaktbereich wurde dabei von den Kontaktspannungen beeinflusst. Ein verbessertes Materialmodell wurde durch [37] ergänzt.

PHILIPP [38] untersuchte an einem einfachen Rechtecksquerschnitt die Eigenspannungsentstehung beim Richten. Dazu wurde ein *Generalized Plane Strain (GPS)* Modell verwendet, das äquivalent zum Krümmungsverlauf beim Richten wechselnd gebogen wurde. Der Einfluss des Rollenkontaktes wurde dabei nicht modelliert.

NAUMANN [39] modellierte das Richten der Schiene über die horizontale Trägheitsachse mit einem dreidimensionalen (3D)-Modell unter Ausnutzung der Halbsymmetrie. Das Verfestigungsverhalten des Materials wurde durch ein linear kinematisches Werkstoffverhalten abgebildet. Die mit *rigid surface* Elementen modellierten Rollen wurden mit der Schiene in Kontakt gebracht. Die berechneten Dehnungen konnten den Dehnungsmessungen an einem Versuchsstand, der jeweils die Biegung zwischen drei Rollen simuliert, mit einer guten Übereinstimmung gegenübergestellt werden. Die Eigenspannungsentstehung wurde auf den Einfluss des Schiene-Rollen Kontakts zurückgeführt.

FINSTERMANN et al. [40] berechneten die Richtkräfte und Biegemomente anhand eines Balkenmodells. Die berechneten Daten wurden in weiterer Folge auf ein 3D-Modell aufgebracht, das aus einem Stück Schiene sowie Ausschnitten einer Ober- und Unterrolle bestand. Das Schienenstück wurde abwechselnd durch die Randbedingungen gegen die Rollen gedrückt und somit auch der Einfluss des Kontakts beim Biegen erfasst. Das nicht-linear kinematische Verfestigungsverhalten des Materials wurde mit dem MRÓZ Mehrflächenmodell [41] umgesetzt. VARNEY und FARRIS [42] haben das auf ähnliche Weise mit einem Balken- und 2D-Modell unter Verwendung eines linearen Werkstoffmodells durchgeführt.

SCHLEINZER und FISCHER [43–45] modellierten das Richten über beide Trägheitsachsen mittels eines 3D-Modells unter Zuhilfenahme der Submodelltechnik. Dabei werden die mittels eines grob vernetzten Globalmodells berechneten Randbedingungen auf einen fein vernetzten Detailbereich, das Submodell, übertragen [46]. Das globale Modell wurde mit ABAQUS/Explicit [13] berechnet, das hinsichtlich der Kontaktproblematik Vorteile bietet. Zur Werkstoffbeschreibung wurde ein linear kinematisches Verfestigungsmodell über die User Subroutine VUMAT implementiert. Das lokale Modell wurde anhand der aus dem globalen Modell ermittelten Randbedingungen mit ABAQUS/Standard berechnet. Hier wurde das Werkstoffverhalten durch das über die User Subroutinen UMAT implementierte CHABOCHE-Modell [47] beschrieben. Die mit dem Schienenwerkstoff durchgeführten

zyklischen uni- und biaxialen Versuche zeigen die Modellierbarkeit durch dieses Modell und liefern die dazu notwendigen Parameter. Das Ergebnis aus der Richtsimulation zeigt den typischen C-förmigen Eigenspannungszustand. Als Ursache dieses Profils wird die Verkürzung von Kopf und Fuß durch den Rollenkontakt angeführt.

BETEGÓN BIEMPICA et al. [48] erstellten drei Arten von Modellen für das Richten von Schienen:

1. Ein Balkenmodell zur Ermittlung der Reaktionskräfte und -momente als Basis für die nachfolgenden Modelle.
2. Zwei 2D-Modelle, eines durch den ebenen Dehnungszustand und eines durch den ebenen Spannungszustand beschrieben.
3. Ein 3D-Modell zum Vergleich der beiden 2D-Modelle.

Die Ergebnisse aus den Modellvariationen waren vergleichbar. Durch die Variation der letzten Rolle der HM wurde eine Veränderung des Eigenspannungszustandes erzielt.

Einige Autoren verwendeten ihre Modelle in weiterer Folge für eine Parameteranalyse oder zur Optimierung hinsichtlich des Eigenspannungszustands. SRIMANI und BASU [49] konnten durch eine Variation der Rollenzustellungen die Eigenspannungen bei akzeptabler Geradheit verringern. PERNIA et al. [4, 50] wendeten einen genetischen Algorithmus zur Optimierung an einem Richtmodell für H-Träger an, um die Eigenspannungen zu reduzieren. SONG et al. [51] unterzogen den gesamten Richtprozess um beide Trägheitsachsen einer Parameterstudie und ermittelten so die günstigsten Zustellwerte für den niedrigsten Spannungswert am Schienenfuß.

Einige Arbeiten beinhalten die Modellierung des Richtprozesses im Zusammenhang mit der vorangegangenen Abkühlung. LINDBÄCK und NÄSTRÖM [52] modellierten den Schienenquerschnitt durch ein GPS Modell. In diesem Modell erfuhr der Schienenquerschnitt zuerst die Abkühlung nach dem Walzen und weiters das Biegen unter Beaufschlagung der durch die Rollen verursachten Kontaktspannungen. RINGSBERG und LINDBÄCK [53] erweiterten dieses Modell um ein 3D-Modell eines kurzen Schienenabschnitts zur genaueren Betrachtung des Kontakteinflusses auf die Schiene durch die Rollen.

SRIMANI et al. [54] betrachteten die Wirkung des Richtens auf die Schienenenden im Vergleich zur Mittelsektion.

2 Eigenspannungsmessung

Nach der in Unterabschnitt 1.3.1 angeführten und von STEFENELLI [24] durchgeführten Erhebung wurden Eigenspannungen an der gerichteten Schiene mittels der Neutronenbeugung und der Konturmethode ermittelt.

2.1 Neutronenbeugung

Die Eigenspannungsmessung durch Neutronenbeugung [27–29] wurde am STRESS-SPEC Neutronendiffraktometer [55] bei der Forschungs-Neutronenquelle Heinz Maier-Leibnitz (FRM II) an der Technischen Universität München (TUM) in Garching, Deutschland durchgeführt. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 2.1 dargestellt.

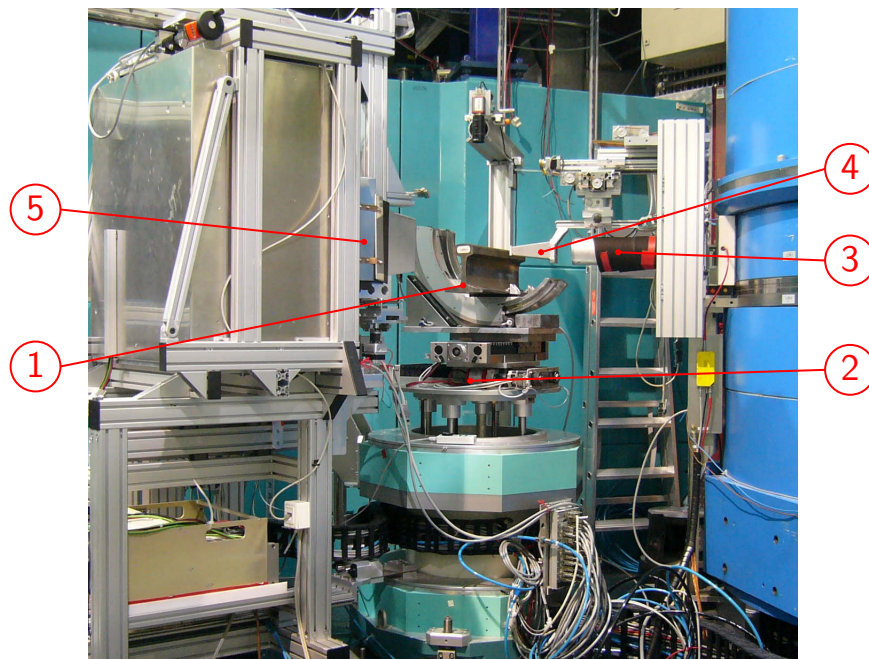


Abbildung 2.1: Versuchsaufbau des STRESS-SPEC Neutronendiffraktometers am FRM II: Die Probe (0,5 m langes Schienenstück) (1) wird durch den Manipulator (2) in die richtige Position gebracht. Der Neutronenstrahl wird durch das Strahlrohr (3) und die Blende (4) zur Probe (1) geführt. Der an der Schiene gebeugte Strahl trifft weiters auf den Detektor (5).

Für die Messung wurde ein 0,5 m langes Schienenstück der Güte R260 und dem Profil 60E1 (Abbildung 1.3) als Probe (1) verwendet, um einen unveränderten Spannungszustand in der Mitte der Schiene zu gewährleisten [23, 24]. Der Manipulator (2) bringt die Probe (1) in die gewünschten Positionen. Der Neutronenstrahl mit der Wellenlänge 1,664 Å wird durch das Strahlrohr (3) und die Blende (4), die das Messvolumen von $5 \times 5 \times 5 \text{ mm}^3$ festlegt, zur Probe (1) geführt. Die Größe des Volumens ist notwendig, um bei Durchstrahlwegen von bis zu 150 mm bei einigen Messpunkten eine akzeptable Statistik des Reflexes bei vertretbarer Messzeit sicher zu stellen. Der gebeugte Strahl trifft auf den 2D-Detektor (5) mit der Fläche $200 \times 200 \text{ mm}^2$ und einer Pixelgröße von 1,4 mm auf und wird aufgezeichnet. Zur Messung der Netzebenenabstände d^{hkl} des α -Fe Kristallgitters wurde der Reflex zweier Netzebenen hkl , und zwar der 110 und 211 Reflex, genutzt. Über die *Bragg*-Beziehung wurde anhand der aufgezeichneten Winkel des Reflexes auf den Netzebenenabstand in Richtung des Beugungsvektors geschlossen [27]. Die Beugungsvektoren wurden jeweils parallel zur horizontalen X-Achse, der vertikalen Y-Achse und der longitudinalen Z-Achse orientiert (vergleiche Abbildung 1.4), um die Dehnungen in den jeweiligen Achsen zu erhalten. Es galt die Annahme, dass diese drei Achsenrichtungen den Hauptspannungsrichtungen entsprechen. Der Netzebenenabstand des unverspannten Gitters d_0^{hkl} wurde durch die Vermessung eines der Schiene entnommenen $4 \times 4 \times 4 \text{ mm}^3$ Würfels bestimmt. Weiters wurden die Dehnungen ε^{hkl} des Gitters in Richtung der drei Achsen i mit

$$\varepsilon_i^{hkl} = \frac{d_i^{hkl} - d_0^{hkl}}{d_0^{hkl}} \quad (2.1)$$

ermittelt [27, 28]. Der dreiachsige Eigenspannungszustand σ_i wurde über

$$\sigma_i = \frac{E^{hkl}}{(1 + \nu^{hkl})} \left(\varepsilon_i^{hkl} + \frac{\nu^{hkl}}{(1 - 2\nu^{hkl})} (\varepsilon_x^{hkl} + \varepsilon_y^{hkl} + \varepsilon_z^{hkl}) \right) \quad (2.2)$$

berechnet [28]. Die röntgenografischen elastischen Konstanten für $hkl = 110$ und 211 sind $E^{hkl} = 216 \text{ GPa}$ und $\nu^{hkl} = 0,286$, basierend auf dem E-Modul aus Kapitel 4 und berechnet aus [56, 57] mit dem Kornwechselwirkungsmodell nach *Hill*.

Die Messung erfolgte an mehreren Messpunkten innerhalb einer Schienenhälfte und mit jeweils 5 mm Abstand entlang der Symmetrieachse der Schiene. Die Ergebnisse der Messung sind in Abbildung 2.2 dargestellt. Die ermittelten d_0^{hkl} -Werte wurden dahingehend adaptiert, dass die Spannungen an definierten Positionen allgemeine Randbedingungen erfüllen, d.h., dass eine Spannung normal zur Oberfläche Null ergeben muss. Die Spannungswerte bei einer Schienenhöhe von 3 und 172 mm in Abbildung 2.2(b) sind aufgrund

der Randnähe nicht zu berücksichtigen, da eine Verfälschung der Messergebnisse durch den Randeinfluss zu erwarten ist.

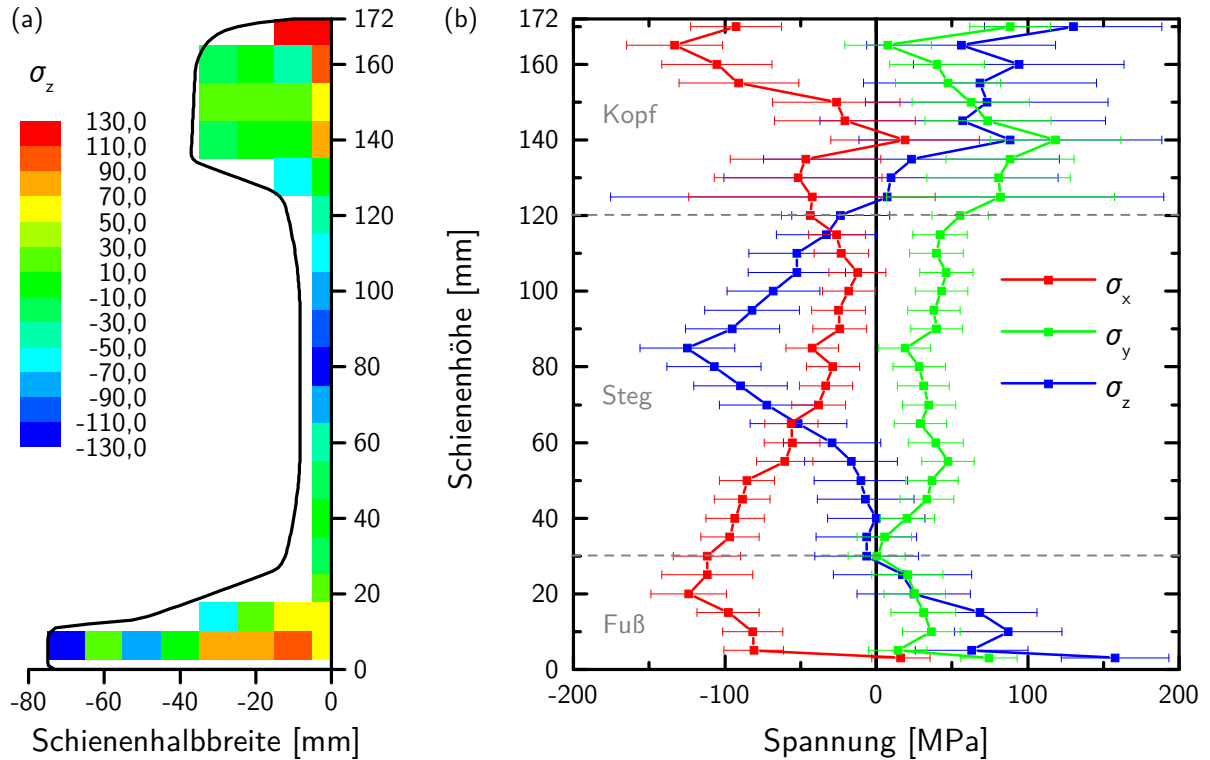


Abbildung 2.2: Eigenspannungen einer gerichteten Schiene gemessen durch Neutronenbeugung: Dargestellt sind (a) die Längseigenspannungen σ_z entlang einer Schienenhälfte und (b) der dreiachsige Eigenspannungszustand σ_i entlang der Symmetrieachse der Schiene mit den entsprechenden Messfehlerbalken.

In Abbildung 2.2(a) sind die Eigenspannungen in Längsrichtung σ_z dargestellt. Abbildung 2.2(b) zeigt den dreiachsigen Eigenspannungszustand σ_i entlang der Symmetrieachse der gerichteten Schiene. Die Längseigenspannungen σ_z zeigen hier ganz deutlich die erwartete C-Form. Die relativ großen Fehlerbreiten von ± 80 MPa im Kopfbereich im Vergleich zu jenen im Steg von ± 20 MPa sind auf die relativ schlechte Statistik des Reflexes bei langen Durchstrahlwegen der Neutronen zurückzuführen.

2.2 Konturmethode

Die Konturmethode stellt ein relativ einfaches Verfahren zur Messung von Eigenspannungen dar. Die Eigenspannungen in einem Bauteil werden bei dieser Methode über die Deformation der Schnittfläche bestimmt. Die Methode wurde von PRIME [21, 22]

beschrieben und durch Messungen an Biegestäben verifiziert. In Abbildung 2.3 ist die Methode schematisch dargestellt. Zunächst wird die Probe mit dem Eigenspannungszustand $\sigma_x(y)$ (A) in zwei Hälften geschnitten, sodass die anfänglichen Eigenspannungen relaxieren können (B). Die dadurch verschobene Schnittfläche wird etwa durch eine Koordinatenmessmaschine (KMM) vermessen. Der ursprüngliche Eigenspannungszustand wird durch das Zurückführen der Schnittfläche in den ursprünglich ebenen Zustand (C) mittels FEM-Simulation berechnet.

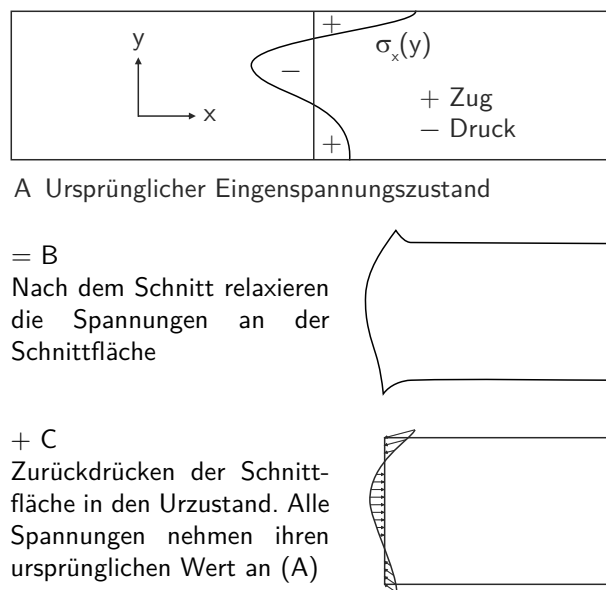


Abbildung 2.3: Prinzip der Konturmethode [22].

Grundlegende Annahmen dieser Methode nach [22] sind:

- a) Elastisches Materialverhalten beim Relaxieren.
- b) Kein Einfluss auf den Eigenspannungszustand durch das Schneiden.
- c) Ein ideal gerader Schnitt.

Das Drahterodieren soll dabei als Schnittmethode gewählt werden, da dabei die Schnittfläche die notwendige Güte gewährleistet und der Eigenspannungszustand am wenigsten beeinflusst wird [21, 22]. Das Drahterodieren ist ein funkenerosives Abtrageverfahren und zählt zu den, den Trennverfahren untergeordneten, thermischen Abtrageverfahren [58].

2.2.1 Anwendung an Schienen

Im Rahmen des Projekts wurde von STEFENELLI [24] die Anwendbarkeit der Konturmethode auf Schienen überprüft. Dazu wurde durch Drahterodieren jeweils ein Stück von 0,5 m einer gerichteten und einer ungerichteten Schiene in der Mitte geschnitten (hinsichtlich der gewählten Länge siehe auch Abschnitt 2.1). Dazu wurde die Probe (1), wie in Abbildung 2.4 dargestellt, in der Drahterodiermaschine mittels einer Haltevorrichtung (2) fixiert. Die Drahtführung (3) führt den Draht vom Kopf zum Fuß der Schiene, wobei die gesamte Anordnung in ein Dielektrikum getaucht ist und der Schnitt damit gespült wird. Die Drahtvorschubgeschwindigkeit wird durch die Maschine automatisch geregelt.

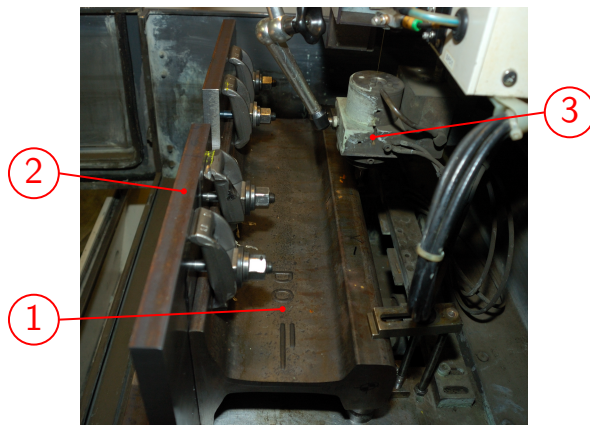


Abbildung 2.4: Einspannung der Schiene beim Drahterodieren: Ein 0,5 m langes Schienenstück (1) wird durch eine Haltevorrichtung (2) in der Erodiermaschine fixiert. Der Draht wird durch die Drahtführung (3) beim Schneiden vom Kopf zum Fuß geführt.

Die Schnittflächen wurden mittels einer KMM mit einem Messraster von $2\text{ mm} \times 2\text{ mm}$ und einem Randabstand von 1 mm vermessen. Die Verschiebung der Schienenkontur selbst konnte auf Grund der rauen gewalzten Oberfläche nicht vermessen werden.

Die Rückführung der gemessenen Kontur in den geraden Ursprungszustand zur Eigenspannungsberechnung wurde mit ABAQUS/Standard [13] durchgeführt. Dazu wurde über ein Python-Script ein 3D-FEM-Netz aufgebaut. Die erste Elementreihe im Schienenquerschnitt weist in Längsrichtung eine Tiefe von 2 mm auf. Als Basis der Elementknoten dienten die Messpunkte aus der Konturvermessung. Als Elementtyp wurde in Abhängigkeit der verfügbaren Knotenanzahl entweder das acht-knotige lineare 3D-Kontinuumselement mit reduzierter Integration C3D8R bei vier Knoten oder das sechs-knotige lineare 3D-Kontinuumselement C3D6 im Randbereich bei drei Knoten herangezogen. Der Querschnitt der Schiene wird so über die Messpunkte modelliert. Dieser Querschnitt ist von

geringerer Größe als der reale Schienenquerschnitt, da die Messpunkte etwa 1 mm von der Schienenaußenkontur entfernt liegen. Das Script ergänzt das Netz durch immer länger werdende Elemente in Längsrichtung zu einer Modelllänge von 250 mm. Das elastische Werkstoffverhalten ist mit den elastischen Konstanten $E = 205 \text{ GPa}$ und $\nu = 0,3$ aus Kapitel 4 modelliert. Die Rückführung der Kontur erfolgt durch das Verschieben der Elementknoten um dessen negativen Messwert in der FEM-Berechnung, wobei die anderen Freiheitsgrade der Knoten gesperrt sind.

Die Ergebnisse aus der Eigenspannungsermittlung durch die Konturmethode sind in Abbildung 2.5 dargestellt. Um bei der Spannungsauswertung einen Glättungseffekt zu erzielen, wurde das Ergebnis 3 mm hinter der Schnittfläche ausgewertet.

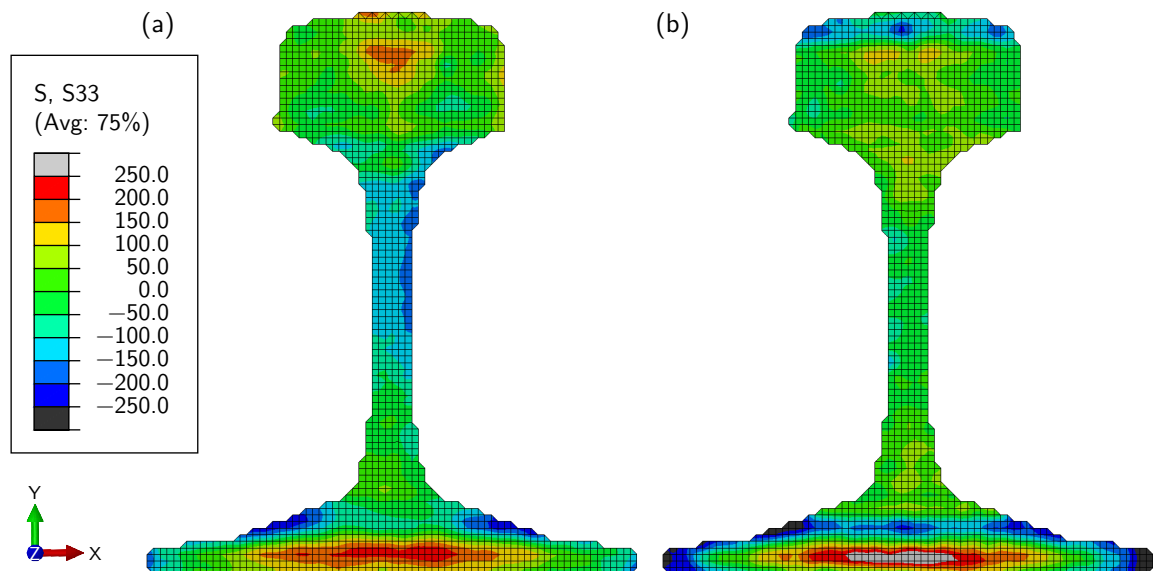


Abbildung 2.5: Mit der Konturmethode ermittelter Eigenspannungszustand: Längseigenspannungen S33 der (a) gerichteten und (b) ungerichteten Schiene 3 mm hinter der Schnittfläche.

Die Eigenspannungen der gerichteten Schiene (Abbildung 2.5(a)) deuten entlang der Symmetrieachse einen C-förmigen Verlauf an. Die höchsten Zugeigenspannungen im Fußbereich liegen jedoch nicht am Rand, wie zu erwarten wäre, sondern innerhalb des Fußes. Die ungerichtete Schiene (Abbildung 2.5(b)) weist, abgesehen vom Fuß, nahezu keine Eigenspannungen auf. Die Spannungen im Fußbereich gestalten sich ähnlich der in der gerichteten Schiene.

2.2.2 Erweiterte Konturmethode

Ergänzend zu den Untersuchungen aus Unterabschnitt 2.2.1 wurden Untersuchungen hinsichtlich eines möglichen Einflusses durch das Schneiden durchgeführt, um zu überprüfen, ob beim Schneiden der Schiene die grundlegende Annahme der Konturmethode (c) – ein ideal gerader Schnitt – erfüllt ist.

Zur Überprüfung, ob die in Abbildung 2.5 dargestellten Zugspannungsinselformen im Fußbereich durch das Schneiden hervorgerufen werden, wurden drei Schienen mit verschiedenen Schnittlagen geschnitten. Dazu wurden die Schienen in den drei Positionen A–C laut Abbildung 2.6 drahterodiert.

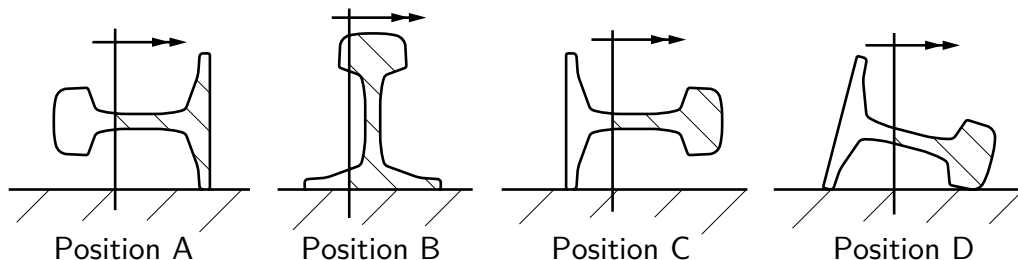


Abbildung 2.6: Variation der Positionierung beim Schneiden der Schiene: Die Positionen A–D zeigen schematisch mögliche Lagen der Schiene beim Drahterodieren. Die Vorschubrichtung des Drahtes ist durch die Doppelpfeile dargestellt.

Nach dem Schneiden wurden die Schnittflächen beider Hälften mit einer KMM mit einem Messraster von $1 \text{ mm} \times 1 \text{ mm}$ vermessen. Das erweiterte Python-Script berechnet aus beiden Schnittflächen eine gemittelte Kontur, wobei eine Hälfte gespiegelt wird. Um den gesamten Querschnitt der Schiene abbilden zu können, wurde eine vollständige, 250 mm lange Schiene mit linearen acht-knotigen Kontinuumselementen mit reduzierter Integration modelliert. Zur Eigenspannungsanalyse werden die Verschiebungsfreiheitsgrade in Längsrichtung der Elementknoten auf die Schnittfläche aus den negativen Konturdaten interpoliert. Die Berechnung verschiebt die zu Beginn gerade Kontur in die entgegengesetzte Form der gemessenen Kontur und erzielt somit den gleichen Effekt wie das Verschieben der gemessenen Kontur in den geraden Zustand.

Die Darstellung der gemittelten Konturen der erodierten Schnitte in Position B und C in Abbildung 2.7 zeigen sehr deutlich einen Einfluss durch das Schneiden. Die Kontur weist in beiden Fällen eine oder mehrere durch rot gepunktete Linien dargestellte Riefen auf. In Abbildung 2.7(a) sind zwei Stufen im Fuß auf Höhe der Kopfbreite durch blau punktierte Linien markiert.

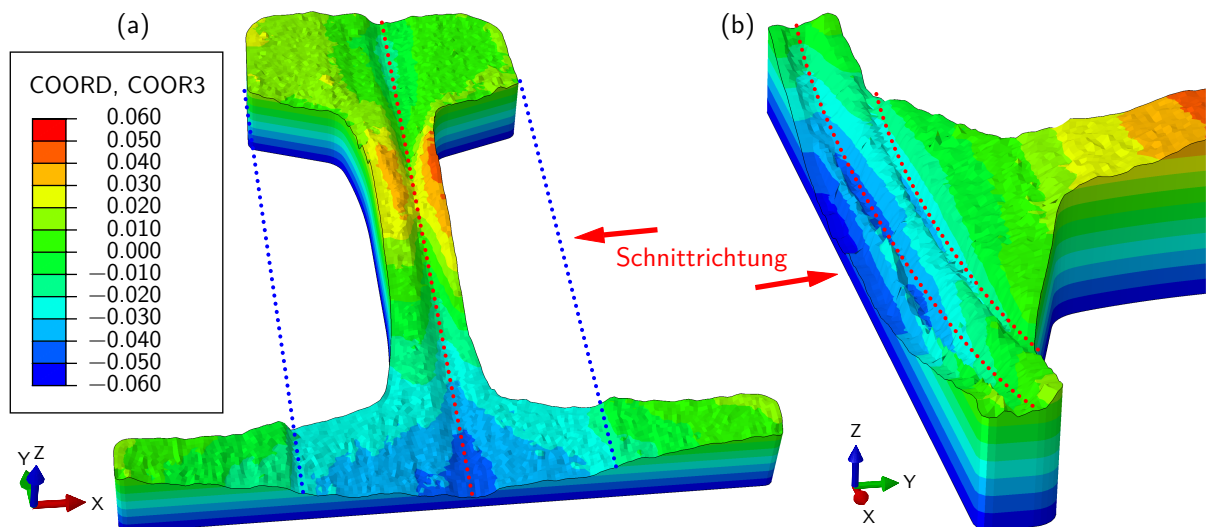


Abbildung 2.7: Kontur der Schnitte in verschiedenen Positionen: Die Koordinaten in Z-Richtung COORD3 der gemittelten Konturen der Schnitte (a) in Position B und (b) in Position C Fußbereich lassen sehr deutlich auf einen Einfluss durch das Schneiden schließen (punktirierte Linien).

Die Ursache der Riefen und Stufen liegt in der Steuerung der Drahterodiermaschine. Diese regelt die Drahtgeschwindigkeit abhängig von der Werkstückdicke, um Drahtbrüche zu verhindern und die Maschine effizient zu betreiben [59, 60]. Die Änderung der Drahtgeschwindigkeit hat eine Änderung in der Schnittbreite zur Folge [61–63]. Daher verursachen Änderungen der Werkstückdicke solche, in Abbildung 2.7 dargestellte, Stufen und Riefen in der Kontur, die bei der Berechnung zu Spannungsartefakten führen. Die Entstehung der Riefen ist durch den Einschwingvorgang der Steuerung nach abrupten Dickenänderungen begründet.

Um diesem Effekt entgegenzuwirken, wurden drei Lösungsansätze angedacht:

- Durch äußeres Umschließen des Schienenstücks mit einem Klotz in Rechtecksform und der Schienenaußenkontur als innere Aussparung soll eine konstante Werkstückdicke erzielt werden.
- Die Kontur soll durch die Kontur einer möglichst spannungsfreien Schiene, die somit ausschließlich den Einfluss des Schneidens abbildet, korrigiert werden.
- Die Wahl einer Schienenlage beim Schneiden, die keine abrupten Werkstückdickenänderungen bewirkt.

Die erste Variante lässt auf weitere Schwierigkeiten schließen, da die notwendige Aussparung in Form des Normprofils (Abbildung 1.3) von der gewalzten Form des Schienen-

außenprofils innerhalb der Toleranz abweichen könnte. Daher würde der umschließende Klotz nicht passgenau auf der Schiene sitzen. Der dabei entstehende Spalt in Verbindung mit der Spülung des Schnittspalts mit dem Dielektrikum könnte zu neuen ungünstigen Effekten führen.

Die nächsten beiden Varianten wurden miteinander kombiniert und getestet. Eine spannungsarm geglähte Schiene dient zur Aufnahme der korrigierenden Kontur. Die Schiene wurde 2 h bei 600 °C gegläht. Beide Schienen mit 0,5 m, die verspannte und die spannungsarm geglähte, wurden in der Position D nach Abbildung 2.6 durch Drahterodieren geschnitten. Die vermessenen und zusammengehörigen Schnittflächen wurden wiederum mittels des Python-Scripts gemittelt.

Die Korrektur der Kontur der verspannten Schiene um die korrigierende wird ebenfalls über das Python-Script umgesetzt. Die Wirkung der Konturkorrektur ist in Abbildung 2.8 in Form der einzelnen Konturen dargestellt. Die Kontur der verspannten Schiene (Abbildung 2.8(a)) wird durch Subtraktion der korrigierenden Kontur (Abbildung 2.8(b)) zur Kontur in Abbildung 2.8(c). Die Wirkung der Korrektur wird durch die punktierten Linien markiert. Die sehr deutlich erkennbaren Riefen in der Kontur der verspannten Schiene sind auch in der korrigierenden Kontur an denselben Positionen und in der korrigierten Kontur kaum mehr vorhanden. Die korrigierende Kontur ist im Stegbereich höher als im Kopfbereich, was auf einen schmaleren Schnitt in diesem Bereich auf Grund der niedrigeren Werkstückdicke zurückzuführen ist. Diese korrigierte Kontur wird in weiterer Folge zur Eigenspannungsberechnung verwendet.

Die Eigenspannungsberechnung mit der korrigierten Kontur aus Abbildung 2.8(c) ergibt die in Abbildung 2.9 dargestellten Eigenspannungen.

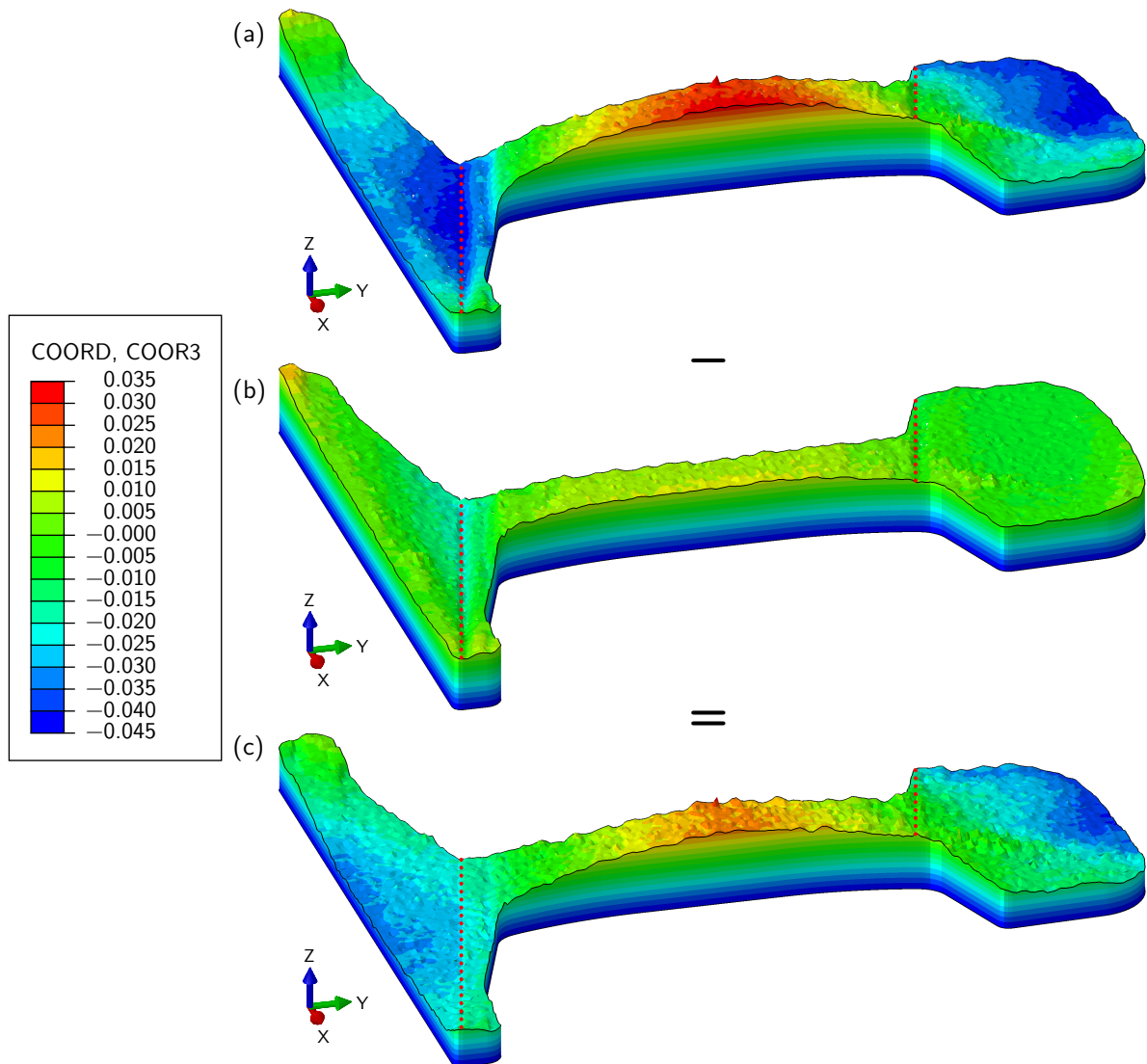


Abbildung 2.8: Korrektur der Kontur bei der erweiterten Konturmethode: Es sind die Koordinaten in Z-Richtung COORD3 der einzelnen Konturen dargestellt. Von der Kontur (a) der verspannten Schiene wird (b) die korrigierende Kontur der spannungsarm geglähten Schiene subtrahiert, um (c) die korrigierte Kontur zu erhalten. Die durch punktierte Linien markierten Riefen werden nahezu vollständig beseitigt.

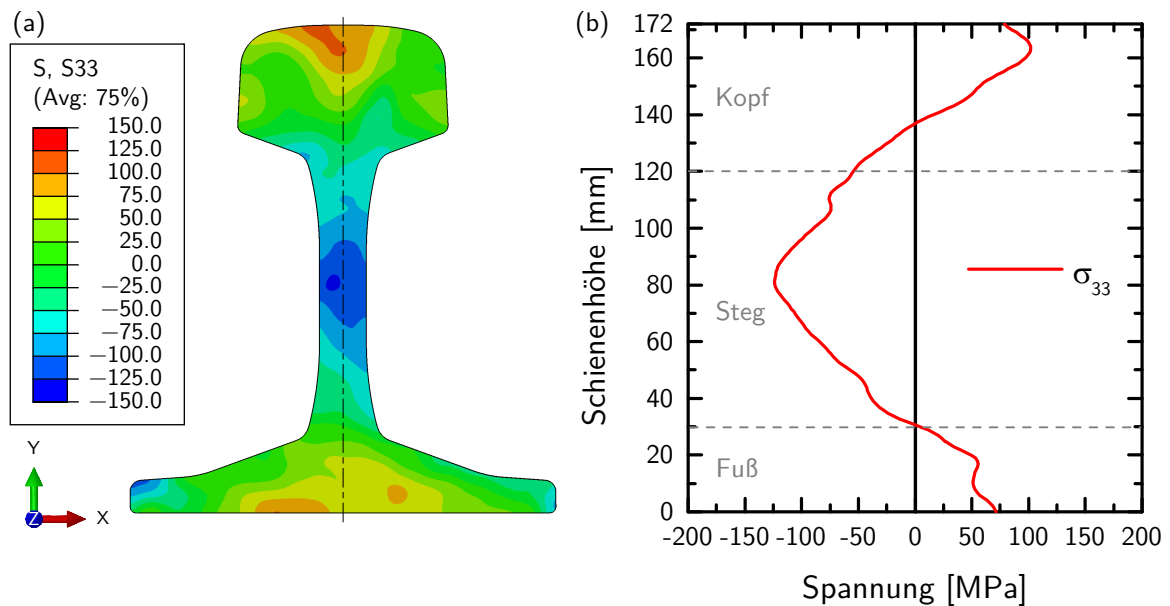


Abbildung 2.9: Mit der erweiterten Konturmethode ermittelten Eigenspannungen einer gerichteten Schiene: Die Eigenspannungen in Längsrichtung sind über (a) den Querschnitt und (b) entlang der Symmetrieachse zur Glättung 8 mm hinter der Schnittfläche dargestellt.

Die Eigenspannungen zeigen den erwarteten C-förmigen Verlauf. Die Eigenspannunginsel im Fußbereich als Artefakt der Eigenspannungsauswertung aus der herkömmlichen Konturmethode (vergleiche Abbildung 2.5) ist durch die erweiterte Konturmethode bereinigt. Bei genauerer Betrachtung von Abbildung 1.4 in Unterabschnitt 1.3.1 ist auch bei den longitudinalen Eigenspannungen solch eine Insel erkennbar. Die Vermutung liegt nahe, dass auch in der Arbeit von KELLEHER et al. [19] ein Problem mit dem Einfluss durch das Schneiden vorlag.

2.3 Ergebnisvergleich

Zum Vergleich sind die durch die erweiterte Konturmethode und die Neutronenbeugung ermittelten Eigenspannungen in Längsrichtung σ_{33} in Abbildung 2.10 dargestellt.

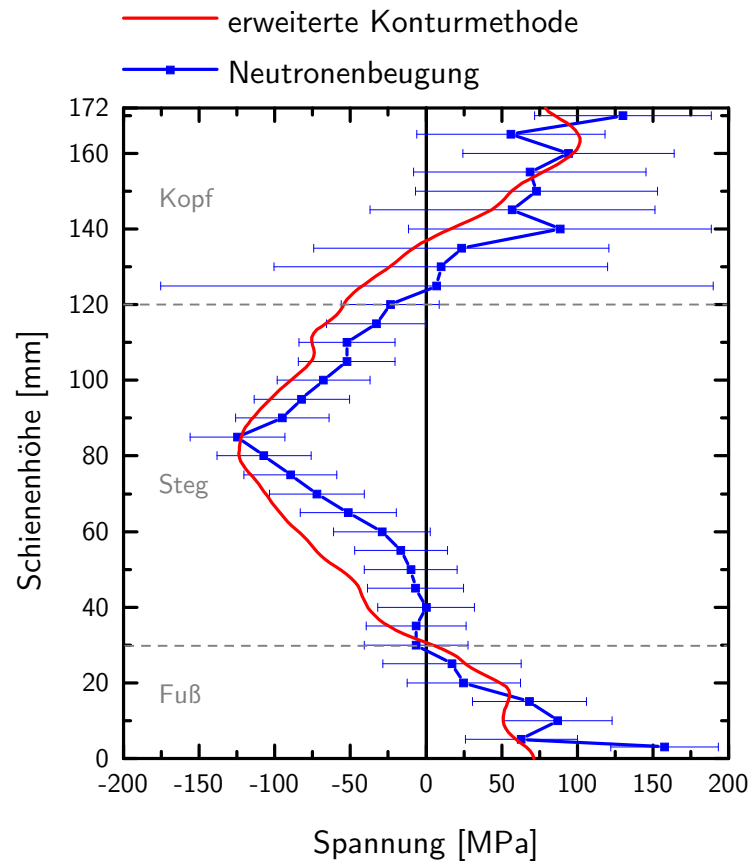


Abbildung 2.10: Durch Neutronenbeugung und erweiterte Konturmethode ermittelte Längseigenspannungen.

Die Längseigenspannungen zeigen einen sehr ähnlichen Verlauf. Die Spannungen der erweiterten Konturmethode liegen größtenteils im Messfehlerbereich der durch Neutronenbeugung gemessenen Spannungen. Die erweiterte Konturmethode kann als geeignete und verifizierte Messmethode zur Eigenspannungsmessung an Schienen betrachtet werden. Durch diese Methode ist eine Charakterisierung der Längseigenspannungen über den kompletten Schienenquerschnitt möglich. Vor allem ist diese Methode, im Gegensatz zur Neutronenbeugung, für eine betriebliche Umsetzung geeignet.

3 Basisuntersuchungen zum Richten

Die Vorgänge beim Richten, speziell das zyklische Biegen, werden einer Basisuntersuchung unterzogen. Durch grundlegende Überlegungen werden die Dehnungsverhältnisse am gebogenen Querschnitt beschrieben, welche durch vereinfachte FEM-Modelle umgesetzt und angewendet werden. Teile davon wurden schon in [64] veröffentlicht.

3.1 Krümmungskonzept als Optimierungsstrategie

Für die Überlegungen soll das Biegen eines einfachen rechteckigen Stabes betrachtet werden. Beim Biegen soll der betrachtete Querschnitt nach den klassischen *Euler-Bernoulli* Annahmen [65] eben bleiben. In Abbildung 3.1 ist diese Situation mit den geometrischen Zusammenhängen, hervorgerufen durch ein Biegemoment M , dargestellt.

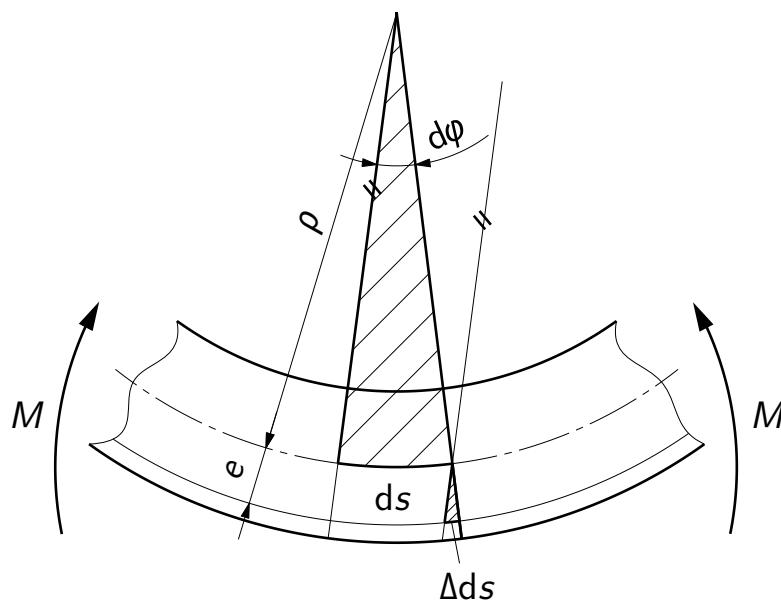


Abbildung 3.1: Geometrische Zusammenhänge beim Biegen eines Stabes: Das Biegemoment M führt zu einer Biegung des Stabes mit einem Biegeradius ρ . Das sehr kurze Segment mit der Länge ds wird bei einer Exzentrizität e um Δds länger als an der neutralen Faser und wird vom Winkel $d\varphi$ eingeschlossen.

Das Biegemoment ruft eine Biegung des Stabes mit dem Biegeradius ρ hervor. Die Betrachtung eines Segments mit der Länge ds zeigt beim Biegen eine Längung um Δds

an der Faser mit dem Abstand e gegenüber der neutralen Faser. Auf Basis des in Abbildung 3.1 durch schraffierte ähnliche Dreiecke und dem Biegewinkel $d\varphi$ dargestellten Zusammenhanges

$$d\varphi = \frac{ds}{\rho} = \frac{\Delta ds}{e} \quad (3.1)$$

werden die Zusammenhänge zwischen Krümmung κ , Biegeradius ρ , Biegewinkel $d\varphi$ und Faserdehnung ε

$$\kappa = \frac{1}{\rho} = \frac{\Delta ds}{ds} \cdot \frac{1}{e} = \frac{d\varphi}{ds} = \frac{\varepsilon}{e} \quad (3.2)$$

hergeleitet.

In weiterer Folge werden in den Abbildungen 3.2–3.5 die Dehnungsverhältnisse zwischen der elastischen ε^e , plastischen ε^p und gesamten Dehnung ε mit dem Zusammenhang

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p \quad (3.3)$$

über dem Querschnitt des Stabsegments ds betrachtet.

Ein geringes Biegemoment M in Abbildung 3.2(a) bewirkt ein rein elastisches Biegen des Stabs. Der Biegewinkel $d\varphi$ bezogen auf die Segmentlänge ds ist äquivalent der Krümmung κ an dieser Position. Wird das Moment gesteigert, führt das zur Plastifizierung beginnend an der Außenfaser mit dem Abstand e und weiters nach innen in Richtung neutraler Faser. Zur einfacheren Betrachtung ist der Werkstoff als ideal plastisch mit einer Fließgrenzdehnung ε_F , entsprechend dem Verhältnis der Fließspannung σ_F und dem E-Modul E , mit

$$\varepsilon_F = \frac{\sigma_F}{E} \quad (3.4)$$

definiert. In Abbildung 3.2(b) ist jene Krümmung κ_1 , die den Stab bis zum Faserabstand e_1 plastisch verformt,

$$\kappa_1 = \frac{\varepsilon_F}{e_1} \quad (3.5)$$

dargestellt.

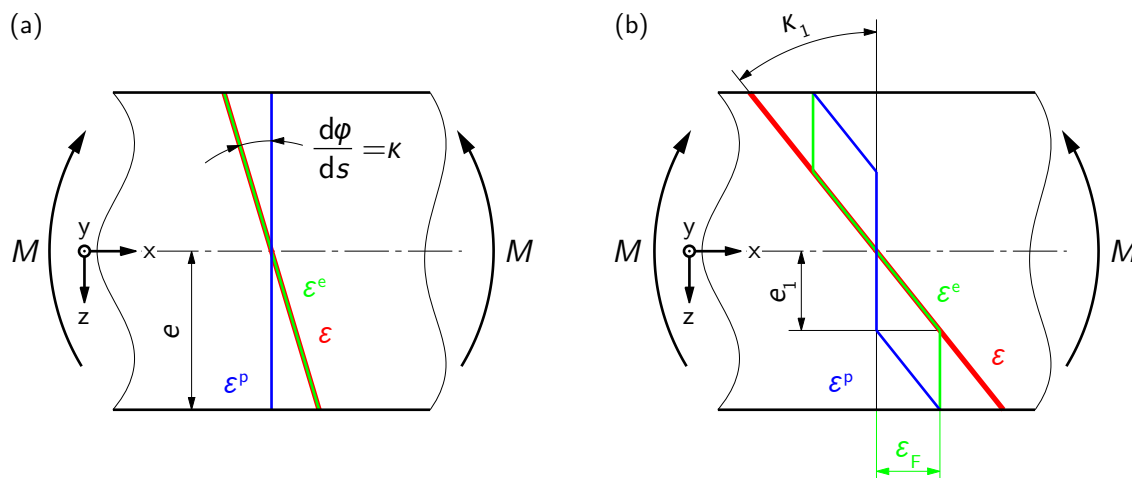


Abbildung 3.2: Durch das Biegemoment M hervorgerufene Dehnungsverläufe beim elastischen und plastischen Biegen: Die elastische ε^e , plastische ε^p und gesamte Dehnung ε über dem gebogenen Querschnitt bei (a) rein elastischem und (b) plastischem Biegen. Der Winkel $d\varphi$ bezogen auf das betrachtete Segment ds stellt die Krümmung κ dar. Als Exzentrizität e wird der Faserabstand zur neutralen Faser bezeichnet.

Wird das Biegemoment M wie in Abbildung 3.3(a) reduziert, entspannt sich der Stab, wobei die plastische Dehnung ε^p bleibt, die elastische ε^e und gesamte Dehnung ε jedoch zurückgehen. Im elastischen Dehnungsverlauf ε^e bleibt an der Stelle e_1 ein Knick zurück. Der Stab entspannt sich bis zum Erreichen des Gleichgewichts mit der Restkrümmung κ_R in Abbildung 3.3(b).

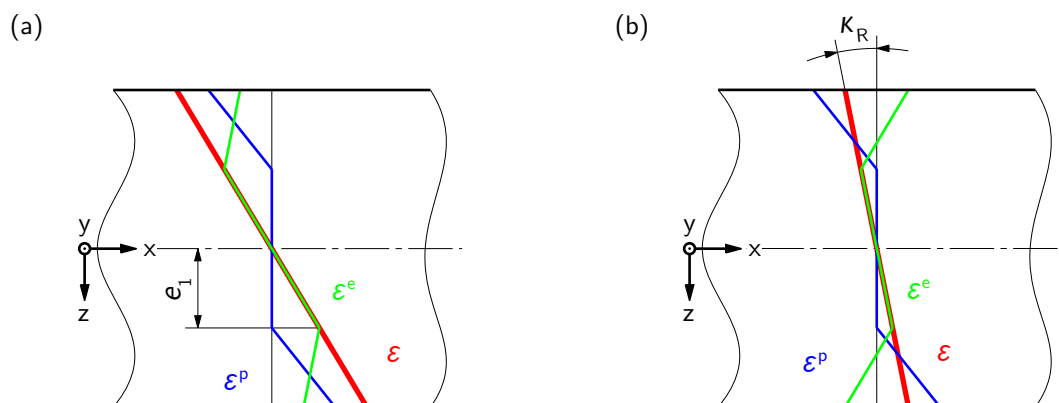


Abbildung 3.3: Dehnungen beim Entlasten nach dem Biegen: Die elastische ε^e , plastische ε^p und gesamte Dehnung ε über dem gebogenen Querschnitt sind bei (a) beginnender Rücknahme des Biegemomentes M bis hin zum (b) Gleichgewicht mit der Restkrümmung κ_R dargestellt.

Durch das plastische Gegenbiegen des Stabes, hier in Abbildung 3.4(a) dargestellt, wird eine weitere Spitze im elastischen Dehnungsverlauf ε^e induziert, die nach dem Entlasten in Abbildung 3.4(b) erhalten bleibt. Die notwendige Krümmungsänderung $\Delta\kappa_{1,2}$, für die Einbringung des Knicks bei dem Faserabstand e_2 , ist für $i = 2$

$$\Delta\kappa_{i-1,i} = \frac{2\varepsilon_F}{e_i}. \quad (3.6)$$

Die dazu erforderliche Krümmung κ_2 der zweiten Biegung ist folglich

$$\kappa_i = \kappa_{i-1} + \Delta\kappa_{i-1,i} \cdot (-1)^{i-1} \quad (3.7)$$

für $i = 2$.

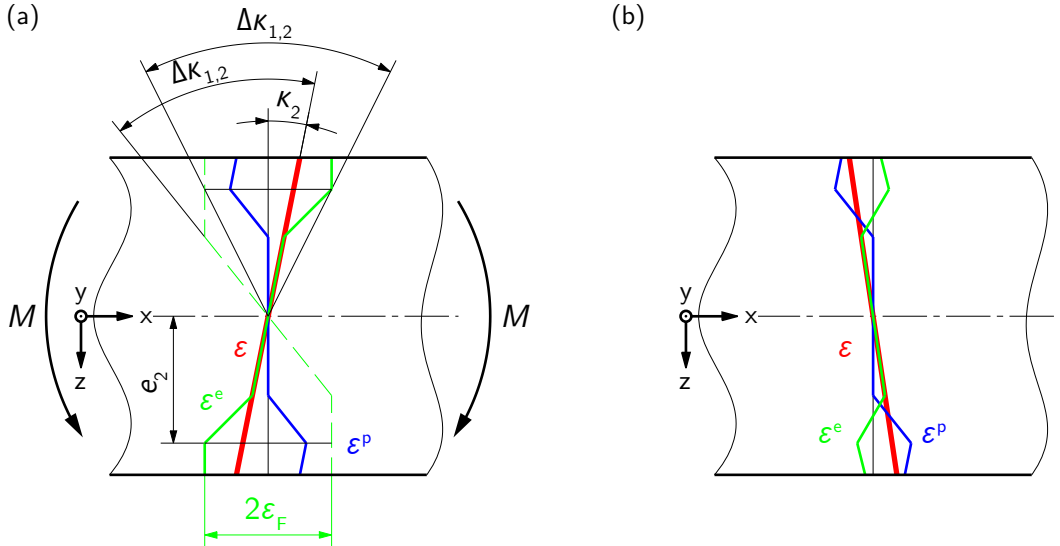


Abbildung 3.4: Dehnungen beim Gegenbiegen und nachfolgendem Entlasten: Die elastische ε^e , plastische ε^p und gesamte Dehnung ε über dem gebogenen Querschnitt sind (a) bei entgegengesetzter Biegung durch das Moment M und (b) nach dem anschließenden Entlasten dargestellt.

Wird der Stab sieben mal, wie es im Fall einer Neun-Rollen Richtmaschine gegeben ist, hin und her gebogen, stellt sich der in Abbildung 3.5(a) dargestellte Dehnungszustand ein. Dabei wird vorausgesetzt, dass keine Spitze durch eine nachfolgende Biegung überbogen wird. Dies ist der Fall wenn

$$\Delta\kappa_{i,i+1} < \Delta\kappa_{i-1,i} \quad (3.8)$$

gilt.

Durch die einfache Betrachtung der elastischen Dehnung ε^e als Eigenspannung σ

$$\sigma = E \cdot \varepsilon^e \quad (3.9)$$

werden die in Abbildung 3.5(b) angeführten Bedingungen zur Eigenspannungsoptimierung definiert:

1. Tiefe der Stabplastifizierung e_1 .
2. Dehnungsspitzen ε^e sollen gleich hoch sein \rightarrow niedrigstmöglicher Eigenspannungszustand.
3. Randdehnung ε^e soll null sein \rightarrow Randfaserspannung ist null.

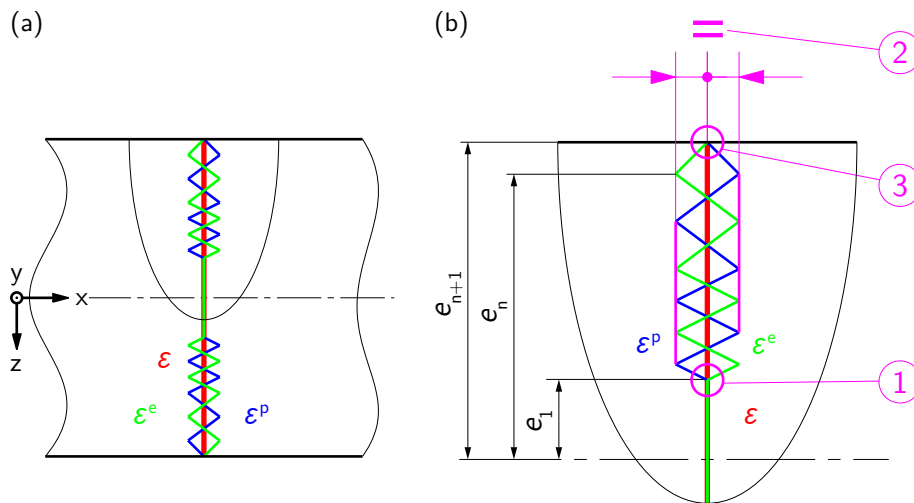


Abbildung 3.5: Dehnungen nach siebenmaligem Hin- und Herbiegen: Die elastische ε^e , plastische ε^p und gesamte Dehnung ε über dem gebogenen Querschnitt sind nach (a) $n = 7$ Biegungen im (b) Detail dargestellt. Die drei Bedingungen zur Eigenspannungsoptimierung sind mit den Punkten 1-3 gekennzeichnet.

Der durch die Bedingungen entstehende geometrische Zusammenhang wird durch eine mathematische Folge beschrieben. Dabei ist die Anzahl der Biegungen n , der Faserabstand des nicht plastifizierten Bereiches e_1 und der Randfaserabstand e_{n+1} nach Abbildung 3.5(b). Zur Herleitung der beiden Folgen *Exzentrizität* und *Krümmung* ist der geometrische Zusammenhang in Abbildung 3.6 angeführt, wobei platzbedingt die Darstellung des Halbquerschnittes um eine Vierteldrehung geschwenkt ist. Der Zusammenhang ist bedingt durch die drei optimierenden Bedingungen und den Sachverhalt, dass sich alle Verlängerungen der elastischen Dehnung im plastifizierten Bereich an der Mittelfaser

jeweils bei $\pm\varepsilon_F$ in einem Punkt schneiden. Der Sachverhalt ist in Unterabschnitt 3.2.1 bewiesen.

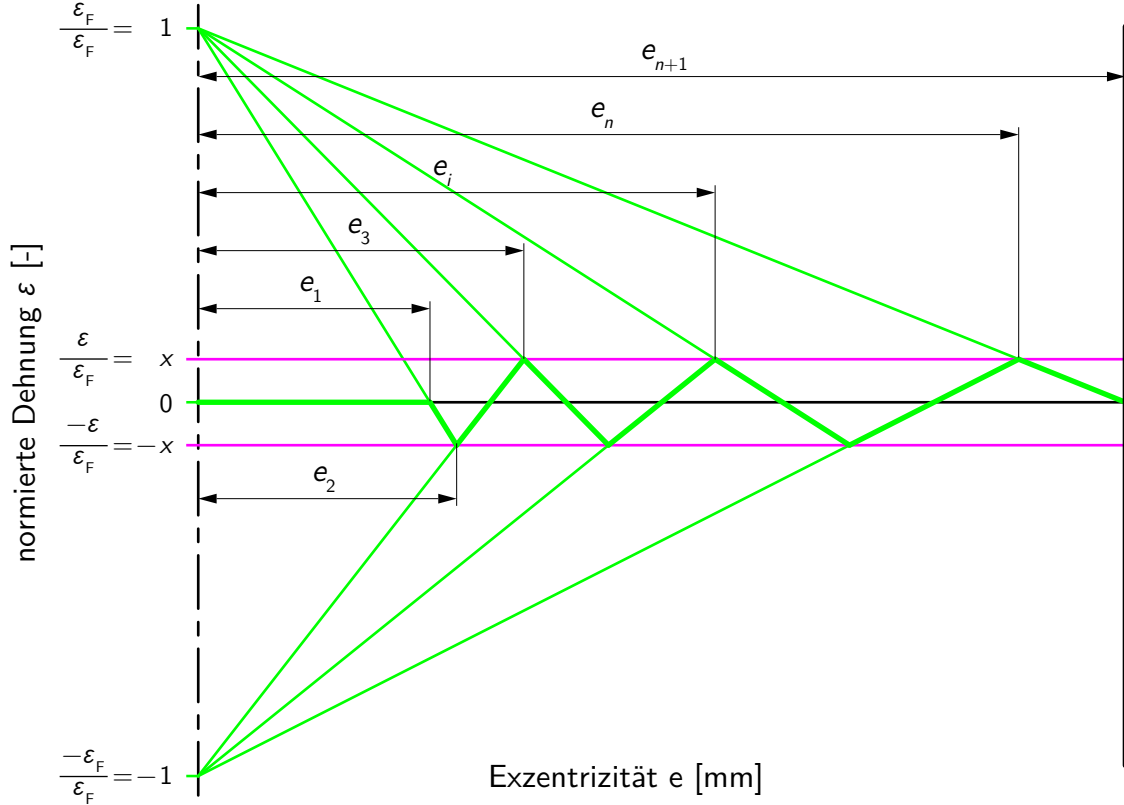


Abbildung 3.6: Durch eine Folge beschreibbarer geometrischer Zusammenhang: Der Zusammenhang der normierten elastischen Dehnung einer Stabhälfte wird durch die drei optimierenden Bedingungen und den Sachverhalt, dass sich die Verlängerungen der Segmente der elastischen Dehnung an der Mittelfaser jeweils bei $\pm\varepsilon_F$ in einem Punkt schneiden, definiert.

Durch ähnliche Dreiecke sind die folgenden drei Gleichungen beschreibbar.

$$\frac{e_2}{1+x} = \frac{e_1}{1} \quad \rightarrow \quad \frac{e_2}{e_1} = 1+x \quad (3.10)$$

$$\frac{e_3}{1+x} = \frac{e_2}{1-x} \quad \rightarrow \quad \frac{e_3}{e_2} = \frac{1+x}{1-x} \quad (3.11)$$

$$\frac{e_{n+1}}{1} = \frac{e_n}{1-x} \quad \rightarrow \quad \frac{e_{n+1}}{e_n} = \frac{1}{1-x} \quad (3.12)$$

Anhand einer allgemeinen Formulierung für (3.11) wird das Verhältnis zwischen e_i und e_j mit

$$\frac{e_j}{e_i} = \left(\frac{1+x}{1-x} \right)^{j-i} \quad \text{für } 2 \leq i, j \leq n \quad (3.13)$$

beschrieben.

Weiters wird das Verhältnis zwischen erstem Faserabstand e_1 und Randfaserabstand e_{n+1} durch

$$\frac{e_{n+1}}{e_1} = \frac{e_2}{e_1} \left(\frac{e_n}{e_2} \right)^{n-2} \frac{e_{n+1}}{e_n} = \frac{1+x}{1} \left(\frac{1+x}{1-x} \right)^{n-2} \frac{1}{1-x} = \left(\frac{1+x}{1-x} \right)^{n-1} = q_e^{n-1} \quad (3.14)$$

aus (3.10), (3.12) und (3.13) beschrieben und der Quotient q_e der Folge *Exzentrizität* definiert. Aus dieser Gleichung 3.14 berechnet sich der Quotient q_e

$$q_e = \sqrt[n-1]{\frac{e_{n+1}}{e_1}} \quad (3.15)$$

der Folge e_i .

Zur Herleitung der Folge *Krümmung* wird die Anfangskrümmung κ_1 (3.5) stufenweise laut (3.7) um die Krümmungsänderung $\Delta\kappa_{i-1,i}$ (3.6) ergänzt.

$$\kappa_1 = \frac{\varepsilon_F}{e_1}$$

$$\kappa_2 = \kappa_1 + \Delta\kappa_{1,2} \cdot (-1)^1$$

$$= \frac{\varepsilon_F}{e_1} - \frac{2\varepsilon_F}{e_2}$$

$$= \frac{\varepsilon_F e_2 - 2\varepsilon_F e_1}{e_1 e_2} = \frac{\varepsilon_F}{e_1} \frac{e_2 - 2e_1}{e_2}$$

$$= \kappa_1 \frac{\cancel{\varepsilon_F}(1+x) - 2\cancel{\varepsilon_F}}{\cancel{\varepsilon_F}(1+x)}$$

$$= \kappa_1 \underbrace{\frac{-(1-x)}{(1+x)}}_{q_\kappa}$$

$$e_2 = e_1(1+x) \quad (3.10)$$

$$\kappa_2 = \kappa_1 \cdot q_\kappa^1 \quad (3.16)$$

Es wird ein Quotient q_κ für diese Folge definiert. Weiters kann durch Vergleich der beiden Quotienten q_κ und q_e der Zusammenhang für den Quotienten q_κ der Folge *Krümmung* κ_i

$$q_\kappa = -\frac{1}{q_e} \quad (3.17)$$

gefunden werden.

Aus Gleichung 3.16 wird eine allgemeine Form der Folge *Krümmung* κ_i der einzelnen Biegungen i

$$\kappa_i = \kappa_1 \cdot q_\kappa^{i-1} \text{ für } i = 1, 2, \dots, n \quad (3.18)$$

formuliert, wobei die erste Krümmung κ_1 mit (3.5) definiert ist.

Die allgemeine Form soll weiters durch vollständige Induktion [66] bewiesen werden.

Der Induktionsanfang κ_i für $i = 1$ ist richtig mit:

$$\kappa_1 = \kappa_1 \cdot q_\kappa^0 = \kappa_1.$$

Der Induktionsschritt von κ_i zu κ_{i+1} für $i = i + 1$ ist zu beweisen mit:

$$\begin{aligned} \kappa_{i+1} &= \kappa_i + \Delta\kappa_{i,i+1} \cdot (-1)^i = \kappa_1 \cdot q_\kappa^i \\ &= \kappa_1 \cdot q_\kappa^{i-1} + \frac{2\varepsilon_F}{e_{i+1}} (-1)^i & \left| \begin{array}{l} e_{i+1} = \left(\frac{1+x}{1-x}\right)^{i+1-2} e_2 \quad (3.13) \\ e_2 = (1+x) e_1 \quad (3.10) \end{array} \right. \\ &= \kappa_1 \cdot q_\kappa^{i-1} + \frac{2\varepsilon_F}{e_2} \frac{(i-x)^{i-1}}{(i+x)^{i-1}} (-1)^i \\ &= \kappa_1 \cdot q_\kappa^{i-1} + \frac{2\varepsilon_F}{e_1} \frac{(i-x)^{i-1}}{(i+x)^{i-1} (i+x)} (-1)^i \\ &= \kappa_1 \cdot q_\kappa^{i-1} + \frac{2\varepsilon_F}{e_1} \frac{(i-x)^i}{(i+x)^i} (-1)^i \\ &= \kappa_1 \cdot q_\kappa^{i-1} + \underbrace{\frac{\varepsilon_F}{e_1}}_{\kappa_1} \underbrace{(-1)^i \frac{(i-x)^i}{(i+x)^i}}_{q_\kappa^i} \frac{2}{(i-x)} \\ &= \kappa_1 \cdot \frac{q_\kappa^i}{q_\kappa} + \kappa_1 \cdot q_\kappa^i \frac{2}{(i-x)} & \left| \begin{array}{l} q_\kappa = -\frac{1-x}{1+x} \quad (3.17), (3.14) \end{array} \right. \\ &= \kappa_1 \cdot q_\kappa^i \left(-\frac{1+x}{1-x} + \frac{2}{1-x} \right) \\ &= \kappa_1 \cdot q_\kappa^i \left(\frac{-1-x+2}{1-x} \right) \\ \kappa_{i+1} &= \kappa_1 \cdot q_\kappa^i \end{aligned} \quad (3.19)$$

Das Ergebnis (3.19) entspricht also der Gleichung 3.18 mit $i = i + 1$. Die Richtigkeit der Gleichung 3.18 für alle $i \geq 1$ (Induktionsschluss) ist somit bewiesen.

Die Berechnung der Folge *Exzentrizität* e_i gestaltet sich etwas komplexer, da der Schritt von e_1 auf e_2 im Gegensatz zum Schritt e_2 auf e_3 nur ein Teilschritt ist. Diese Folge ist jedoch für die weitere Betrachtung nicht notwendig.

3.2 Umsetzung in FEM

Zur Umsetzung der in Abschnitt 3.1 angeführten Überlegungen wurden die folgenden Modelle mit Abaqus/Standard [13] entwickelt.

3.2.1 Generalized Plane Strain

Zur Betrachtung der Spannungs- und Dehnungsverhältnisse beim Biegen ohne Kontakteinflüsse wurde ein Generalized Plane Strain (GPS)-Modell genutzt. Dabei wird der Querschnitt langer Strukturen mittels der in Abbildung 3.7 dargestellten Elemente modelliert. Deren Formulierung beschreibt ein Element, das mit seinen Elementknoten zwischen zwei begrenzenden Ebenen liegt. Der Referenzknoten, der für alle Elemente gleich ist, beschreibt die Verschiebung und Verdrehung der beiden Ebenen zueinander und damit die Längenänderung der Elemente an jeder Stelle (x,y) .

Abaqus/Standard [13] bietet Elementtypen für ein GPS-Modell eines 2D-Querschnitts. Die Basisuntersuchungen wurden anhand eines Rechtecksquerschnitts mit großer Breite durchgeführt. Dies ermöglicht die Reduktion um eine Dimension. Das Modell des kurzen Stabquerschnitts ist entlang der Höhe von 8 mm mit zwei vier-knotigen bilinearen Plane Strain 2D-Kontinuumselementen (CPE4) über die Tiefe aufgebaut. Der Translationsfreiheitsgrad (TFG) an einer der begrenzenden Ebenen ist normal zur Ebene gesperrt, um diese zu fixieren. Die zweite Ebene ist durch eine kinematische Kopplung des TFG normal zur Ebene an einen Referenzpunkt (RP) definiert. Durch den Rotationsfreiheitsgrad (RFG) des RP wird die Krümmung am Querschnitt simuliert.

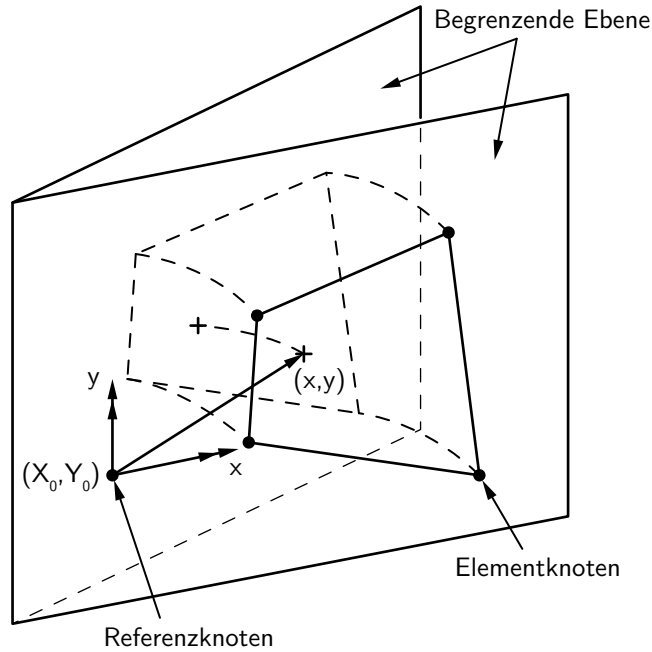


Abbildung 3.7: Schema eines Generalized Plane Strain (GPS)-Modells: Bestehend aus mehreren, in den begrenzenden Ebenen liegenden Elementen mit den Elementknoten und einem Referenzknoten, durch den der Translationsfreiheitsgrad (TFG) normal zu den Ebenen und die Rotationsfreiheitsgrade (RFG) um die x - und y -Achsen der Ebenen zueinander bestimmt werden.

Das Verfestigungsverhalten des Werkstoffes ist mit dem in Abaqus implementierten linear-kinematischen Verfestigungsmodell nach ZIEGLER modelliert [13], welches dem PRAGER-Modell bei nicht kompressibler MISES-Plastizität entspricht [67]. Das PRAGER-Modell für den eindimensionalen Fall ist mittels der Fließbedingung mit der Fließfunktion f , abhängig von der Spannung σ , der kinematischen Rückspannung X und der Fließspannung σ_F

$$f = |\sigma - X| - \sigma_F = 0 \quad (3.20)$$

definiert. Die Rückspannung X ist mit dem Verfestigungskoeffizienten H

$$X = H\varepsilon^P \quad (3.21)$$

beschrieben [68].

Für die Untersuchungen wurden die elastischen Konstanten $E = 210$ GPa und $\nu = 0,3$ sowie $\sigma_F = 420$ MPa gewählt. Das Verfestigungsverhalten wurde mit $H = 0$ GPa für den ideal plastischen Fall sowie $H = 38$ GPa und $H = 118$ GPa für den linear kinematischen Fall variiert.

in Dehnungen ausgedrückt. Durch weiteres Ersetzen von $\varepsilon = \kappa \cdot e$ aus (3.2) und folgendes Umformen ergibt sich die Funktion für die elastische Dehnung ε^e

$$\begin{aligned}\varepsilon^e E &= H \kappa \cdot e - H \varepsilon^e \pm E \varepsilon_F \\ \varepsilon^e (E + H) &= H \kappa \cdot e \pm E \varepsilon_F \\ \varepsilon^e &= \frac{H}{E + H} \kappa \cdot e \pm \frac{E}{E + H} \varepsilon_F\end{aligned}\quad (3.24)$$

gültig für den plastifizierten Bereich, wobei das Vorzeichen \pm dem Vorzeichen der Krümmung entspricht. Eine elastische Entlastung führt zu einer Krümmungsänderung in entgegengesetzter Richtung $-\Delta\kappa$, wobei sich die Funktion der elastischen Dehnung beim Rückbiegen ε_R^e mit (3.2) und weiters mit (3.24) ergibt durch

$$\begin{aligned}\varepsilon_R^e &= \varepsilon^e - \Delta\kappa \cdot e \\ \varepsilon_R^e &= \frac{H}{E + H} \kappa \cdot e \pm \frac{E}{E + H} \varepsilon_F - \Delta\kappa \cdot e.\end{aligned}\quad (3.25)$$

Damit lässt sich durch Auswerten von (3.24) und (3.25) an der Stelle $e = 0$ zeigen, dass sich die Verlängerungen der elastischen Dehnungsverläufe im plastifizierten Bereich unabhängig von der Rückbiegung an der Mittelfaser schneiden. Der Schnittpunkt ist bei der Dehnung ε'

$$\varepsilon' = \pm \frac{E}{E + H} \varepsilon_F \quad (3.26)$$

und für den ideal plastischen Fall mit $H = 0 \rightarrow \varepsilon' = \pm \varepsilon_F$.

Wird der Querschnitt weiter in Gegenrichtung gebogen, gelten für den erneut plastifizierten Bereich wieder (3.24) und (3.25) nur mit negativen Vorzeichen sowohl in den Gleichungen als auch bei den Krümmungen.

Basierend auf dieser Erkenntnis ist der geometrische Zusammenhang in Abschnitt 3.1 eindeutig bestimmt. Ebenso ist die Gültigkeit der Krümmungsfolge (3.18) für nicht ideal plastisches Werkstoffverhalten daraus ableitbar.

Mittels der in Tabelle 3.1 angeführten Krümmungsfolge κ_i der einzelnen Biegungen i von $n = 7$ Biegungen, berechnet mit (3.4), (3.5), (3.15), (3.17) und (3.18) aus den bisherigen Angaben des Werkstoffes, $e_1 = 1,118$ mm sowie $e_{n+1} = 4$ mm, wurde mit allen drei Verfestigungskoeffizienten eine Berechnung durchgeführt. Nach der letzten Biegung wird der RFG am RP frei gelassen, um die Restkrümmung auswerten zu können.

Tabelle 3.1: Krümmungsfolge zu den Basisuntersuchungen: Die Folge ergibt sich aus $e_1 = 1,118$ mm, $e_{n+1} = 4$ mm und $\varepsilon_F = 0,002$ mit $n = 7$ Biegungen.

i		1	2	3	4	5	6	7
κ_i	[1/m]	1,789	-1,447	1,170	-0,946	0,765	-0,618	0,500

Die elastischen Dehnungsverläufe über den Halbquerschnitt sind in Abbildung 3.9 dargestellt.

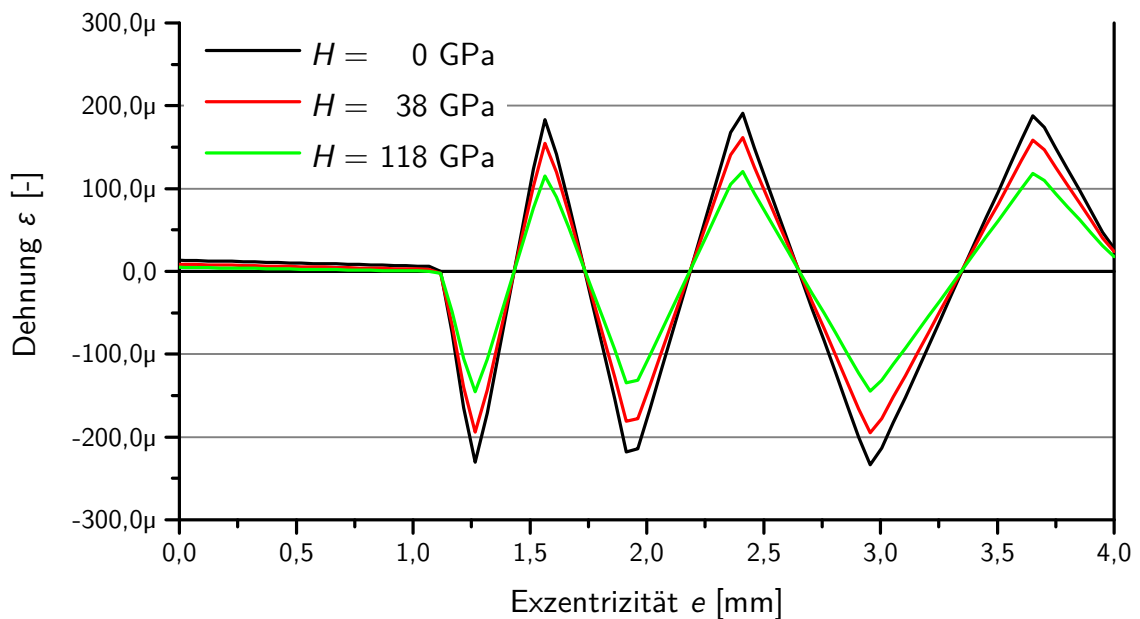


Abbildung 3.9: Elastische Dehnung bei drei verschiedenen Verfestigungskoeffizienten H : Dargestellt über den Halbquerschnitt bei gleicher Krümmungsfolge.

Die Verläufe weisen die Dehnungsspitzen an den gleichen Positionen auf. Das zeigt somit, dass die Krümmungsfolge nur von der Fließspannung σ und nicht von der Verfestigung abhängig ist. Bei höherer Verfestigung H sind die elastischen Dehnungen und somit die Eigenspannungen niedriger. Das ist auf die Tatsache zurückzuführen, dass bei höherer Verfestigung H der Schnittpunkt der Verlängerungen der einzelnen Dehnungsverlaufsabschnitte an der Mittelfaser ε' (3.26) niedriger liegt. In allen drei Fällen weisen die Querschnitte nach dem Entspannen keine Restkrümmung auf.

Dieses GPS-Modell kann ebenso zur Überprüfung verschiedenster Krümmungsabfolgen genutzt werden. Eine Aussage kann wiederum über den theoretischen Eigenspannungszustand und die Restkrümmung getroffen werden.

3.2.2 Balkenmodell mit User Subroutine

Wurde eine Krümmungsabfolge bestimmt, die den Anforderungen entspricht, ist der nächste Schritt, die für die Richtmaschine erforderlichen Rollenpositionen zu finden. Dazu wird ein Balkenmodell im Zusammenhang mit einer User Subroutine genutzt. Zum Richten des Stabes wurde eine Neun-Rollen Richtmaschine mit gleich großen Rollen mit Radius 40 mm und einer Rollenteilung von 50 mm, entsprechend Abbildung 1.1(a), gewählt. Da der Balken im 2D-Balkenmodell keine Ausdehnung entsprechend der Querschnittshöhe von 8 mm hat, wurden die Rollen in diesem Fall mit Radius 44 mm modelliert.

Die Rollen sind als starre Körper mit analytischen Flächen (*analytical rigid surfaces*) und der Stab ist mit zwei-knotigen linearen Balkenelementen in der Ebene (B21) modelliert. Der Balken ist als Rechtecksquerschnitt definiert. Die Anzahl der Integrationspunkte wurde über den Querschnitt von fünf als Standard auf 21 erhöht, um einen präziseren Zusammenhang zwischen Biegemoment und Krümmung beim Biegen zu gewährleisten. Der Kontakt zwischen den Rollen und dem Balken ist als *Surface-to-Surface*-Kontakt definiert, wobei für das tangentielle Verhalten die *Penalty* Formulierung mit einem Reibwert von $\mu = 0,15$ gewählt wurde. Für das normale Verhalten wird der *Hard Pressure-Overclosure* Zusammenhang mit der *Augmented Lagrange* Methode zwischen den Kontaktpartnern herangezogen.

Zur Findung der Rollenpositionen, die zum geforderten Krümmungsverlauf führen, werden die Amplituden der Rollenverschiebungen U2 der Rollen R3–R9 über die User Subroutine UAMP gesteuert. Um das Abheben einer Rolle vom Balken zu detektieren, ist für jede dieser Rollen ein Sensor eingerichtet, der die Reaktionskraft in y-Richtung RF an die User Routine übergibt. Weiters werden über die User Subroutine URDFIL in Verbindung mit der *EL FILE Funktionalität die Krümmung SK und die Koordinate in x-Richtung COORD1 in einen *COMMON Block* gespeichert. Ein *COMMON Block* ist eine globale Speicherbelegung, auf die mehrere Subroutinen zugreifen können [69]. In der User Routine UAMP werden die absoluten Maxima des Krümmungsverlaufes an den entsprechenden Positionen gesucht, um diese mit den Sollwerten der Krümmungsfolge zu vergleichen. Ein weiterer *COMMON Block* wird genutzt, um die aktuellen Krümmungswerte an die User Subroutine UEXTERNALDB weiter zu geben, die diese Werte nach jedem Inkrement in eine Textdatei zur späteren Auswertung schreibt.

Der Ablauf der Berechnung und die Funktionsweise der User Routine ist in Abbildung 3.10 schematisch dargestellt.

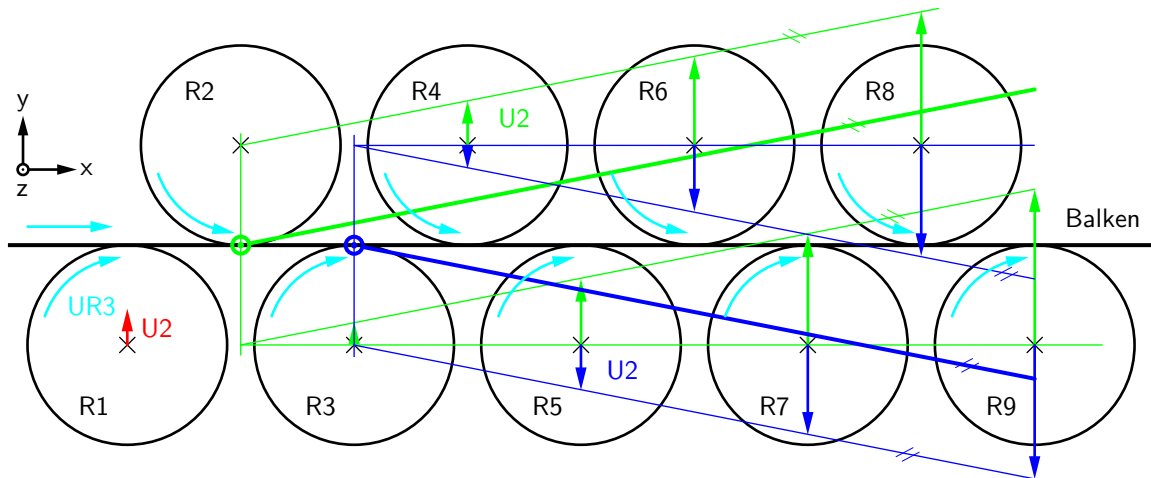


Abbildung 3.10: Schematische Darstellung der Funktionsweise der User Subroutine: Nach dem Verschieben U_2 (rot) der ersten Rolle R1 und beginnender Rotation aller Rollen UR3 (cyan) wird die Verschiebung U_2 (grün/blau) der Rollen R2–R9 über die User Subroutine auf die skizzierte Weise gesteuert.

Im ersten Berechnungsschritt wird die Rolle R1 geringfügig zugestellt (rot), um den Balken leicht vorzuspannen. Im zweiten Schritt beginnt sich der Balken durch die Rollenrotation UR3 in x-Richtung zu bewegen (cyan). Im dritten Schritt werden die Rollen R3–R9, gesteuert durch die User Subroutine, in y-Richtung verschoben (Amplitude von U_2), wobei das Verhältnis zueinander dem Abstand zur Rolle R2 entspricht. Dies spiegelt eine Rotation um den Kontaktpunkt zwischen R2 und dem Balken wider. Durch die Schwenkung um einen Punkt soll möglichst nur die Krümmung an dieser Stelle geändert werden und an den restlichen Positionen unbeeinflusst bleiben. Diese Schritte werden solange wiederholt, bis die in jedem Inkrement ausgewertete Krümmung im Bereich um den zuvor angeführten Drehpunkt die geforderte Krümmung des Balkens unter R2 erreicht, beziehungsweise innerhalb einer bestimmten Toleranz liegt (grün). Die Anstellgeschwindigkeit wird bei Annäherung an den Sollwert der Krümmung reduziert, um ein Durchschwingen durch den Zielwert zu verhindern.

Der Rotationsmittelpunkt wechselt zur nächsten Rolle R3. Weiters werden die Rollen R4–R9 in Richtung U_2 entsprechend dem Verhältnis zum Abstand zur Rolle R3 verschoben (blau). Der selbe Vorgang wird jeweils in entgegengesetzter Richtung, um eine Rolle nach rechts versetzt, wiederholt. Nach Erreichen der letzten Rolle R9 beginnt der Zyklus erneut bei Rolle R3. Nach mehreren Wiederholungen kann davon ausgegangen werden, dass sich bei allen Rollen die geforderte Krümmung eingestellt hat, wobei bei jeder Wiederholung die Anstellgeschwindigkeit im Allgemeinen reduziert wird. Wird über die gesamte Be-

rechnung an einer Rolle ein Abheben durch den Sensor festgestellt, wird durch die User Subroutine ein Betrag in Richtung Balken zur Amplitude dieser Rolle addiert.

In Abbildung 3.11 ist die Entwicklung der einzelnen Krümmungen κ_i und der Index i der Krümmung, die momentan durch die Verschiebung U_j der Rollen R_j geregelt wird, über der Zeit dargestellt. Die Verläufe zeigen, dass bei der Regelung einer Krümmung zwar die nächste ebenso geringfügig ansteigt, dass aber trotzdem die Krümmungen zueinander nahezu unbeeinflusst geregelt werden. Der Verlauf der Krümmungen, die momentan geregelt werden, zeigt die immer langsamer werdende Annäherung an den Sollwert ohne Durchschwingen. Das wird durch eine Reduktion der Zustellgeschwindigkeit, ersichtlich aus den Verschiebungsverläufen U_j , bei Annäherung umgesetzt.

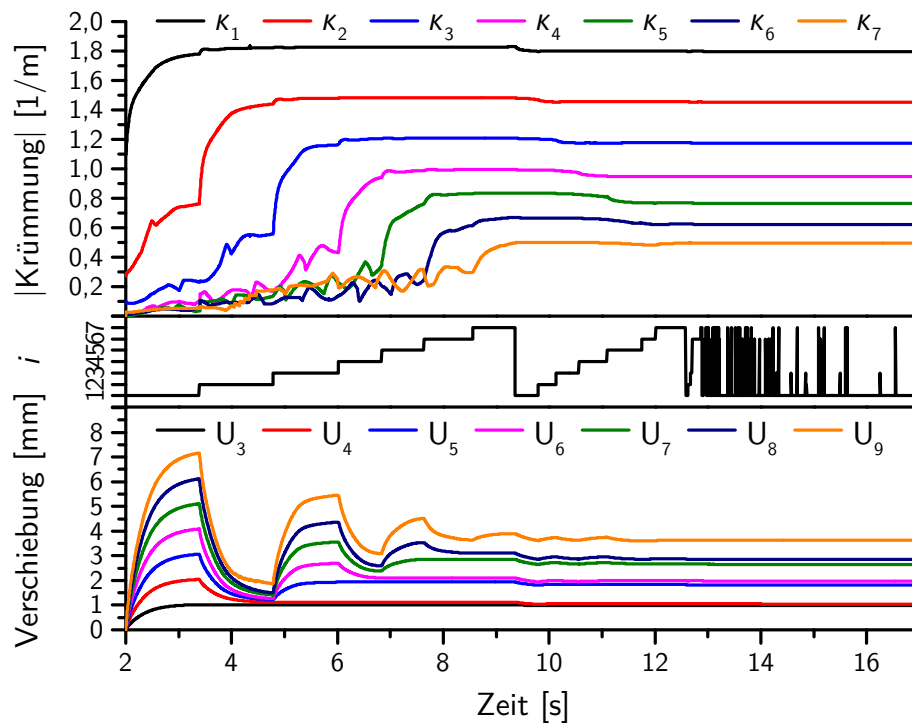


Abbildung 3.11: Entwicklung der Krümmungen durch die User Subroutine: Es ist der Absolutwertverlauf der einzelnen Krümmungen κ_i und welche Krümmung i aktuell durch die Verschiebung U_j der Rollen R_j geregelt wird, dargestellt.

Die User Subroutine ist in Anhang A angeführt. Diese ist konkret für das Modell der HM in Abschnitt 6.2 definiert.

3.2.3 Plane Strain Modell

Mit den aus Unterabschnitt 3.2.2 ermittelten Rollenpositionen soll in weiterer Folge der Richtprozess berechnet werden. Dazu wird ein Plane Strain Modell des Richtprozesses genutzt. Bei den ersten Analysen wurde sehr bald ein Einfluss der Elementtypen, des Kontaktes zwischen Rollen und Stab und der Elementgröße auf die Qualität der Ergebnisse ersichtlich. In erster Linie konnten Unstetigkeiten bei der Gesamtdehnung in Stablängsrichtung im Randbereich beobachtet werden. Diese wurden auf die Elementauswahl und den harten Kontakt zurückgeführt. Nach ausgiebiger Elementstudie wurde in Abhängigkeit der Elementgröße zusätzlich eine unterschiedliche Stabverkürzung beim Richten festgestellt.

Die Rollen sind wie im Balkenmodell (Unterabschnitt 3.2.2) als starre Körper mit 40 mm Radius definiert. Der Stab mit der Höhe 8 mm ist mit den acht-knotigen biquadratischen Plane Strain 2D-Kontinuums-elementen (CPE8) vernetzt. Als Alternative wurde auch der gleiche Elementtyp, nur mit reduzierter Intergration (CPE8R), gewählt. Alle anderen, für ein Plane Strain Modell geeigneten Elementtypen aus der umfangreichen Bibliothek in Abaqus [13], haben keine zufriedenstellende Qualität geliefert. Zur Auswertung des Krümmungsverlaufes ist auf Höhe der Stabmittelfaser des Stabes ein Balken mit zweiknotigen linearen Balkenelementen in der Ebene (B21) und einer vernachlässigbaren Steifigkeit eingebettet.

Aus einer Elementgrößenstudie wurde die geeignete Elementgröße dahingehend ausgewählt, dass eine Verringerung der Größe zu keiner Änderung in der Stabverkürzung mehr führte. Bei einigen Vernetzungsvarianten mit Elementgrößenübergängen stellte sich heraus, dass eine Änderung der Elementanzahl über die Höhe (grobes Netz auf feines Netz) zu einem Sprung in der Steifigkeit des Stabes führt, der einen Einfluss auf die Genauigkeit des Ergebnisses hat. Eine Elementlängenänderung ist jedoch möglich, führt aber in diesem Fall ebenso zu unterschiedlichen Stabverkürzungen. Der Stab ist daher über die Höhe mit gleich vielen Elementen vernetzt. In Längsrichtung weist der Stab in der Mitte einen Bereich von Elementen mit gleichen Seitenlängen auf, davor und dahinter werden längere Elemente verwendet, um die Elementanzahl so gering wie möglich zu halten. Um die Stabmitte vom Einfluss des Auf- und Ablaufens der Stabenden auf eine Rolle freizuhalten, ist der Stab mehr als doppelt so lange wie die Richtmaschine.

Die Untersuchung des Kontakts wurde mit zwei Modellen mit dem in Abbildung 3.12(a) dargestellten Aufbau der Kontaktsituation einer zylindrischen Rolle mit Radius R und einer Ebene durchgeführt. Beim ersten Modell ist die Rolle als elastisch mit $E = 210$ GPa

und einer starren Ebene modelliert, um den in Abbildung 3.13 angeführten Verlauf der Kontaktdruckspannung p über den Mittenabstand als Referenz zu berechnen. Im zweiten Modell ist die Rolle starr und die Ebene mit sehr hoher Steifigkeit modelliert, um verschiedene Kontaktformulierungen mit der Referenz vergleichen zu können.

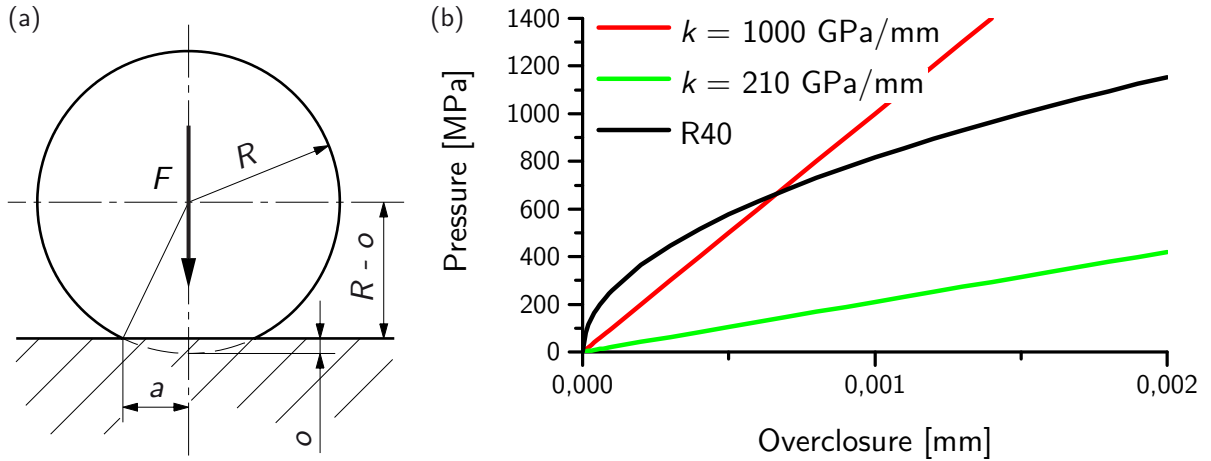


Abbildung 3.12: Kontakt einer elastischen Rolle mit einer Ebene: (a) Geometrischer Zusammenhang der halben Kontaktbreite a , dem Overclosure o und dem Rollenradius R des Kontakts bei einer Kraft F . (b) *Pressure-Overclosure* Zusammenhang bei Kontakt zwischen einer Rolle mit Radius $R = 40$ mm und der Ebene im Vergleich zu zwei linearen Zusammenhängen mit der Kontaktsteifigkeit k .

Abaqus/Standard bietet neben dem *Hard* das *Softened* Kontaktverhältnis, bei dem der *Pressure-Overclosure* Zusammenhang wie in Abbildung 3.12(b) linear mit verschiedenen Kontaktsteifigkeiten k oder als Funktion tabellarisch angegeben werden kann.

Um den *Pressure-Overclosure* Zusammenhang für den Kontakt eines Zylinders (Rolle) mit der Ebene herzuleiten, wurde die Theorie nach HERTZ [36] genutzt. Dieser Kontaktfall stellt einen Spezialfall des Zylinder zu Zylinder Kontakts dar, wobei der Radius des zweiten Zylinders mit $R_2 = \infty$ definiert wird. Dadurch wird in weiterer Folge durch

$$\frac{1}{R} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \quad (3.27)$$

der Radius der Rolle R berücksichtigt. Der kombinierte Elastizitätsmodul E ist

$$E = \frac{2E_1E_2}{E_1 + E_2}. \quad (3.28)$$

Um die Kontaktspannungen der elastischen Rolle zu berechnen, soll in weiterer Folge für die starre Ebene $E_2 = \infty$ gelten.

Die maximale Kontaktdruckspannung p_{\max} ist

$$p_{\max} = \sqrt{\frac{EF}{2\pi(1-\nu^2)Rl}} \quad (3.29)$$

mit der Zylinderlänge als Kontaktlänge l und der auf den Zylinder wirkenden Kraft F . Die in Abbildung 3.12(a) dargestellte halbe Kontaktbreite a ist

$$a = \sqrt{\frac{8RF(1-\nu^2)}{\pi El}}. \quad (3.30)$$

Aus dem in Abbildung 3.12(a) dargestellten geometrischen Zusammenhang wird die Überlappung o (Overclosure)

$$o = R - \sqrt{R^2 - a^2} \quad (3.31)$$

abhängig von der halben Kontaktbreite a beschrieben. Die Kontaktsteifigkeit wird aus (3.29), (3.30) und (3.31) berechnet und für diesen speziellen Fall mit dem E-Modul der Rolle E_1 durch (3.28) angeführt mit

$$p = \frac{E}{1-\nu^2} \frac{\sqrt{2Ro - o^2}}{4R} = \frac{E_1}{1-\nu^2} \frac{\sqrt{2Ro - o^2}}{2R}. \quad (3.32)$$

Mit dem Rollenradius $R = 40$ mm und den Elastizitätskonstanten $E_1 = 210$ GPa und $\nu = 0,3$ gibt das den in Abbildung 3.12(b) dargestellten und mit R40 bezeichneten *Pressure-Overclosure* Zusammenhang.

In Abbildung 3.13 sind die Kontaktdruckspannungen entlang des Mittenabstands einiger Kontaktformulierungen jener der elastischen Rolle als Referenz gegenübergestellt. Dabei sind die Kontaktformulierungen R40 und zwei linearen Zusammenhänge laut Abbildung 3.12(b) sowie das *Hard* Kontaktverhältnis ausgewählt.

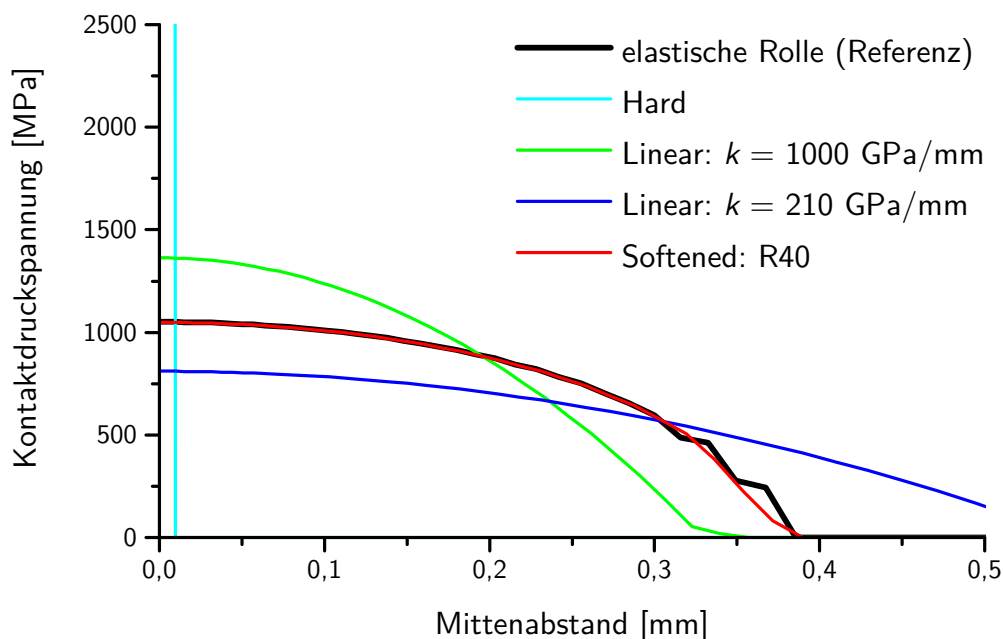


Abbildung 3.13: Kontaktspannungen einer Rolle im Kontakt mit der Ebene: Verglichen sind eine elastische Rolle mit einer starren Rolle unter Verwendung verschiedener Kontaktformulierungen.

Der Vergleich zeigt die deckungsgleiche Übereinstimmung des R40 Zusammenhangs mit der elastischen Rolle. Der lineare Zusammenhang mit $k = 210 \text{ GPa/mm}$, welcher der Elastizität der Rolle entspricht, ist zu weich. Die Kontaktsteifigkeit $k = 1000 \text{ GPa/mm}$ ist etwas zu steif in den Bereichen größerer Überlappung o (*Overclosure*) in der Mitte und zu weich bei kleinerer Überlappung am Rand der Kontaktbreite (vergleiche dazu auch Abbildung 3.12(b)). Das *Hard* Kontaktverhältnis zeigt in der Mitte einen extrem hohen Peak und eine sehr geringe Kontaktbreite, was auch als Mitgrund für die Unstetigkeiten im Kontaktbereich gilt.

Die punktuelle Lasteinwirkung durch das *Hard* Kontaktverhältnis hat im Randbereich des Stabes je nach Lage der Last unterschiedliche Längsdehnungen bewirkt, die in weiterer Folge zu den Unstetigkeiten geführt haben. Durch die größere Kontaktbreite, bedingt durch die hier formulierten Kontaktbedingungen, werden mehrere Elemente in Kontakt gebracht und somit wirkt die Last gleichmäßig verteilt. Diese Maßnahme hat zur Reduktion der Unstetigkeiten beigetragen.

3.3 Ergebnisse aus den Basisuntersuchungen

Die grundlegenden Überlegungen zum Krümmungskonzept als Optimierungsstrategie wurden durch die einzelnen Modelle aus Abschnitt 3.2 nachvollzogen. Die optimierte Krümmungsfolge (siehe Tabelle 3.1) ist mit dem Plane Strain Modell überprüft und liefert den in Abbildung 3.14(a) angeführten Dehnungsverlauf, der mit jenen aus den grundlegenden Untersuchungen in Abbildung 3.5 vergleichbar ist. Die daraus folgenden optimierten Eigenspannungen in Abbildung 3.14(b) sind gegenüber einem Eigenspannungszustand, der durch eine ungünstig gewählte Krümmungsfolge oder durch eine einzige Biegung entstehen würde, sehr gering.

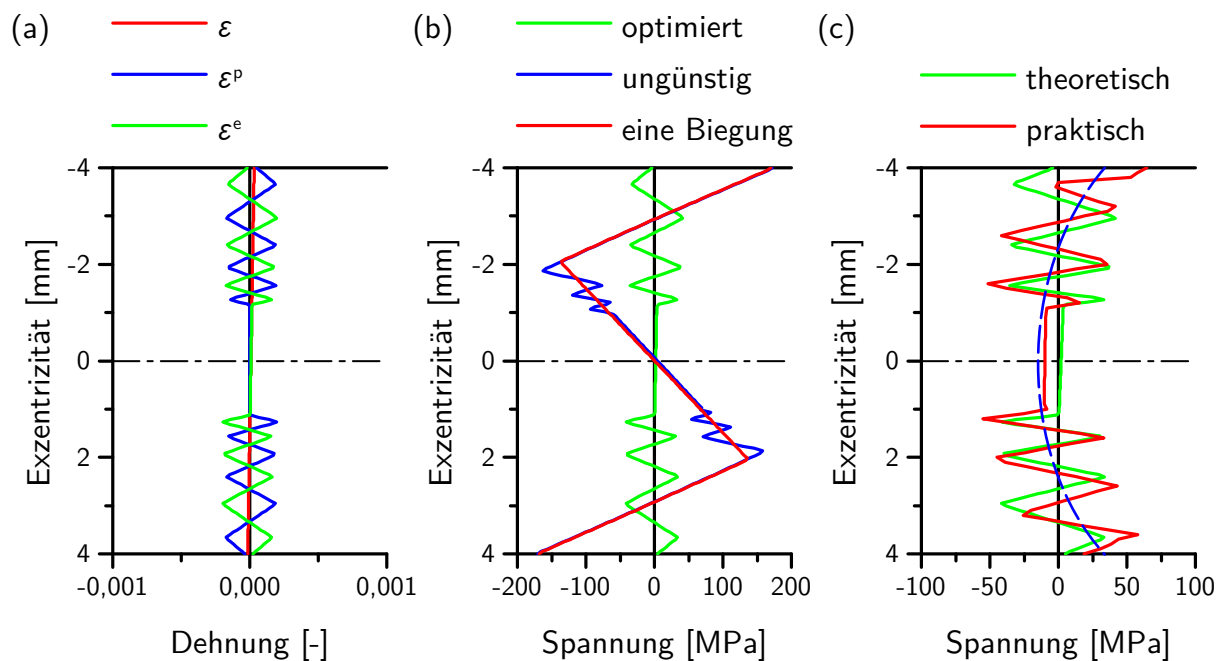


Abbildung 3.14: Ergebnisse der mit den 2D-Modellen nachvollzogenen Basisuntersuchungen: Die (a) Dehnungsverteilung über den optimiert gerichteten Querschnitt ergibt (b) den Eigenspannungszustand im Vergleich zu einer ungünstigen Richtstrategie und lediglich einer Biegung. Der (c) Eigenspannungszustand theoretischer Überlegungen berechnet mit dem GPS-Modell ist dem mit dem Plane Strain Modell berechneten Zustand gegenübergestellt. Letzterer lässt eine C-Form (strichliert) erkennen.

Mittels des Balkenmodells in Verbindung mit der User Subroutine wird die der optimierten Krümmungsfolge entsprechende Rollenpositionierung ermittelt. Das Balkenmodell liefert den in Abbildung 3.15 dargestellten Krümmungsverlauf bezogen auf die Position in der Richtmaschine, der der optimierten Folge entspricht.

Mit den ermittelten Rollenpositionen wird schlussendlich der Richtprozess mittels des Plane Strain Modells analysiert. Der Krümmungsverlauf ist deckungsgleich mit jenem aus dem Balkenmodell (vergleiche Abbildung 3.15), das bedeutet, die beiden Modelle liefern bei gleicher Rollenpositionierung den gleichen Verlauf.

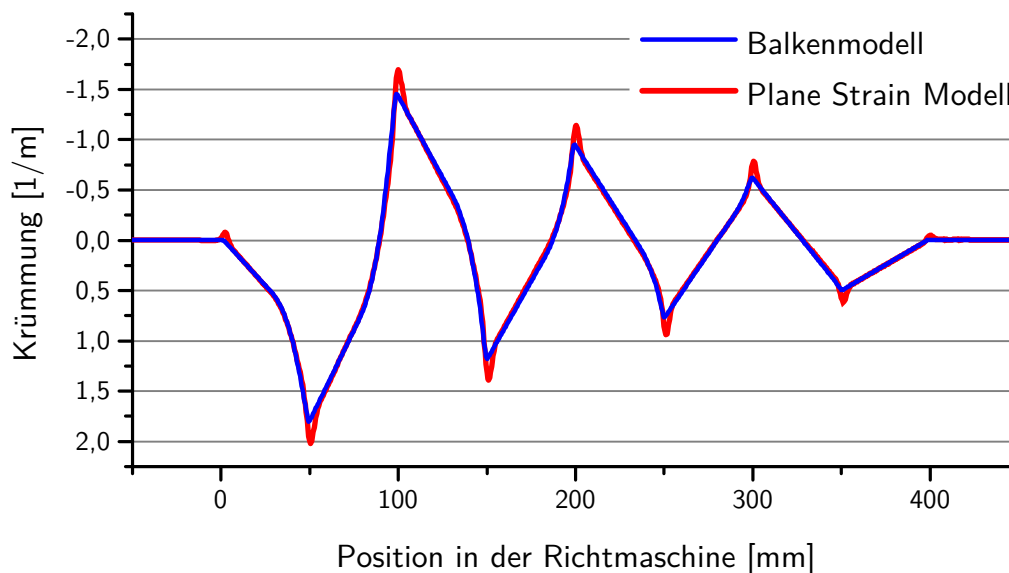


Abbildung 3.15: Krümmungsverlauf bei den 2D-Modellen: Gegenüberstellung der Stabkrümmung aus dem Balkenmodell mit jener aus dem Plane Strain Modell.

Der praktische Eigenspannungszustand, berechnet mit dem Plane Strain Modell, weist im Vergleich zum theoretischen Zustand in Abbildung 3.14(c) die Spitzen bei den gleichen Mittenabständen auf. Die Grundüberlegungen aus dem Krümmungskonzept haben auch im Realprozess ihre Gültigkeit behalten. Der praktische Eigenspannungszustand zeigt jedoch eine mit strichlierter Linie angedeutete C-Form.

Die Ursache liegt in der Verkürzung des Stabes durch den Kontakteinfluss. Dieser ist in Abbildung 3.16(a) deutlich durch die Mises Vergleichspannung (Mises) beim Stabbiegen zwischen den ersten drei Rollen R1–R3 ersichtlich. Der Ausschnitt in Abbildung 3.16(b) zeigt deutlich die Unterbrechung der Umformzone (UZ) durch den Rollenkontakt. Begründet ist dieser Umstand durch die Beeinflussung des in Abbildung 3.16(c) dargestellten Spannungszustands unter der Rolle entlang der Stabhöhe. Die Spannungskomponente σ_{22} , hervorgerufen durch die Rolle R2, bewirkt einen hydrostatischen Druckzustand im Kontakteinflussbereich, der das Blockieren der Biegeverformung bewirkt (Verminderung der Mises Vergleichspannung σ_v). Der blockierte Bereich ist gegenüber der unbeeinflussten Biegeverformung zu lange, und deshalb muss der Stab vor und nach diesem Bereich eine

höhere plastische Dehnung zum Ausgleich erfahren, ersichtlich durch die plastische Längsdehnung PE11 in Abbildung 3.16(b). In Summe weist der Stab nach dem Kontakt eine höhere plastische Verkürzung an der einen Randfaser als eine plastische Verlängerung an der gegenüberliegenden Randfaser auf.

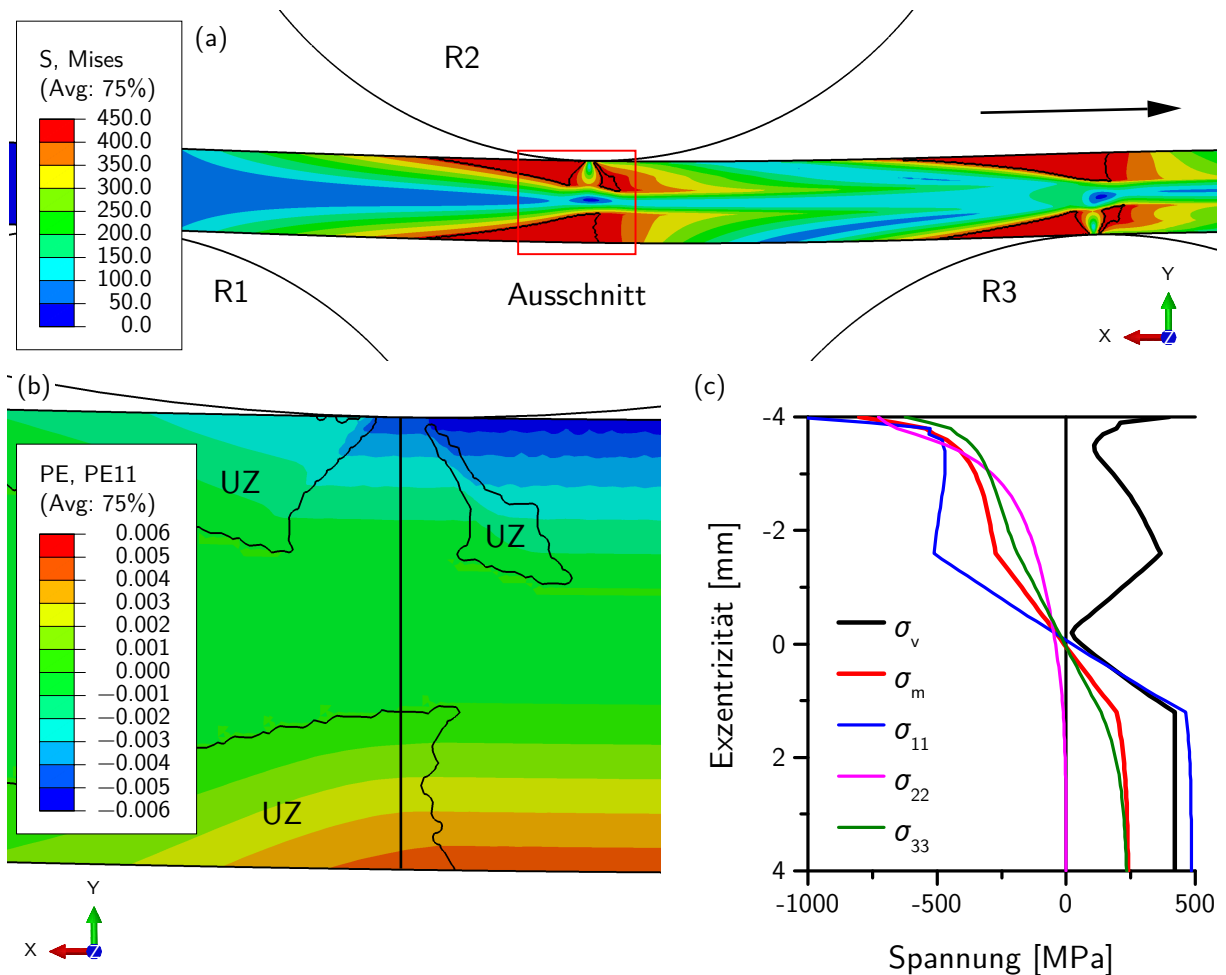


Abbildung 3.16: Einfluss der Kontaktsituation auf das Biegen eines Stabes: (a) Die Mises Vergleichspannung (Mises) zeigt deutlich eine Beeinflussung durch den Kontakt zwischen der Rolle R2 und dem Stab beim Biegen zwischen den Rollen R1–R3. (b) Die im Ausschnitt dargestellte plastische Längsdehnung PE11 zeigt rollenseitig eine Unterbrechung der Umformzone (UZ). (c) Die Mises Vergleichspannung σ_v , die Mittelspannung σ_m und die drei Spannungskomponenten σ_{11} – σ_{33} sind entlang der Stabhöhe unter der Rolle R2 dargestellt.

Der Stab erfährt beim Richten mehrmals diese Kontaktbeeinflussung auf beiden Seiten, daher verkürzt sich der Stab in den Randbereichen plastisch. Da die Stabmitte nicht plastisch wird, muss die Verkürzung des Stabes in diesem Bereich durch eine elastische Stauung gewährleistet werden, was zu Druckspannungen führt. Diesen Spannungen müssen

weitere Zugspannungen im Randbereich gegenüber stehen. Die Folge ist eine Verzerrung des Eigenspannungszustandes zu einer C-Form.

4 Werkstoffcharakterisierung

Zur Beschreibung des nicht-linear kinematischen und isotropen Verfestigungsverhaltens des Schienenwerkstoffs R260 wird das in Abaqus implementierte CHABOCHE-Modell [13, 47, 67, 68, 70] genutzt. Bei diesem Modell wird die Beschreibung des nicht-linear kinematischen Verhaltens von ARMSTRONG und FREDERICK [71] adaptiert und erweitert. Die Fließbedingung mit der Fließfunktion f in tensorieller Form ist mit dem Spannungstensor $\underline{\sigma}$, dem Backstresstensor $\underline{\mathbf{X}}$, der Fließspannung σ_F und der isotropen Verfestigung R

$$f = J(\underline{\sigma} - \underline{\mathbf{X}}) - \sigma_F - R = 0 \quad (4.1)$$

bestimmt, wobei

$$J(\underline{\sigma} - \underline{\mathbf{X}}) = \left(\frac{3}{2} (\underline{\mathbf{s}} - \underline{\mathbf{X}}) : (\underline{\mathbf{s}} - \underline{\mathbf{X}}) \right)^{1/2} \quad (4.2)$$

mit dem deviatorischen Spannungstensor $\underline{\mathbf{s}}$ ist.

Das kinematische Verfestigungsverhalten wird durch den Backstresstensor $\underline{\mathbf{X}}$ beschrieben, der zur besseren Beschreibbarkeit als Summe

$$\underline{\mathbf{X}} = \sum_i \underline{\mathbf{X}}_i \quad (4.3)$$

aus mehreren Backstresstensoren $\underline{\mathbf{X}}_i$

$$\dot{\underline{\mathbf{X}}}_i = \frac{2}{3} C_i \dot{\underline{\underline{\epsilon}}}^p - D_i \underline{\mathbf{X}}_i \dot{p} \quad (4.4)$$

mit den kinematischen Verfestigungskoeffizienten C und D sowie der akkumulierten plastischen Vergleichsdehnung p gebildet wird.

Das isotrope Verfestigungsverhalten wird durch

$$\dot{R} = b(Q - R)\dot{p} \text{ also } R = Q(1 - e^{-bp}) \quad (4.5)$$

und die isotropen Verfestigungskoeffizienten Q und b beschrieben.

Zur Bestimmung der Koeffizienten wurden mehrere Arten von Versuchen durchgeführt, wobei die Proben aus dem Schienenkopf einer ungerichteten Schiene entnommen wurden.

4.1 Zyklische Versuche

Für die Bestimmung der Koeffizienten sind solche, in Abbildung 4.1 dargestellte, Spannungs-Dehnungs-Hysteresen aus zyklischen Versuchen notwendig. Diese wurden bei einer Dehnungsamplitude von $\varepsilon = \pm 0,5 \%$ und $\pm 1,0 \%$ für 100 Zyklen aufgenommen, wobei jeweils einer in den Zug- und einer in den Druckbereich gestartet wurde. Der unterschiedliche Start des Zyklus hatte nicht den erwarteten Unterschied beim Spannungs-Dehnungs-Verlauf zu Beginn ergeben. Daher wurden die beiden in den Zugbereich gestarteten Hysteresen der Versuche ZV2 und ZV4 in Abbildung 4.1 für die Koeffizientenbestimmung mittels Abaqus [13] herangezogen.

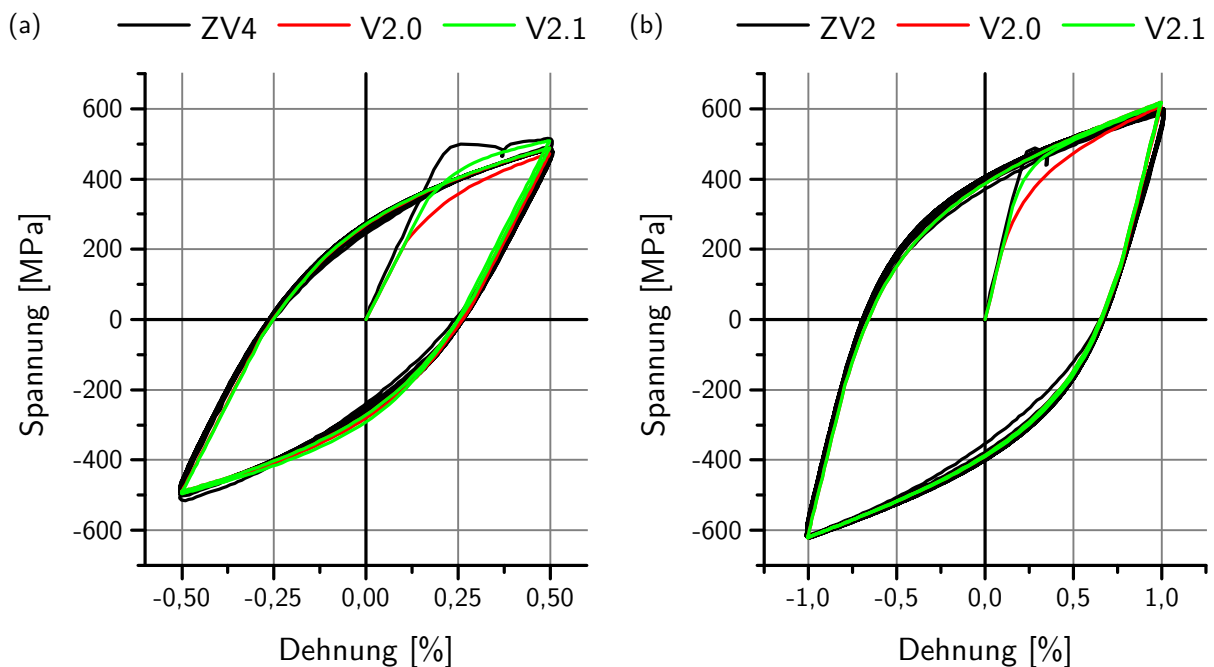


Abbildung 4.1: Spannungs-Dehnungs-Hysteresen: Die für die Koeffizientenbestimmung gemessenen Hysteresen bei den Dehnungsamplituden von (a) $\varepsilon = \pm 0,5 \%$ und (b) $\pm 1,0 \%$ für 100 Zyklen. Das angepasste Werkstoffmodell mit rein nicht-linear kinematischem Verfestigen V2.0 und mit nicht-linear kinematischem und isotropem Verfestigen V2.1 sind ebenso dargestellt.

Der Elastizitätsmodul wurde mit $E = 205 \text{ GPa}$ ermittelt und die Querkontraktionszahl mit $\nu = 0,3$ festgelegt. Nach einigen Variationen einzelner Parameter, wie der Fließspannung σ_F und der Anzahl der Backstresstensoren, wurde für den Werkstoff die Version V2.0, ein rein nicht-linear kinematisches Verfestigen, mit den Verfestigungskoeffizienten C_i und D_i in Tabelle 4.1 bestimmt.

Tabelle 4.1: Angepasste Verfestigungskoeffizienten des Werkstoffs in der Version V2.0: Der Werkstoff ist mit 4 Backstresstensenoren bei einer Fließspannung $\sigma_F = 220$ MPa mit den Verfestigungskoeffizienten C_i und D_i beschrieben.

i		1	2	3	4
C_i	[GPa]	20,0	31,8	55,0	230,0
D_i	[-]	0	270	776	3000

Der Vergleich der Hysteresen aus der Messung und dem Werkstoffmodell V2.0 in Abbildung 4.1 zeigt einen erheblichen Unterschied zu Beginn des ersten Zyklus. Mit einer Ergänzung der Version V2.0 um eine sehr rasche isotrope Entfestigung wird dieser Unterschied beseitigt. Die Version V2.1 entspricht V2.0 mit den in Tabelle 4.2 angeführten isotropen Verfestigungskoeffizienten Q und b und der neuen Fließspannung σ_F .

Tabelle 4.2: Angepasste Verfestigungskoeffizienten des Werkstoffs in der Version V2.1: Die Version V2.0 ist um die Fließspannung σ_F sowie die isotropen Verfestigungskoeffizienten Q und b erweitert.

σ_F	Q	b
[MPa]	[MPa]	[-]
340	-120	400

Die Abbildung 4.1 zeigt bei beiden Dehnungsamplituden eine sehr gute Anpassung durch die Version V2.1.

4.2 Ratcheting Versuche

Als Ratcheting wird das Verhalten eines Werkstoffs bezeichnet, der bei nicht zentrischer wechselnder Belastung bei gleich bleibender Spannung immer höhere Dehnungen erreicht. Dieses Verhalten ist in Abbildung 4.2 mit einer mittleren Spannung $\sigma_m \neq 0$ sowie der oberen und unteren Spannung σ_o und σ_u dargestellt. Zur Charakterisierung des Lastfalls wird das Spannungsverhältnis

$$R = \frac{\sigma_u}{\sigma_o} \quad (4.6)$$

sowie die Spannungsamplitude

$$\sigma_a = \frac{\sigma_o - \sigma_u}{2} \quad (4.7)$$

definiert. Die Verschiebung der Dehnung von einem Zyklus zum nächsten entspricht der Ratcheting Dehnung $\delta\varepsilon$.

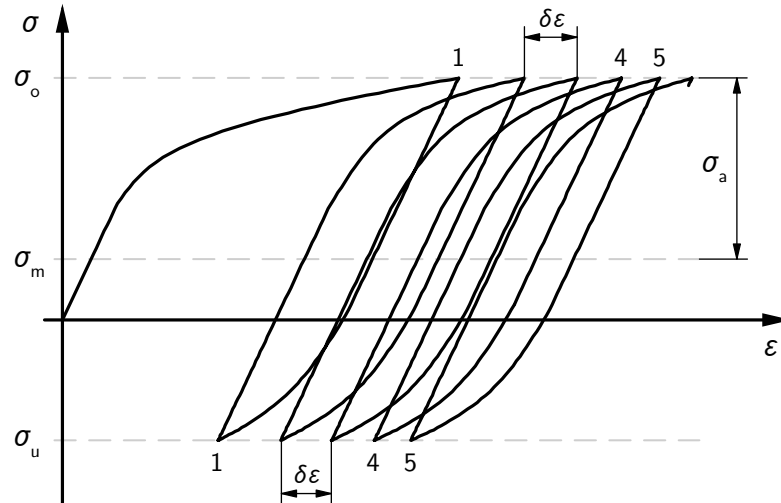


Abbildung 4.2: Ratcheting-Verhalten: Es sind die Spannung σ und Dehnung ε der nummerierten Zyklen sowie die obere und untere Spannung σ_o und σ_u bei der Mittelspannung $\sigma_m \neq 0$ und Spannungsamplitude σ_a dargestellt. $\delta\varepsilon$ entspricht der Ratcheting Dehnung pro Zyklus.

Das Ratcheting lässt sich bei dem in Abaqus implementierten CHABOCHE-Modell über den Verfestigungskoeffizienten D des quasi linearen Backstresstensors abbilden. Verhält sich der Backstresstensor linear ($D = 0$), wird das Verhalten nach einigen wenigen Zyklen gänzlich gebremst. Sind die Koeffizienten $D \ll C$, wird das Ratcheting immer weiter reduziert, bis zu einer konstanten Ratcheting Dehnung $\delta\varepsilon$ [13, 67]. Das Ratcheting-Verhalten wird jedoch innerhalb der ersten Zyklen immer übertrieben dargestellt und der geeignete Koeffizient D ist für verschiedene Lastfälle (Spannungsverhältnis R bei Spannungsamplitude σ_a) unterschiedlich [72].

Zur Anpassung des Ratchetings wurde bei der Werkstoffmodellversion V2.2 der Verfestigungskoeffizient D_1 adaptiert. Um das Ratcheting-Verhalten abzubilden, wurden zyklische Versuche mit einer Spannungsamplitude von $\sigma_a = 500$ MPa (RV1) und $\sigma_a = 450$ MPa (RV2) bei gleichem Spannungsverhältnis $R = -2$ mit 100 Zyklen durchgeführt. Die Versuche konzentrieren sich hauptsächlich auf den Druckbereich, was durch die Stabverkürzung beim Richten, eine zyklische Verformung in den Druckbereich, begründet ist.

In Abbildung 4.3 sind die Ergebnisse aus den Messungen sowie der Berechnung mit dem Werkstoffmodell V2.2 bei verschiedenen Verfestigungskoeffizienten D_1 gegenübergestellt. Dargestellt ist dabei die mittlere Dehnung eines Zyklus, die als Mittel der maximalen und minimalen Dehnung eines Zyklus gilt.

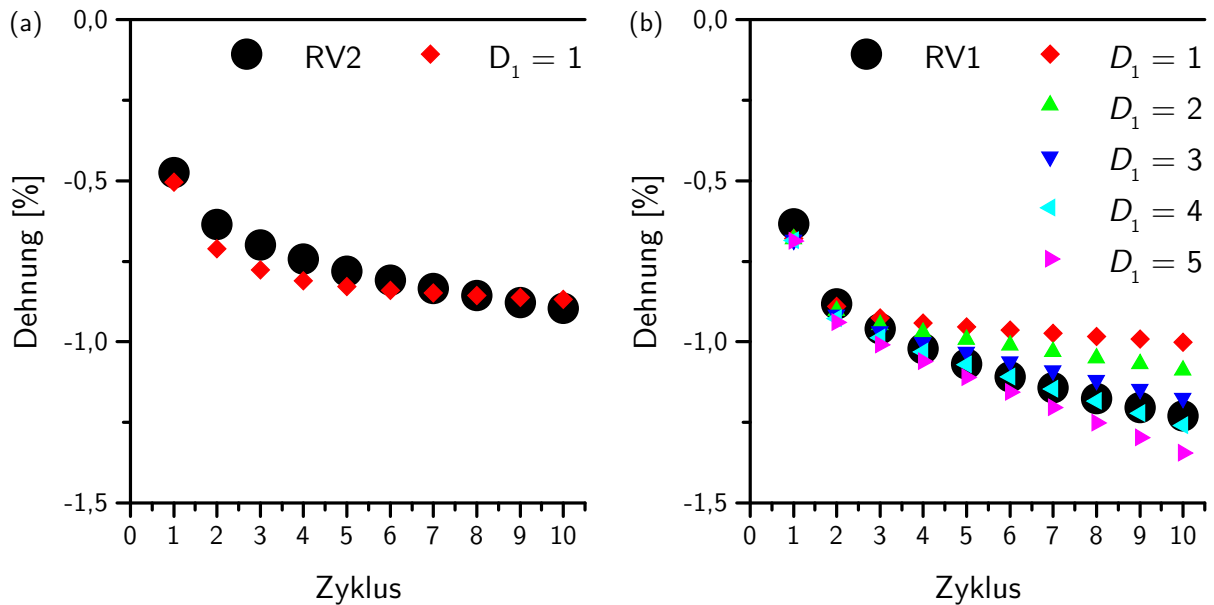


Abbildung 4.3: Mittlere Dehnung der Ratcheting Versuche: Darstellung der ersten 10 Zyklen von (a) RV2 und (b) RV1 sowie des Werkstoffmodells der Version V2.2 bei verschiedenen Verfestigungskoeffizienten D_1 .

Beim Versuch mit niedrigerer Spannungsamplitude (Abbildung 4.3(a)) zeigt sich das Überzeichnen des Ratchetings innerhalb der ersten Zyklen, das durch den niedrigeren Koeffizienten $D_1 = 1$ bis zum achten Zyklus wieder ausgeglichen wird. Bei der höheren Spannungsamplitude in Abbildung 4.3(b) zeigt sich bei gleichem Koeffizienten $D_1 = 1$ zu Beginn eine passende Abbildung des Ratchetings, jedoch bei den nächsten Zyklen eine zu geringe. Durch Erhöhen des Koeffizienten kann das Ratcheting bei $D_1 = 4$ sehr gut abgebildet werden.

Voruntersuchungen zum Richten der Schiene haben gezeigt, dass sich lediglich beim ersten Zyklus an der Außenfaser des Profils die höhere Spannungsamplitude einstellt, im übrigen Querschnitt eine niedrigere. Um dem Ratcheting bei niedrigeren Spannungsamplituden gerecht zu werden, wurde der Verfestigungskoeffizient $D_1 = 1$ für die Version V2.2 verwendet.

4.3 Prozessnahe Versuche

Vier dehnungsgesteuerte prozessnahe Versuche PnV1–PnV4 wurden zur Verifikation des Werkstoffmodells durchgeführt. Davon sind jeweils zwei mit einem größeren und zwei mit einem kleineren Dehnungsbereich festgelegt, wobei einer in den Druck- und einer in

den Zugbereich startet. Alle Zyklen wurden mit einer Dehnungsverschiebung in den Druck gestaltet, um die in Abschnitt 3.3 beschriebene Stabverkürzung abzubilden. In Tabelle 4.3 sind die Dehnungen der einzelnen Versuche entsprechend der Halbzyklen angeführt.

Tabelle 4.3: Dehnungen der prozessnahen Versuche: Es sind die Dehnungen der Versuche PnV1–PnV4 über die Halbzyklen angegeben.

Halbzyklus	PnV1	PnV2	PnV3	PnV4
	Dehnung [%]			
0	0,0	0,0	0,0	0,0
1	-1,2	1,2	-0,8	0,8
2	1,0	-1,1	0,65	-0,75
3	-1,0	0,8	-0,7	0,5
4	0,6	-0,9	0,35	-0,65
5	-0,8	0,4	-0,6	0,2
6	0,2	-0,7	0,05	-0,55
7	-0,6	0,0	-0,5	-0,1
8	-0,2	-0,5	-0,25	-0,45

Acht Halbzyklen entsprechen acht Biegungen beim Richten. Bei den Vergleichsrechnungen mit dem Werkstoffmodell V2.2 wurde der letzte Halbzyklus als Entlastungszyklus umgesetzt, was dem siebenmaligen Biegen und anschließenden Entlasten in der HM entspricht.

Die gemessenen und berechneten Spannungs-Dehnungs-Verläufe sind in Abbildung 4.4 und 4.5 gegenübergestellt. Der Vergleich der Verläufe in Abbildung 4.4 zeigt in beiden Fällen eine sehr gute Übereinstimmung, teilweise unterschreitet jedoch das Werkstoffmodell die gemessene Spannung. Vergleicht man die Verläufe in Abbildung 4.5, zeigt sich stellenweise eine zu hohe berechnete Spannung direkt nach dem elastisch-plastischen Übergang. Gegen Ende des Halbzyklus ist eine etwas zu geringe Spannung merkbar. Das Verhalten ist auch bei den zyklischen Versuchen in Abschnitt 4.1 erkennbar. Das Werkstoffmodell kann nur für eine konkrete Dehnungsamplitude exakt angepasst werden. Bei größeren und kleineren Dehnungsamplituden muss ein geringfügiger Kompromiss in Kauf genommen werden.

Die Nachrechnung der prozessnahen Versuche mit dem Werkstoffmodell Version V2.2 zeigt für die Anwendung bei der Richtsimulation eine ausreichend gute Übereinstimmung.

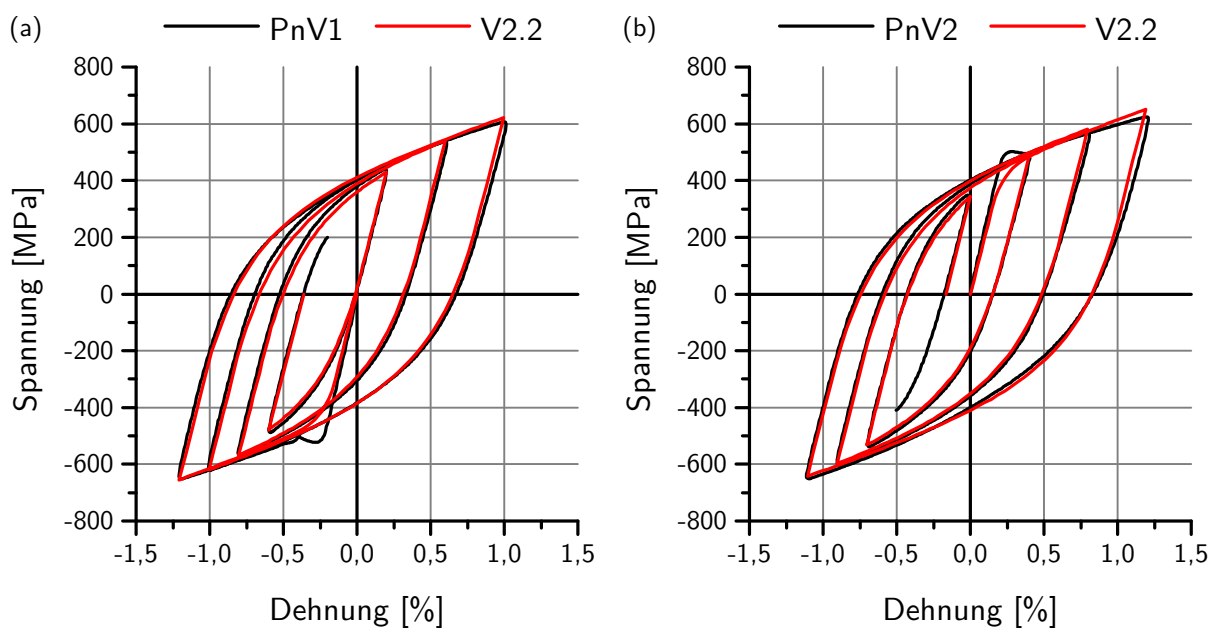


Abbildung 4.4: Spannungs-Dehnungs-Verlauf der prozessnahen Versuche PnV1 und PnV2: Die Versuche mit größerem Dehnungsbereich mit Start (a) in den Druck PnV1 und (b) in den Zug PnV2 sind mit dem Werkstoffmodell Version V2.2 simuliert.

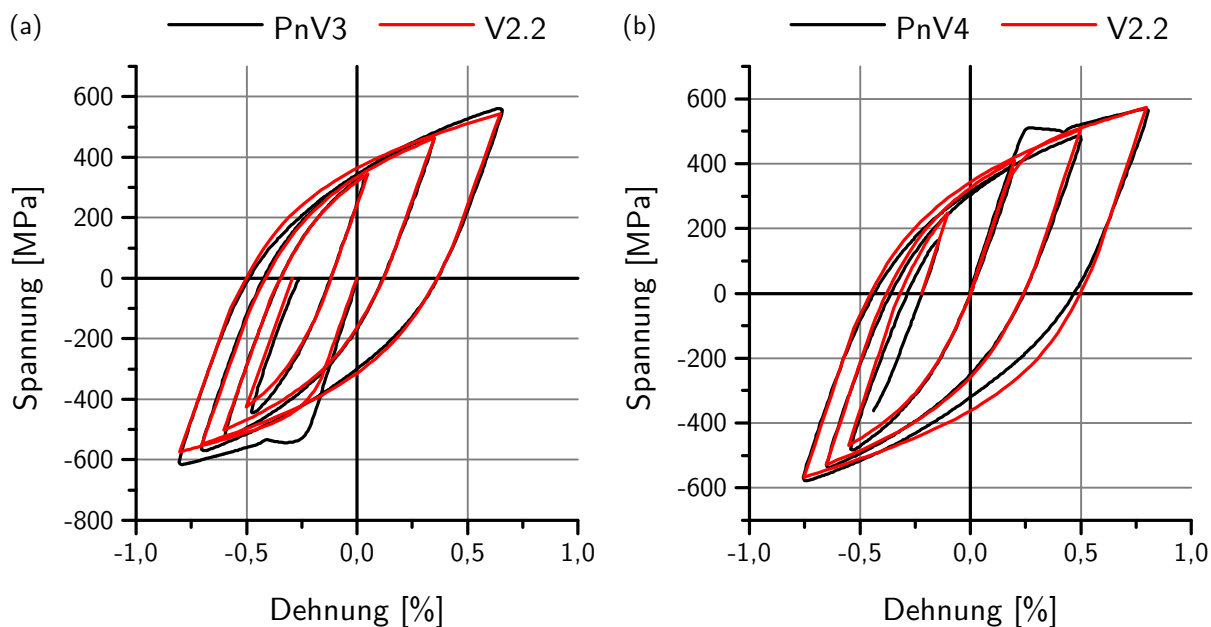


Abbildung 4.5: Spannungs-Dehnungs-Verlauf der prozessnahen Versuche PnV3 und PnV4: Die Versuche mit kleinerem Dehnungsbereich mit Start (a) in den Druck PnV3 und (b) in den Zug PnV4 sind mit dem Werkstoffmodell Version V2.2 simuliert.

5 Werksversuche

Um die für die Simulation notwendigen Anfangs- und Ist-Zustände des Richtprozesses aufzunehmen, wurden einige Versuche im Werk der voestalpine Schienen GmbH (VASCH) durchgeführt.

5.1 Schienenkrümmung vor dem Richten

Zur Bestimmung der Schienenkrümmung nach erfolgter Abkühlung und vor dem Richten wurde ein etwa 28 m langes Schienenstück der Güte R260 vom Kühlbett gehoben und möglichst freigängig auf zwei Auflagern seitlich abgelegt. Die somit möglichst unverfälschte Krümmung der über die Hauptträgheitsachse gebogenen Schiene wurde durch Spannen eines Seiles (Bezugsgerade) zwischen den Schienenenden und Messen des Schienenabstands zur Bezugsgeraden aufgenommen. Die Messpunkte in Abbildung 5.1 wurden durch einen Kreis mit Radius $R = 98$ m angenähert, wobei der Schienenkopf im Inneren des Kreises liegt.

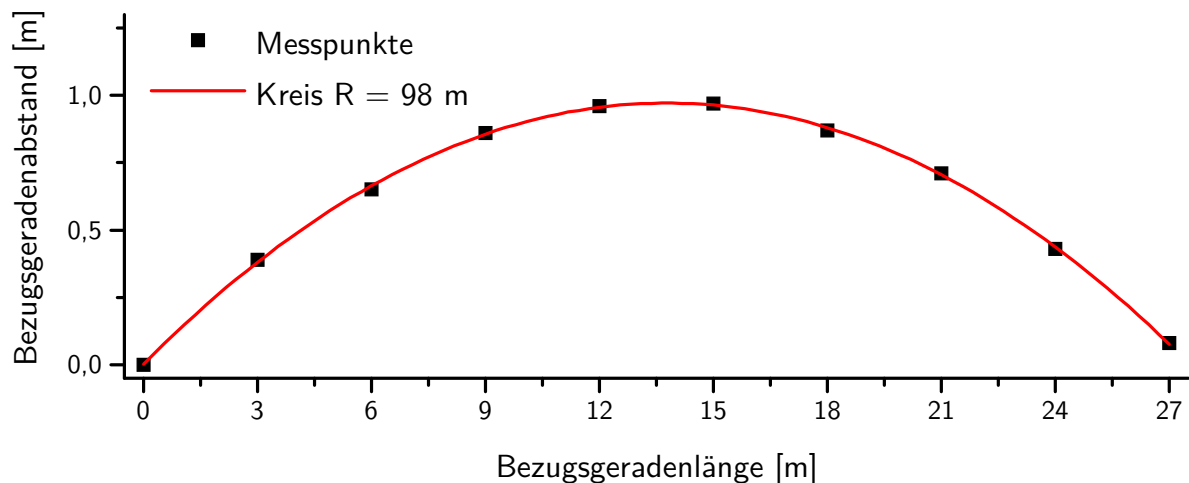


Abbildung 5.1: Bestimmung der Schienenkrümmung vor dem Richten: Die nach der Abkühlung der Schiene gemessenen Punkte an der Schiene sind als Kreissegment mit dem Radius $R = 98$ m angenähert.

Als Anfangszustand der Schiene gilt die Anfangskrümmung von $\kappa = 0,01$ 1/m.

5.2 Krümmung in der Horizontalrichtmaschine

Wie schon in Kapitel 3 gezeigt, ist die Krümmung beim Richten jener Parameter, der das Biegen präzise beschreibt. Um den Ist-Zustand des Richtprozesses in der HM zu bestimmen, wurde der Krümmungsverlauf beim Richten über die gemessene Längsdehnung an ausgewählten Schienenpositionen berechnet. Um die Längsdehnungen aufzunehmen, wurden Dehnungsmessstreifen (DMS) vom Typ K-LY41-3/120 [73] auf eine 38 m lange Schiene in deren Laschenkammer (Bereich zwischen der schrägen Kopfunterseite und Fußoberseite [74]), wie in Abbildung 5.2 dargestellt, bei 10 m und 20 m appliziert. Der DMS 4 liegt dabei auf Höhe der horizontalen Trägheitsachse, bei Berücksichtigung des vor dem Richten etwas höheren Schienenprofils. Diese Platzierung erlaubt das Richten der Schiene ohne die DMS durch Kontakt mit den Richtrollen zu zerstören.

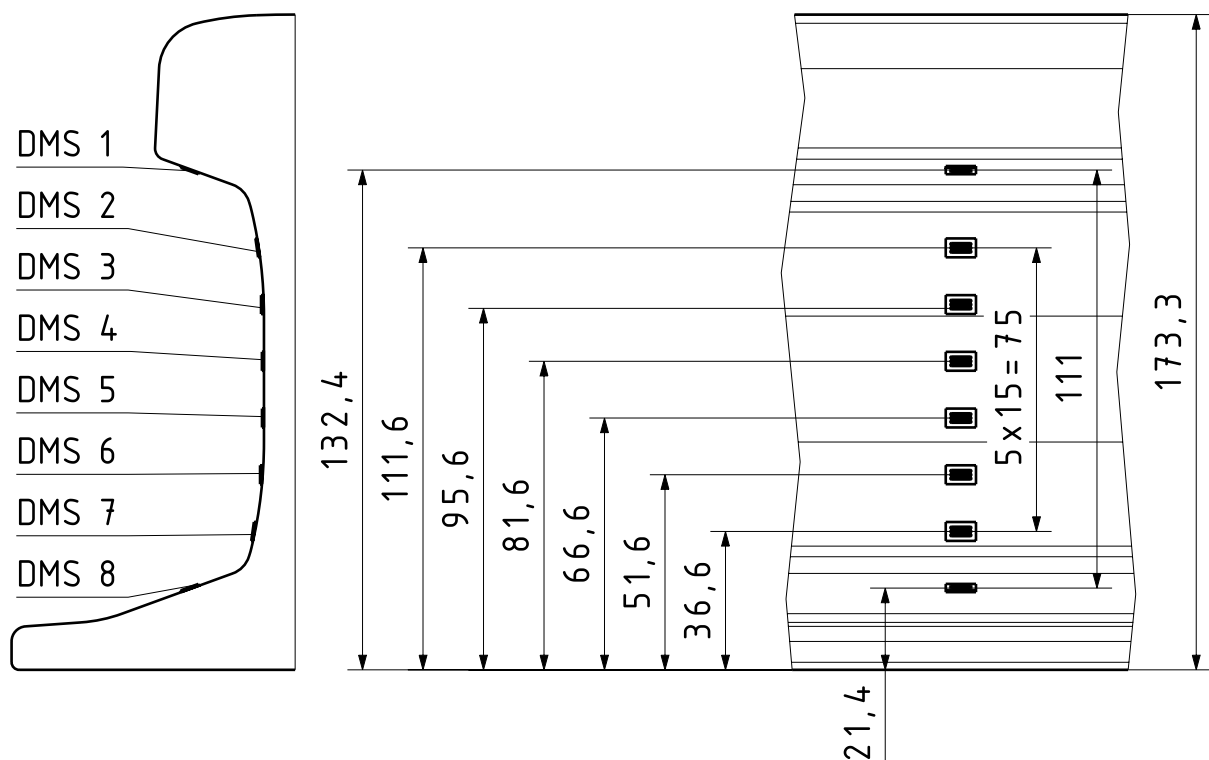


Abbildung 5.2: Positionen der DMS an der Schiene: Die DMS 1–8 sind an den angeführten Positionen entlang einer Geraden in der Laschenkammer der Schiene geklebt, um die Dehnungen in Schienenlängsrichtung aufzunehmen.

Die DMS sind, wie in Abbildung 5.3(a) ersichtlich, durch eine Schicht Silikon geschützt und die Anschlusskabel entlastet fixiert. Die Anschlüsse, ausgeführt als Steckverbindungen (Abbildung 5.3(b)), erlauben ein rasches Anschließen der Verbindungskabel beim Versuch.

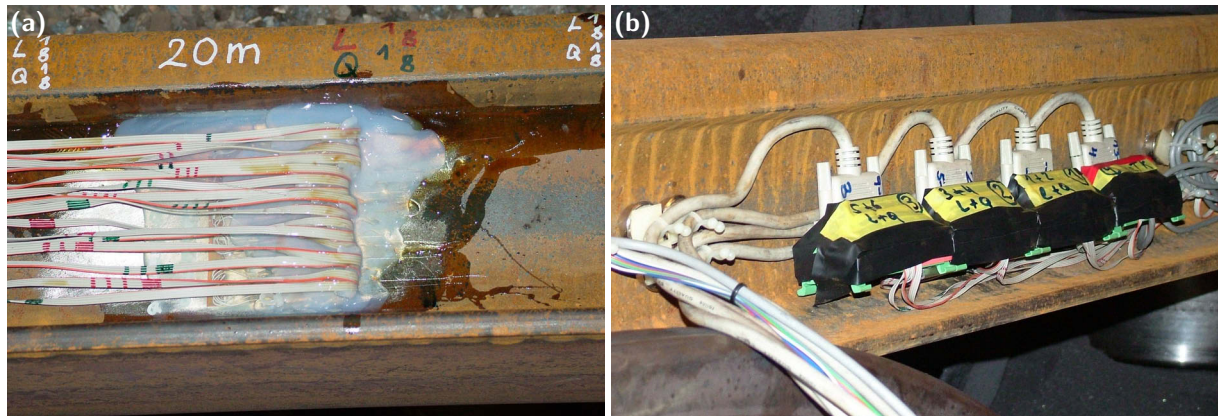


Abbildung 5.3: Messstelle und Anschlüsse zur Krümmungsmessung: (a) Die DMS sind unter einer schützenden Schicht Silikon eingebettet. (b) Die DMS sind über Steckverbindungen an die Verbindungskabel angeschlossen.

Da die Schiene vor dem Anschließen in die Richtmaschine durch einen Manipulator eingefädelt werden muss und erst direkt bei der ersten Richtrolle R1 zugänglich ist, sind die Anschlüsse wie in Abbildung 5.4(a) von der Messstelle ausgehend vorgezogen. Dadurch wird ein Anschließen und Nullen der DMS wie in Abbildung 5.4(b) auf Höhe der ersten Richtrolle R1 möglich, wobei die Messstelle selbst noch unbeeinflusst von der Richtrolle R1 ist. Das angeschlossene Kabel kann beim Durchlauf leicht mitgeführt werden, da die Richtrollen fliegend gelagert sind und somit die Schiene einseitig zugänglich ist.

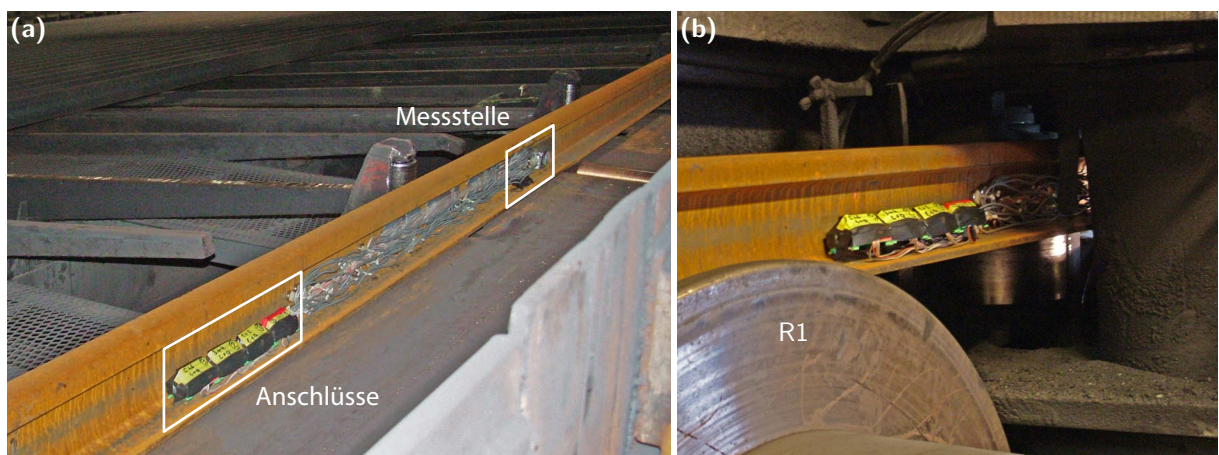


Abbildung 5.4: Vorgezogene Anschlüsse bei der Krümmungsmessung: Die (a) Anschlüsse sind von der Messstelle ausgehend vorgezogen und (b) gewährleisten ein Verbinden der Anschlüsse ohne Beeinflussung durch die erste Richtrolle R1.

Die beim Versuch aufgenommenen Dehnungen der DMS 1–8 sind in Abbildung 5.5 über der Position in der HM aufgetragen.

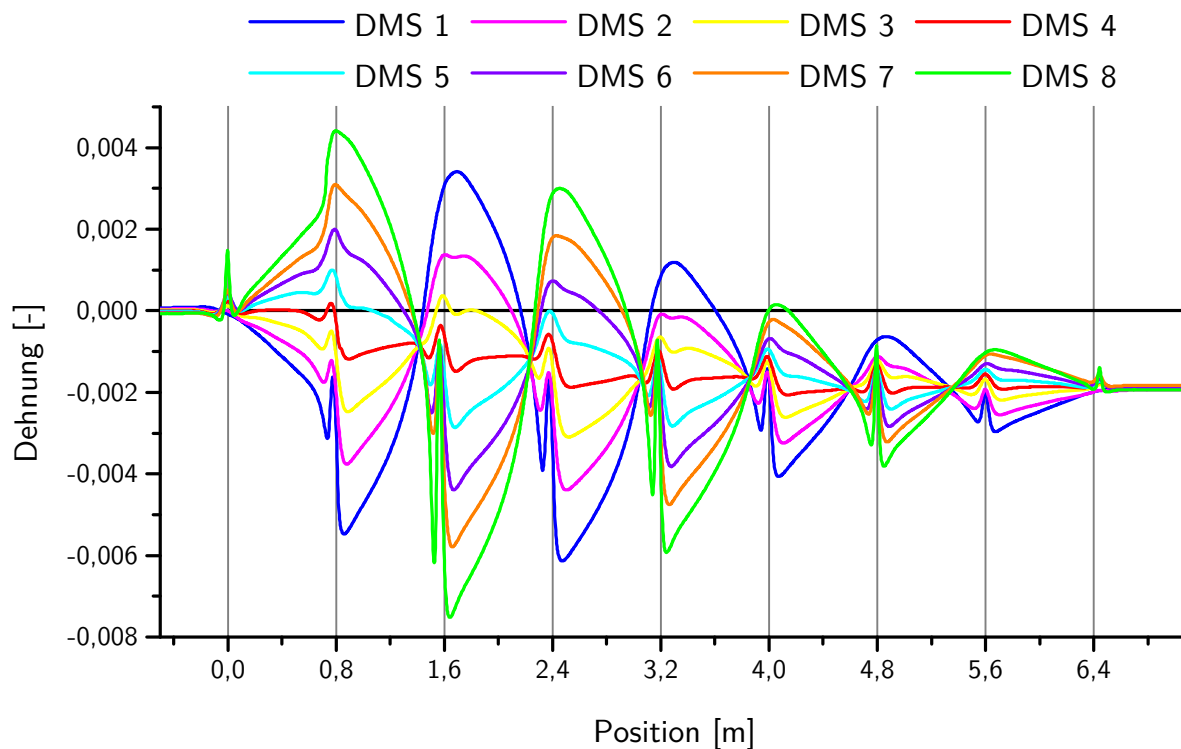


Abbildung 5.5: Gemessene Längsdehnungen beim Richten in der HM: Dehnungen der DMS 1–8 dargestellt über der Position in der HM. Die Messstelle liegt bei 20 m (Schiengüte R260).

Die Dehnungen der einzelnen DMS erreichen nach der Rolle R9 (Position 6,5 m) den selben Wert. Wird davon ausgegangen, dass die Schiene nach dem Richten gerade ist, muss dieser Umstand zutreffen. Ist dies nicht der Fall, müssen die Dehnungen entsprechend zueinander verschoben werden, was zu ungleichen Dehnungen zu Beginn und einer Anfangskrümmung führt. In dem in Abbildung 5.5 dargestellten Fall ist die Anfangskrümmung beim Einlauf in die HM Null, da die Gewichtskraft der auskragenden Schiene vor der HM die Anfangskrümmung von 0,01 1/m ausgleicht.

Die Dehnungen nach dem Richten sind in etwa $-0,00185$, was eine Verkürzung der Schiene darstellt. Diese wird durch die Verkürzung der vor dem Versuch markierten Länge von 6 m um $\sim 10,5$ mm bestätigt.

Durch die Differenz der Dehnungen zweier DMS bezogen auf deren definierten Abstand (Abbildung 5.2) wird der Krümmungsverlauf beim Richten in der HM berechnet. Die aus

den Dehnungen der DMS 1 und 8 berechnete Krümmung ist in Abbildung 5.6 über der Position in der Richtmaschine dargestellt.

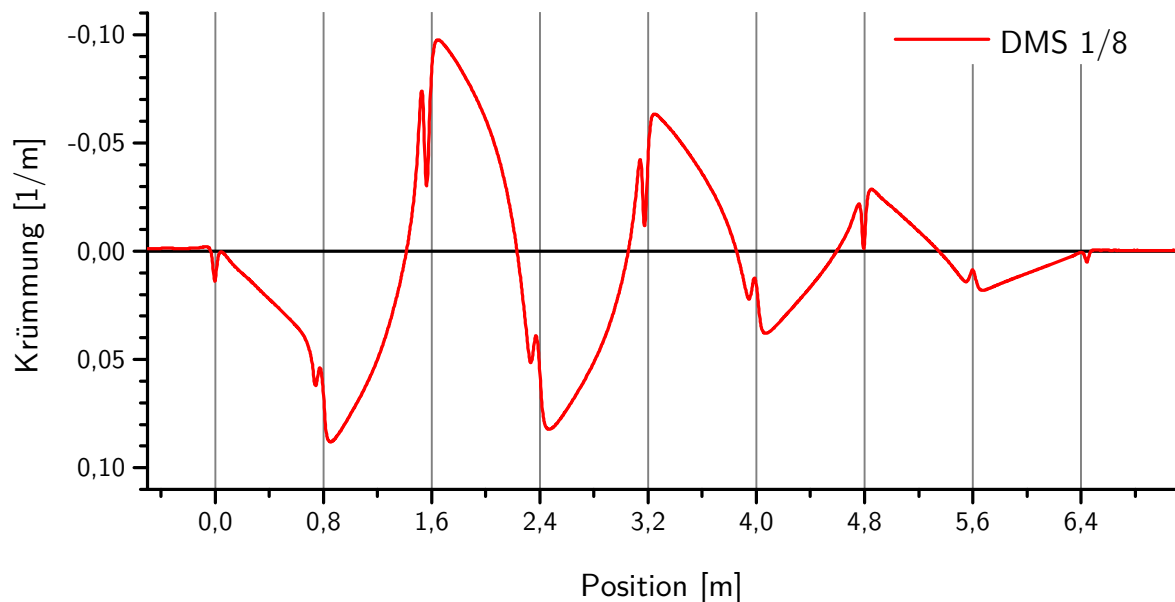


Abbildung 5.6: Krümmungsverlauf beim Richten in der HM: Berechnet aus den Dehnungen der DMS 1 und 8.

Der ermittelte Krümmungsverlauf und die gemessenen Längsdehnungen stellen den Ist-Zustand des Richtprozesses in der HM dar und werden in weiterer Folge für die Verifikation des Richtmodells herangezogen.

5.3 Auffederungsmessung

Erste Modelle des in Abschnitt 5.2 angeführten Versuches haben bei gleicher Rollen-anstellung einen absolut gesehen höheren Krümmungsverlauf gezeigt. Eine Analyse der Diskrepanzen hat mögliche Ursachen aufgezeigt. Die Anstellwerte der Richtrollen aus der Maschinensteuerung können nicht direkt auf das Modell umgelegt werden, da die Werte zu hoch sind. Als eine mögliche Ursache wurde die Auffederung der Maschine bei den einzelnen Rollen identifiziert.

Die Messung der Auffederung an den einzelnen Rollen der HM wurde mittels des in Abbildung 5.7 dargestellten Messaufbaus durchgeführt. Die Haltevorrichtung ist dabei auf einer begehbaren Bühne abgestellt, die keine Anbindung an die Maschine aufweist.

Zusätzlich ist die Haltevorrichtung durch Verstrebungen abgestützt. An der Vorrichtung sind die Messuhren zur Abtastung der Auffederung an den Richtrollen angebracht.

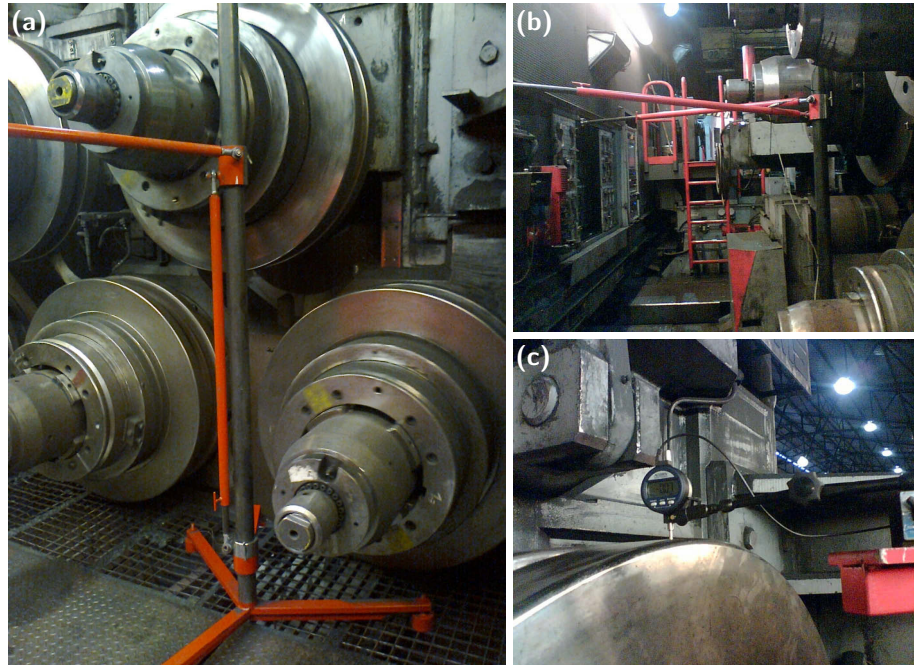


Abbildung 5.7: Messaufbau der Auffederungsmessung an der HM: Bestehend aus (a) der Haltevorrichtung mit (b) den Abstützungen, die (c) die Messuhren tragen.

Pro Messdurchgang wurde die Auffederung immer an einer Ober- und Unterrolle durch eine Messuhr (Abbildung 5.8) abgetastet.

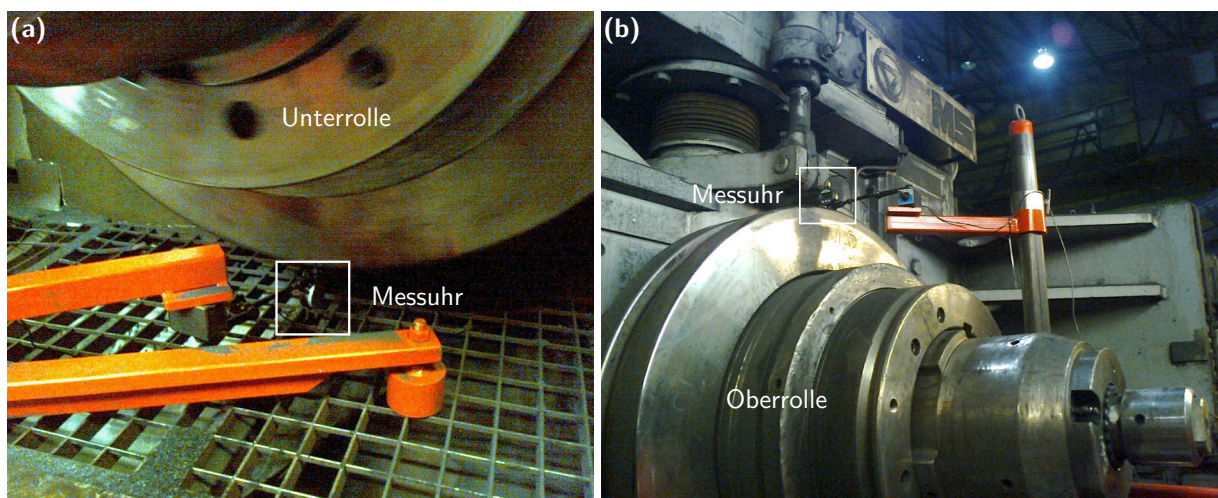


Abbildung 5.8: Abtastung an Ober- und Unterrolle durch Messuhren: Der Messaufbau positioniert jeweils eine Messuhr an einer (a) Unterrolle und (b) Oberrolle.

Die innerhalb von vier Messdurchgängen aufgenommenen Auffederungen der Rollen R1–R8 (HM) sind in Tabelle 5.1 angeführt. Die Auffederung der Bockrolle R9 konnte nicht vermessen werden.

Tabelle 5.1: Auffederung der HM: Die gemessenen Auffederungen der Rollen R1–R8 sind mitsamt der aufgenommenen Richtkräfte angegeben.

Rolle	Auffederung [mm]	Richtkraft [kN]
R1	−0,5	–
R2	2,1	1135
R3	−1,1	–
R4	2,2	1377
R5	−1,0	–
R6	2,2	1258
R7	−0,7	–
R8	1,6	636

Auf ähnliche Weise wurden die Auffederungen an den Rollen R10–R17 der VM bestimmt. Diese sind in Tabelle 5.2 angeführt.

Tabelle 5.2: Auffederung der VM: Die gemessenen Auffederungen der Rollen R10–R17 sind mitsamt der aufgenommenen Richtkräfte angegeben.

Rolle	Auffederung [mm]	Richtkraft [kN]
R10	−0,6	–
R11	0,6	230
R12	−1,1	–
R13	0,7	270
R14	−0,9	–
R15	0,5	170
R16	−0,6	–
R17	0,4	–

Durch die Messung der Auffederungen der einzelnen Rollen und die nachfolgende Korrektur der Anstellung im Modell konnten die Unterschiede zwischen der Ist-Krümmung und der Berechnung verringert werden.

6 Modellaufbau

Das Modell des Schienenrichtprozesses ist mittels der Submodelling Technik realisiert. Zur Umsetzung der grundlegenden Überlegungen zum Richten und dem daraus entwickelten Krümmungskonzept als Optimierungsstrategie (Kapitel 3) sind dem Richtmodell als solches ähnliche Modelle, wie in Abschnitt 3.2 angeführt, vorgeschaltet.

6.1 Generalized Plane Strain

Ein Generalized Plane Strain (GPS)-Modell des Schienenquerschnitts wird zur theoretischen Betrachtung der Spannungs- und Dehnungsverhältnisse genutzt. Grundlegendes zu diesem Modell ist in Unterabschnitt 3.2.1 schematisch in Abbildung 3.7 beschrieben. Der Querschnitt ist mit vier-knotigen bilinearen GPS-Elementen (CPEG4) vernetzt.

Aus Voruntersuchungen hat sich eine unterschiedliche Krümmung zwischen Kopf und Fuß der Schiene in der VM gezeigt, da die Richtrollen nur an den Kopfseiten angreifen. Der Fuß wird dabei um ein Drittel dessen des Kopfes gekrümmt. Zur Umsetzung dieser Gegebenheit ist der Querschnitt auf Höhe der horizontalen Trägheitsachse geteilt. Beide Teile bilden ein GPS-Modell mit eigenem RP, die auf Höhe der Teilung übereinander liegen. Zur Kopplung beider Teile wurde die *EQUATION Funktionalität genutzt. Mit dieser sind der TFG in z-Richtung U3 (Abbildung 3.7) und der RFG in x-Richtung UR1 (Hauptträgheitsachse) direkt zueinander gekoppelt. Das Verhältnis 3 : 1 zwischen Kopf- und Fußkrümmung ist über die Kopplung der RFG in x-Richtung UR2 (Nebenträgheitsachse) mit diesem Verhältnis umgesetzt. Weiters sind die TFG an der Hauptträgheitsachse in y-Richtung U2 und an der Nebenträgheitsachse in x-Richtung U1 gesperrt.

Die unterschiedliche Kopplung der beiden Schienenteile im Modell ist in Abbildung 6.1 in Form der dargestellten Längsdehnung LE33 beim Biegen um die jeweiligen Trägheitsachsen ersichtlich. Die direkte Kopplung beim Biegen um die horizontale Trägheitsachse ist durch die gleichförmige Änderung der Längsdehnung LE33 entlang der Schienenhöhe in Abbildung 6.1(a) ersichtlich. Die Auswirkung der 3 : 1 Kopplung zwischen Kopf und Fuß beim Biegen um die vertikale Trägheitsachse zeigt sich in Abbildung 6.1(b). Hierbei ist die Längsdehnung LE33 im Kopf bei gleichem Abstand zur vertikalen Achse dreimal so hoch wie jene im Fuß.

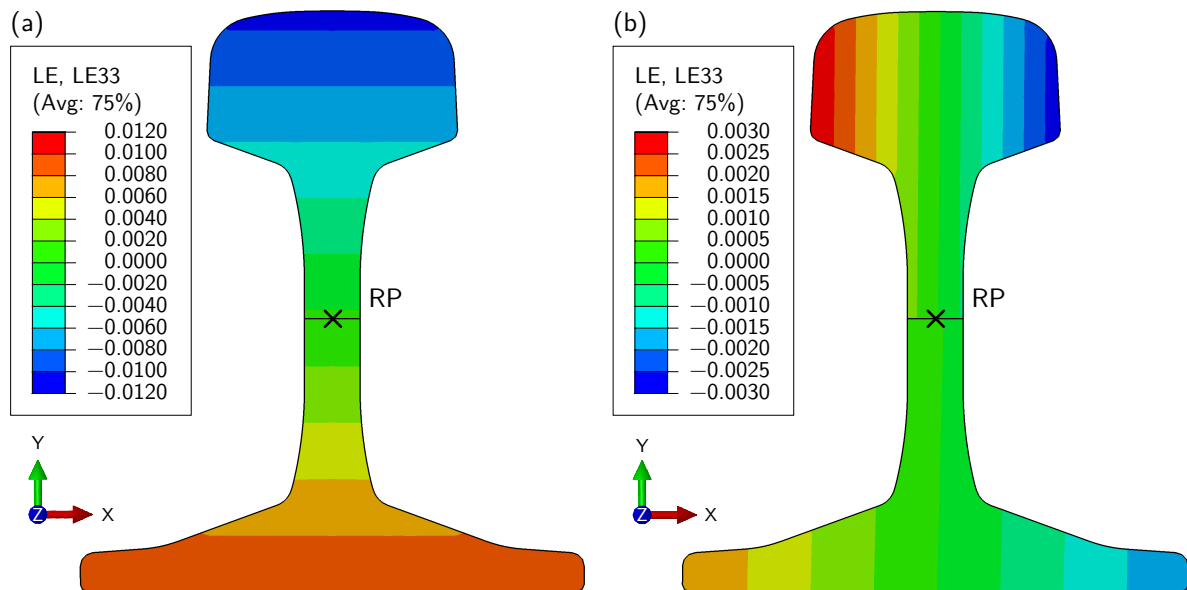


Abbildung 6.1: Längsdehnung LE33 des GPS-Modells der Schiene: Dargestellt beim Biegen um (a) die Hauptträgheitsachse in der HM und (b) die Nebenträgheitsachse in der VM. Der obere und untere Teil der Schiene sind über ihre Referenzpunkte (RP) gekoppelt.

Dem Schienenquerschnitt kann bei Bedarf eine Anfangskrümmung über die User Subroutine SIGINI in Zusammenhang mit der *INITIAL CONDITIONS Funktionalität zugewiesen werden. Dabei wird anfänglich ein linearer Längsspannungsverlauf (S33) über die Schienenhöhe aufgebracht, die die gewünschte Anfangskrümmung hervorruft.

Dieses Modell wird genutzt, um Krümmungsverläufe, wie jene aus Abschnitt 3.1 optimierten, einer theoretischen Betrachtung zu unterziehen. Das Modell liefert als Ergebnis den theoretischen Eigenspannungszustand sowie die Restkrümmung nach dem Richten. Zeigt die Berechnung, dass ein gewählter Krümmungsverlauf nicht zum geraden Zustand führt, kann dieser entsprechend abgeändert werden. Bei gegebenem Krümmungsverlauf besteht die Möglichkeit, jene Restkrümmung zu berechnen, die bei einer bestimmten Anfangskrümmung bestehen bleibt.

6.2 Balkenmodell mit User Subroutine

Entsprechend den Krümmungsverläufen um beide Trägheitsachsen werden die dazu erforderlichen Rollenpositionen der HM und VM generiert. Dazu werden zwei 2D-Balkenmodelle in Zusammenhang mit der in Unterabschnitt 3.2.2 beschriebenen und in Anhang A für die HM angeführten User Subroutine generiert.

Die in Abbildung 3.10 dargestellte Funktionsweise der User Subroutine ist für die jeweilige Anwendung an HM und VM angepasst. In beiden Fällen wird die Rolle R2 zur Vorspannung zugestellt. Nach Start der Rollenrotationen wird die Rolle R1 mit R3 auf gleiche Weise verschoben, um die erste Krümmung einzustellen. Dies passiert mit halber Zustellgeschwindigkeit. Nach Erreichen der ersten Sollkrümmung funktioniert die User Subroutine, wie in Unterabschnitt 3.2.2 beschrieben. Durch diese Modifikation soll eine möglichst waagerechte Ausrichtung des Balkens gewährleistet werden.

6.2.1 Balkenmodell Horizontalrichtmaschine

Die Schiene ist im Balkenmodell durch drei, mittels *Mesh tie constraints* (*TIE) miteinander verbundenen, Balken dargestellt. Die jeweiligen Balken für den Kopf, Steg und Fuß sind mit zwei-knotigen linearen Balkenelementen in der Ebene (B21) modelliert, wobei die Balkenquerschnittsdefinition das Trapez ist. Die Trapeze sind zwar rechteckig, die Definition als Trapez lässt aber im Gegensatz zur Rechteck-Definition eine Verschiebung des Querschnitts relativ zur Balkenelementposition zu. Dadurch ist es möglich, die Schiene mit den in Abbildung 6.2 dargestellten Balkenelementquerschnitten und den entsprechenden Balkenpositionen zu beschreiben.

Die äußeren beiden Balken, und zwar jene für den Kopf und den Fuß, stehen in Kontakt mit den Richtrollen und weisen den Abstand der Schienenhöhe auf. Daher ist keine Korrektur der Richtrollenradien, wie in Unterabschnitt 3.2.2, notwendig. Der Kontakt zwischen den Balken und den starren Rollen ist wiederum als *Surface-to-Surface*-Kontakt mit $\mu = 0,15$ definiert. Das tangentielle Verhalten wird durch *Penalty* und das normale Verhalten durch den *Hard Pressure-Overclosure* Zusammenhang mit der *Augmented Lagrange* Methode beschrieben.

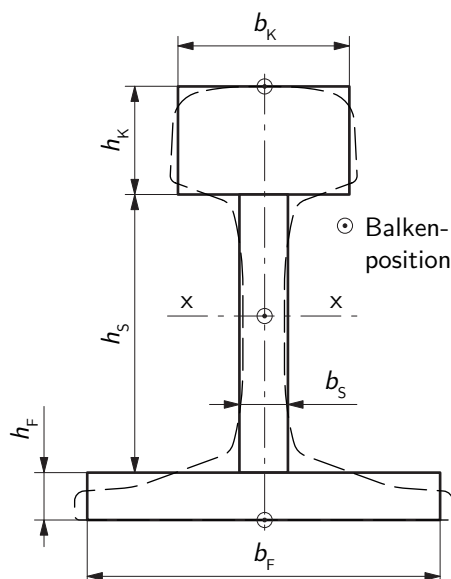


Abbildung 6.2: Schienenquerschnitt im Balkenmodell: Die Schiene wird durch drei miteinander verbundene Balken mit den angeführten Positionen und den entsprechenden Querschnitten mit den Breiten b und Höhen h von Kopf K, Steg S und Fuß F beschrieben. Der Steg-Balken liegt auf Höhe der Trägheitsachse $x-x$ des strichliert dargestellten Schienenprofils 60E1.

Der durch drei Balken dargestellte Schienenquerschnitt in Abbildung 6.2 ist mit den in Tabelle 6.1 angeführten Abmessungen modelliert. Die Höhe, die Fläche, die Schwerpunktposition und das Flächenträgheitsmoment um die $x-x$ Achse entsprechen jener des Schienenprofils 60E1 (Abbildung 1.3). Um eine feinere Auflösung der Biegelinie zu erzielen, ist die Anzahl der Integrationspunkte der einzelnen Querschnitte den Höhen entsprechend adaptiert.

Tabelle 6.1: Schienenquerschnitt im Balkenmodell für die HM: Es sind die Breite b und Höhe h der Balkenquerschnitte sowie die Anzahl der Integrationspunkte für den Kopf K, den Steg S und den Fuß F angeführt.

		Kopf K	Steg S	Fuß F
Breite b	[mm]	68,00	19,24	140,00
Höhe h	[mm]	42,87	110,33	18,80
Integrationspunkte		21	55	9

Eine genauere Abbildung des Schienenprofils durch acht Balken führt im Vergleich zum Schienenprofil, aufgebaut aus drei Balken, zu keiner Änderung im Krümmungsverlauf. Das bedeutet, dass die Beschreibung des Schienenprofils durch drei Balken, entsprechend

Abbildung 6.2 und Tabelle 6.1, ausreichend genau ist. Die Verwendung einer höheren Balkenanzahl kann somit als unnötiger Mehraufwand hinsichtlich Berechnungszeit betrachtet werden.

Aus ersten Untersuchungen hat sich bei Vergleich der durch das Balkenmodell und dem 3D-Modell in Abschnitt 6.3 berechneten Biegelinie eine stärkere Krümmung beim Balkenmodell gezeigt. Die Ursache liegt in der Schubsteifigkeit der Balken, wobei jede für sich der Steifigkeit eines Rechteckquerschnitts entspricht und die Summe weit über jener des Schienenprofils liegt. Das zu schubsteife Balkenmodell lässt nur eine geringe Schubverzerrung γ durch Querkraft Q (Abbildung 6.3(a)) zu. Das bedeutet, die notwendige Auslenkung des Balkens beim Richten muss stärker durch die Normaldehnung bei der Biegung im Gegensatz zur Schubverzerrung des Balkens dargestellt werden.

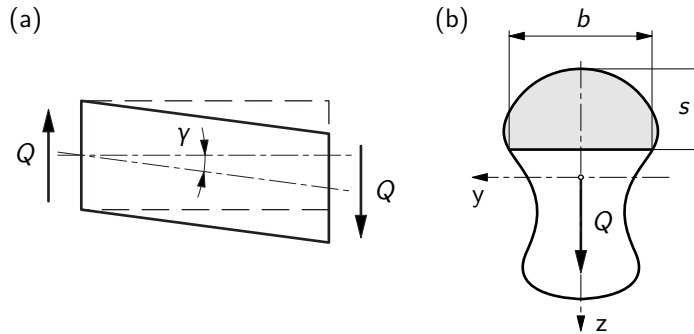


Abbildung 6.3: Winkelverzerrung an einem Stab mit beliebigem Querschnitt: (a) Die Querkraft Q ruft eine Winkelverzerrung γ hervor. (b) Die Schubspannung an der Position s mit der Breite b wird durch das Flächenmoment 1. Ordnung $S_y(s)$ der grauen Teilfläche und das Flächenmoment 2. Ordnung I_y der gesamten Querschnittsfläche, bezogen auf die Trägheitsachse y , berechnet.

Die durch die Querkraft Q (Abbildung 6.3(a)) hervorgerufene Winkelverzerrung γ an einem Stab mit der Querschnittsfläche A ist mit dem Schubmodul G

$$\gamma = \frac{\varkappa}{GA} Q, \quad (6.1)$$

wobei der Faktor \varkappa der Schubkorrekturfaktor ist. Die Schubsteifigkeit wird durch die Größe GA/\varkappa charakterisiert. Der Korrekturfaktor ist notwendig, da die Querschubspannung τ über die Querschnittsfläche A mit

$$\tau(s) = -\frac{Q_z S_y(s)}{I_y b(s)} \quad (6.2)$$

nicht konstant ist und im Mittel auch nicht dem Verhältnis Q/A entspricht. Dabei werden die Flächenmomente der Teilfläche 1. Ordnung mit $S_y(s)$ und 2. Ordnung der Gesamtfläche mit I_y bezeichnet. Diese sind auf die Achse y bezogen. Der Schubkorrekturfaktor \varkappa wird über die Breite b an der Position s laut Abbildung 6.3(b) mit

$$\varkappa = \frac{A}{I_y^2} \int_s \frac{S_y^2(s)}{b(s)} ds \quad (6.3)$$

berechnet [75, 76].

In Abbildung 6.4 ist die mittels (6.2) numerisch berechnete Schubspannung τ über der Schienenhöhe dargestellt.

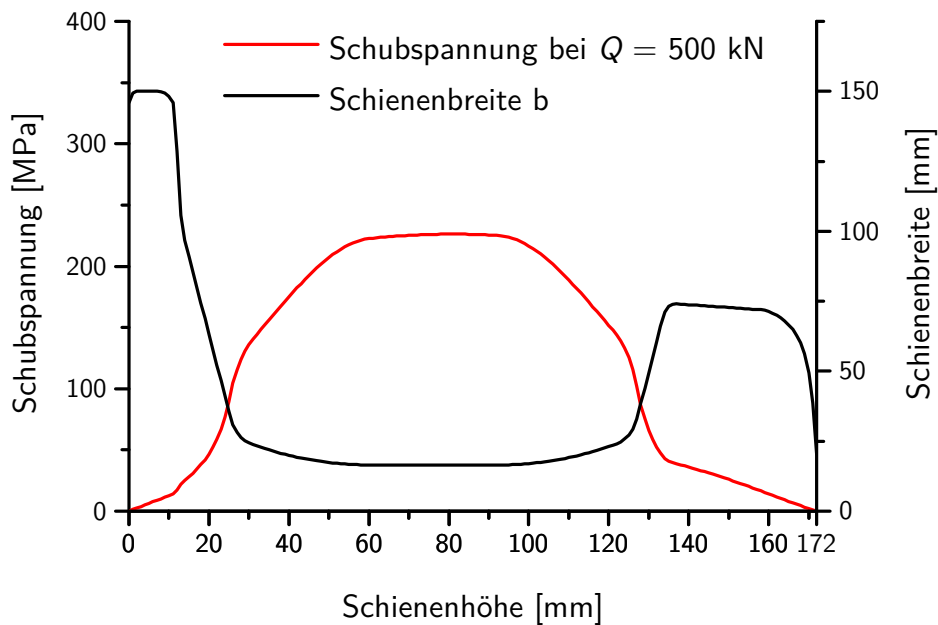


Abbildung 6.4: Schubspannung über der Schienenhöhe: Es ist die durch eine Querkraft von $Q = 500$ kN hervorgerufene Schubspannung τ über der Schienenhöhe bei einer Profilbreite b dargestellt.

Der anhand (6.3) numerisch berechnete Schubkorrekturfaktor ist $\varkappa = 2,362$. Die Schubsteifigkeiten der drei Balken sind im Modell so angepasst, dass sie in Summe der Schubsteifigkeit mit dem Korrekturfaktor \varkappa entsprechen und weiters den Schubspannungsverlauf in Abbildung 6.4 zeigen. Ohne diese Korrektur würden die Balken eine etwa doppelt so hohe Steifigkeit aufweisen, da der standardmäßig in Abaqus berechnete Korrekturfaktor nach COWPER [77], $\varkappa = 1,217$ [13] betragen würde. Bei plastischer Verzerrung der Schiene,

wie sie in der HM auftritt, ist aber auch die korrigierte Steifigkeit zu hoch. Die plastische Verzerrung kann mit den Balkenelementen nicht dargestellt werden.

6.2.2 Balkenmodell Vertikalrichtmaschine

Das Balkenmodell der VM ist mit dem gleichen Elementtyp und den gleichen Kontaktdefinitionen wie jenes der HM modelliert. Die drei Balken liegen übereinander und haben die in Tabelle 6.2 angeführten Querschnittsabmessungen (Abbildung 6.2). Die Querschnitte weisen wiederum die gleiche Fläche und in diesem Fall das gleiche Trägheitsmoment gegenüber der vertikalen Trägheitsachse auf. Da die Balken keinen Abstand zueinander aufweisen, sind die Richtrollenradien wie in Unterabschnitt 3.2.2 um die halbe Schienenkopfbreite modifiziert.

Tabelle 6.2: Schienenquerschnitt im Balkenmodell für die VM: Es sind die Breite b und Höhe h der Balkenquerschnitte sowie die Anzahl der Integrationspunkte für den Kopf K, den Steg S und den Fuß F angeführt.

		Kopf K	Steg S	Fuß F
Breite b	[mm]	72,00	17,00	140,00
Höhe h	[mm]	52,61	104,33	15,06
Integrationspunkte		17	5	33

Es wurde in Voruntersuchungen (VM) eine geringere Fuß- als Kopfkrümmung nachgewiesen. Da, wie in Abbildung 6.5 dargestellt, in der VM die Richtrollen nur am Kopf angreifen, wird der Fuß über den Steg mitgeschleppt.

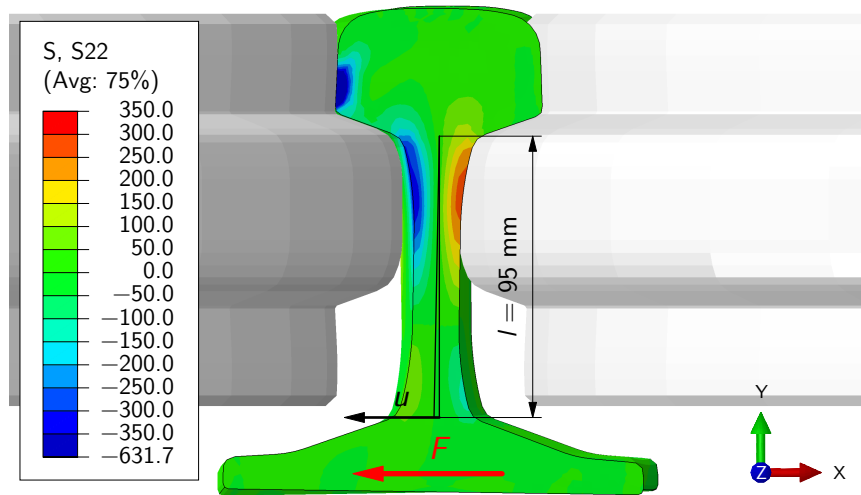


Abbildung 6.5: Verwindung der Schiene in der VM: Durch den Angriffspunkt der Richtrollen am Schienenkopf wird der Schienenfuß mitgeschleppt. Der Schienensteg wird als Kragträger der Länge l mit einer durch eine Kraft F hervorgerufenen Auslenkung u betrachtet. Durch die Darstellung der Spannungen S22 wird dieser Sachverhalt veranschaulicht.

Dieser Umstand wird im Balkenmodell berücksichtigt. Die Kopf- und Stegbalken sind wiederum über *Mesh tie constraints* (*TIE) miteinander verknüpft. Der Fuß wird über Federelemente an jedem Knoten mit dem Steg verbunden.

Zur Bestimmung einer geeigneten Federsteifigkeit c der Elemente wird, wie in Abbildung 6.5 dargestellt, der Steg als Kragträger betrachtet. Die Trägerhöhe $h = 17$ mm sowie die Trägerbreite $b = 5$ mm folgen aus der mittleren Stegbreite und der modellierten Balkenelementlänge. Aus der Durchbiegung u eines Kragträgers durch eine am Balkenende angreifende Kraft F , zu finden unter anderem in [78],

$$u = \frac{Fl^3}{3EI_z} \quad (6.4)$$

folgt die Federsteifigkeit mit

$$c = \frac{F}{u} = \frac{3EI_z}{l^3}. \quad (6.5)$$

Mit (6.5) ergibt sich eine Federsteifigkeit $c \approx 1500$ N/mm.

6.2.3 Ausrichtung der Richtmaschinen zueinander

Nach der Berechnung der Rollenpositionen für die HM und VM, die zu den geforderten Krümmungsverläufen in der Schiene führen, müssen diese adaptiert werden, um die

Übergabe der Schiene zwischen den Maschinen zu gewährleisten. Dazu wird, wie in Abbildung 6.6 erklärt, die relative y-Position der Rollen zur Null-Position so angepasst, dass dies einer Translation und Rotation gleicht. Die Null-Position entspricht dabei jener Rollenposition, bei der eine gerade Schiene mit Kontakt zu den Rollen – jedoch davon unbeeinflusst – durch die Maschine fahren würde. Die lichte Weite der Rollen entspricht in diesem Fall der Schienenhöhe.

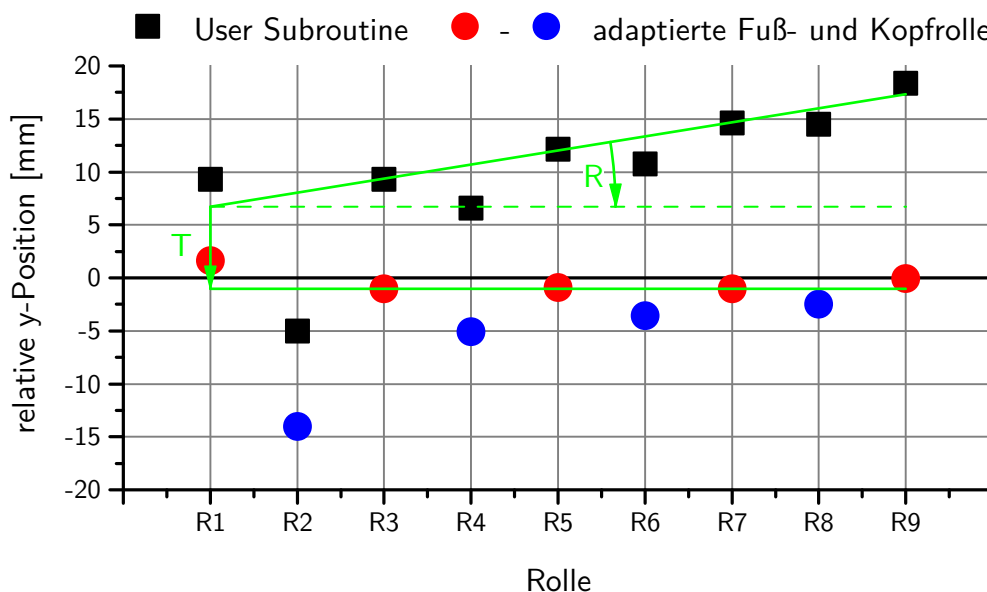


Abbildung 6.6: Anpassung der Richtrollenposition der HM aus der User Subroutine: Die relative y-Position der Richtrollen R1–R9, bezogen auf ihre Null-Position. Durch die Adaptierung mittels einer Translation T und Rotation R wird eine horizontale Ausrichtung der Richtmaschine gewährleistet.

Als Kriterium für die Ausrichtung der Rollen in Abbildung 6.6 wurde das Minimum der Fehlerquadratsumme der fixen Richtrollen R3, R5 und R7 (HM) zur Position $-1,0$ mm herangezogen. Dies entspricht in etwa den Positionen der Rollenauffederung in Tabelle 5.1. Ergänzend zu dieser Ausrichtung wird überprüft, ob die Schiene in einem annehmbaren Höhenbereich in die VM einläuft; bei Bedarf wird nachkorrigiert. Die Höhe wird über den Winkel der auslaufenden Schiene im Balkenmodell, der um den von der Positionsanpassung herrührenden Rotationswinkel korrigiert ist, und den Abstand beider Maschinen, ausgehend von der Rolle R9, berechnet.

Die Rollenpositionen der VM werden auf gleiche Weise angepasst, wobei hier als Kriterium das Minimum der Fehlerquadratsumme der fixen Rollen R12, R14 und R16 herangezogen wird. Dieses Kriterium führt zu einer Längsfluchtung zur HM. Da die einlaufende Schiene

im Gegensatz zur HM nicht frei orientiert in die Maschine einläuft, ist die erste Krümmung durch das Vorbiegen zu hoch. Bei der VM besteht aber die Möglichkeit, die Maschine etwas aus der Flucht zu verschieben, was diese Wirkung etwas abschwächen kann. Weiters wird mit Hilfe des Balkenmodells in Unterabschnitt 6.3.1 die erste Richtrolle R10 schrittweise so weit zurückgestellt, bis die geforderte erste Krümmung erzielt wird.

6.3 3D-Modell mit Submodelltechnik

Das Modell des Richtprozesses ist als 3D-Modell zur Eigenspannungsanalyse eines beliebigen Schienenquerschnitts aufgebaut. Es soll dabei sicher gestellt werden, dass ein Querschnitt der Schiene den stationären Zustand des Prozesses widerspiegelt. Das würde durch eine Schiene mit doppelter Länge der gesamten Richtmaschinenlänge sichergestellt werden. Der Grund ist die nachweisliche Beeinflussung des Querschnitts durch das Auf- und Ablaufen der Schienenenden an den Richtrollen. Eine Abschwächung des Einflusses mit steigendem Abstand der Enden zum untersuchten Querschnitt würde eine Verkürzung der Schiene zulassen, welche jedoch nicht ausreicht, um ein mit angemessenem Aufwand berechenbares Modell zu erhalten.

Die Submodelltechnik ermöglicht eine Berechnung innerhalb kürzerer Zeiten. Bei dieser Technik wird im ersten Schritt ein vergleichsweise grob vernetztes Gesamtmodell global berechnet. Im zweiten Schritt wird ein fein vernetzter Detailbereich berechnet, auf den die aus dem Globalmodell ermittelten Verschiebungs- und/oder Krafrandbedingungen aufgebracht werden [46]. In dieser Form wird die Technik auch in Abaqus [13] angeboten.

Die in Unterabschnitt 3.2.3 erwähnte stärkere Stabverkürzung bei einer Vernetzung mit kleineren Elementen führt jedoch bei der in Abaqus implementierten Technik zu Schwierigkeiten. Der grob vernetzte Stab im globalen Modell verkürzt sich in geringerem Ausmaß als der fein vernetzte Teil des Stabes im Submodell. Dies würde im Stabteil nicht reale Zugspannungen hervorrufen. Eine dahingehende Untersuchung zur Anwendbarkeit dieser Submodelltechnik mit einem vereinfachten Richtmodell und einer Kombination aus Verschiebungs- und Krafrandbedingungen, um die stärkere Verkürzung an einem Ende frei zu geben, erzielte nicht den gewünschten Effekt und hatte ein weiteres Problem aufgezeigt.

Das Überlaufen des grob vernetzten Stabes über eine Rolle ruft ein geringfügiges Variieren des Abstandes zwischen Stab und Rolle hervor, d. h. der Stab rattert über die Rollen. Diese Auf- und Abbewegung ist anhand der Verschiebungsrandbedingungen an den Schnittstellen, an denen im zweiten Schritt das Submodell angetrieben wird, ersichtlich.

Die Übertragung dieser Bewegung auf das Submodell verursacht im Ergebnis Rattermarken. Daher ist die Technik in dieser Form nicht anwendbar.

6.3.1 Globales Balkenmodell

Die Verschiebungs- und Verdrehungsrandbedingungen, die ein Schienenstück im Submodell an dessen Schnittstellen antreiben sollen, werden durch ein globales Balkenmodell generiert. Durch die Möglichkeit einer feineren Vernetzung des Balkenmodells tritt der durch den Kontakt hervorgerufene Effekt nicht auf und dadurch ergibt sich ein glatter Verlauf der Randbedingungen.

Die HM und VM werden mit zwei 2D-Balkenmodellen, die den Modellen in Abschnitt 6.2 entsprechen, getrennt voneinander berechnet. Die kombinierte Berechnung durch ein 3D-Balkenmodell ist nicht möglich, da einerseits das CHABOCHE-Werkstoffmodell [47, 70] bei 3D-Balken von Abaqus nicht unterstützt wird [13] und andererseits das Modell durch den Kontakt zwischen einem Balken und einer V-förmigen Nut der Rolle sehr schlecht oder gar nicht konvergiert.

Das globale Balkenmodell der HM in Abbildung 6.7 ist, wie in Unterabschnitt 6.2.1 beschrieben, aufgebaut. Die Verschiebungs- und Verdrehungsrandbedingungen für das vordere und hintere Schienenstückende des Submodells werden bei den rot dargestellten Knoten aufgezeichnet. Der Einlauf in die VM ist durch zwei fixierte starre Körper, die reibungsfreien Kontakt mit dem Balken haben, umgesetzt.

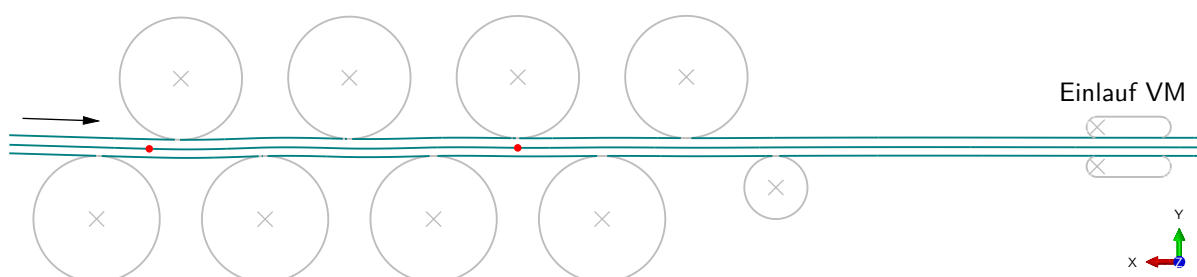


Abbildung 6.7: Globales Balkenmodell der HM: Die Verschiebungs- und Verdrehungsrandbedingungen werden bei den rot dargestellten Knoten aufgezeichnet. Die korrekte Übergabe der Schiene an die VM wird durch den „Einlauf VM“ gewährleistet.

In Abbildung 6.8 ist das globale Balkenmodell der VM dargestellt, das, wie in Unterabschnitt 6.2.2 beschrieben, aufgebaut ist. Wiederum sind die Knoten, an denen die Randbedingungen der Kopf- und Fußbalken aufgenommen werden, rot markiert. Das Auslaufen

der Schiene aus der HM ist wiederum durch zwei fixierte starre Körper dargestellt, die ohne Reibung mit dem Balken in Kontakt stehen.

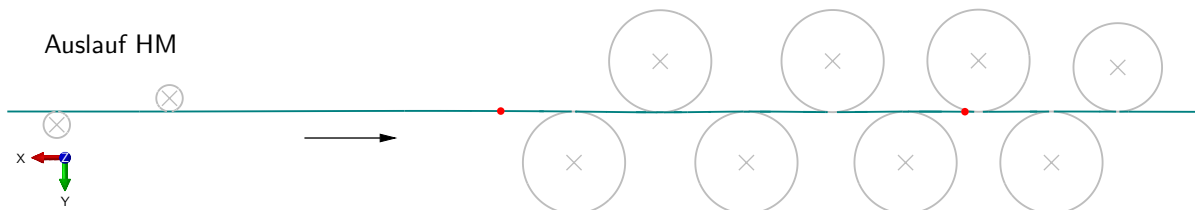


Abbildung 6.8: Globales Balkenmodell der VM: Die Verschiebungs- und Verdrehungsrandbedingungen werden bei den rot dargestellten Knoten aufgezeichnet. Die korrekte Übergabe der Schiene von der HM wird durch den „Auslauf HM“ gewährleistet.

Die Balkenlänge entspricht mehr als dem Doppelten der Länge der HM beziehungsweise VM, um die Randbedingungen unbeeinflusst vom Auf- und Ablafen an den Rollen aufzuzeichnen.

6.3.2 Submodell 3D

Das 3D-Submodell ist mit starren Rollen mit diskreten Flächen (*discrete rigid surfaces*) durch vier-knotige bilineare Flächenelemente (R3D4) und einem Schienenstück mit acht-knotigen linearen 3D-Kontinuumselementen reduzierter Integration (C3D8R) modelliert. Die Länge des Schienenstücks ist der fünffache Rollenabstand der HM zuzüglich der Länge des in der Mitte kurz vernetzten Stücks, das später zur Auswertung herangezogen wird. Das Schienenstück soll beim Durchlauf immer mit mindestens vier Richtrollen in Kontakt stehen. Weiters sollen vor und hinter dem Bereich von Interesse immer jeweils zwei Rollen in Eingriff sein. In Anlehnung an den Vierpunkt-Biegeversuch werden die Kräfte und Momente auf den betrachteten Bereich vor allem durch die Richtrollen ausgeübt. Durch die zuvor erwähnte Längenaddition des kurzen Bereichs wird das Auftreten der Rattermarken in diesem Bereich verhindert.

Die Wahl des Elementtyps C3D8R wurde nach ausgiebigen Elementstudien getroffen. In erster Linie zeigten die acht-knotigen linearen 3D-Kontinuumselemente ohne reduzierte Integration (C3D8 und C3D8I) ähnliche Unstetigkeiten, wie in Unterabschnitt 3.2.3 diskutiert. Vor allem der Elementtyp C3D8I mit inkompatiblen Moden (*incompatible modes*), bei dem durch zusätzliche Ansatzfunktionen höherer Ordnung das *shear locking* beim Biegen verhindert werden soll [13, 46], hat zu keinen brauchbaren Ergebnissen geführt. Die 20-knotigen quadratischen 3D-Kontinuumselemente (C3D20 und C3D20R) ohne und mit

reduzierter Integration zeigen im Kontakt unstetige Ergebnisse im Randbereich. Auch die Erweiterung um einen Knoten (*midface node*) an jener Seitenfläche des Elements (C3D27), die Kontakt zu den Rollen aufweist, hat keine nennenswerte Verbesserung gebracht. Weiters wird dadurch der Rechenaufwand enorm und nicht akzeptabel.

Der Kontakt zwischen den starren Rollen und dem Schienenstück ist auch im 3D-Modell mit dem *Softened* Kontaktverhältnis und dem *Pressure-Overclosure* Zusammenhang, abhängig vom Rollenradius R laut Gleichung 3.32, definiert. Die Gültigkeit dieser Kontaktdefinition im 3D-Modell ist durch den Vergleich der Kontaktdruckspannung CPRESS in Abbildung 6.9 und 6.10 bestätigt.

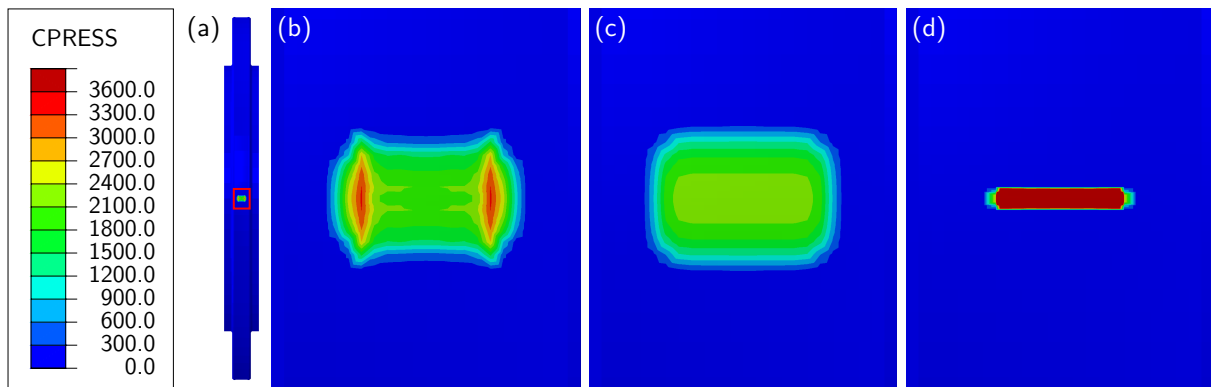


Abbildung 6.9: Kontaktspannung CPRESS an der Kopffrolle: Dargestellt (a) bei einer Last von 1000 kN und im Detail (b) beim Kontakt einer elastischen Rolle, bei dem (c) *Softened* sowie (d) *Hard* Kontaktverhältnis.

Der Vergleich der Kontaktdruckspannung CPRESS an der Kopffrolle (Abbildung 6.9(a)) zwischen dem Kontakt einer elastischen Rolle (Abbildung 6.9(b)) und dem Kontakt einer starren Rolle mit dem *Softened* Kontaktverhältnis (Abbildung 6.9(c)) zeigt eine sehr gute Übereinstimmung der Spannung und eine nahezu gleiche Kontaktfläche. Der Kontakt mit dem *Hard* Kontaktverhältnis in Abbildung 6.9(d) zeigt hingegen keine vergleichbare Spannung und Kontaktfläche. Dies gilt auch für die Kontaktdefinition an der Fußrolle in Abbildung 6.10. In beiden Fällen fallen bei den elastischen Rollen die Spannungsspitzen im Randbereich der Kontaktflächen auf. Diese sind durch die stützende Wirkung jener Rollenteile begründet, die gerade nicht mehr in Kontakt stehen.

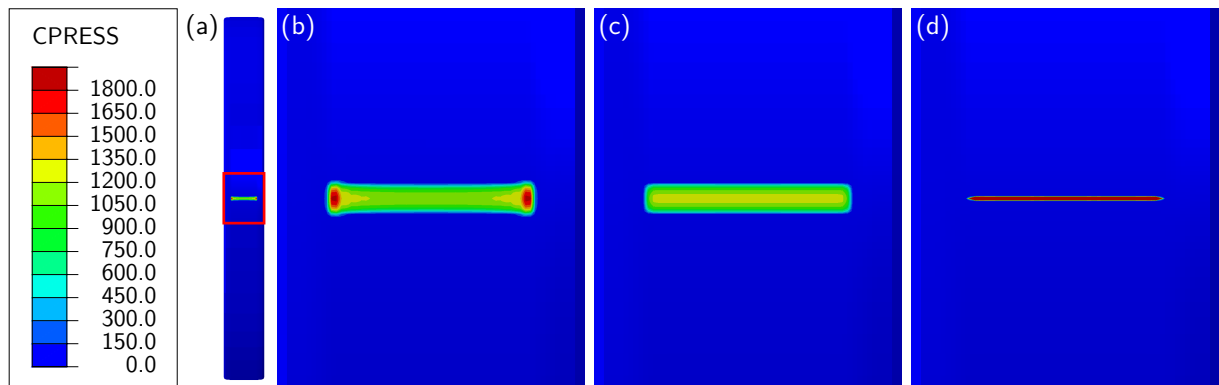


Abbildung 6.10: Kontaktspannung CPRESS an der Fußrolle: Dargestellt (a) bei einer Last von 1000 kN und im Detail (b) beim Kontakt einer elastischen Rolle, bei dem (c) *Softened* sowie (d) *Hard* Kontaktverhältnis.

Zur Übertragung der mittels des Globalmodells ermittelten Randbedingungen auf die Stirnflächen des Schienenstücks im Submodell (Abbildung 6.11) sind an jeder der beiden Stirnflächen zwei RP auf Höhe der horizontalen Trägheitsachse platziert. Jeweils ein RP wird über ein *Distributing coupling* [13] (verteilte Kopplung) mit den Knoten an der Stirnfläche gekoppelt. Diese Art der Kopplung erlaubt eine Verschiebung einzelner Knoten relativ zum RP, was in diesem Fall bei Knoten, die in Kontakt mit der Rolle treten, notwendig sein kann.

Der jeweils zweite RP wird mit dem ersten RP durch ein *Connector*-Element im Raum mit zwei Knoten (CONN3D2) mit Ausrichtung in Schienenlängsrichtung verbunden. Der *Connector* vom Typ TRANSLATOR erlaubt nur eine Verschiebung in x-Richtung (U1), das entspricht durch dessen Ausrichtung der Schienenlängsrichtung, und keine Verdrehung der beiden RP zueinander. Diese Verbindung ist notwendig, um einerseits die auftretende Schienenverkürzung und andererseits eine mögliche Diskrepanz bei der Verknüpfung der Randbedingungen aus den beiden Globalmodellen der HM und VM auszugleichen. Die Verschiebung der beiden Knoten zueinander ist zusätzlich mit einer elastischen (Feder) und einer Reibbedingung mit $\mu = 0,15$ definiert. Diese Bedingungen sollen eine Unbestimmtheit des Systems bei fehlendem Kontakt zwischen den Rollen und dem Schienenstück und eine zu große Entfernung der Stirnflächen von der Sollposition verhindern.

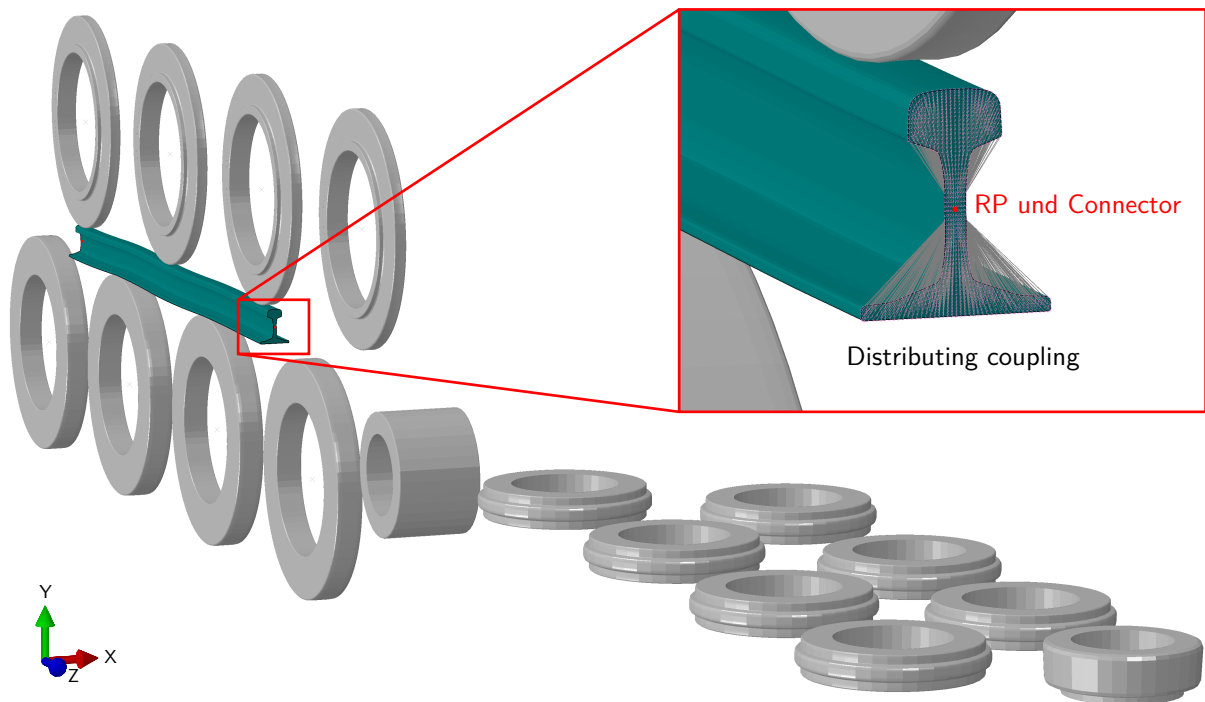


Abbildung 6.11: Submodell des gesamten Richtprozesses mit HM und VM: Das Schienenstück wird beim Richten an der vorderen und hinteren Stirnfläche durch die aus den globalen Modellen generierten Verschiebungs- und Verdrehungsrandbedingungen geführt. Die Detailansicht zeigt die Kopplung der Knoten an den RP mittels *Distributing coupling* sowie die Position des RP und des *Connectors*.

Die Verknüpfung der Verschiebungs- und Verdrehungsrandbedingungen wird über ein Python-Script umgesetzt. Dabei werden die jeweils drei Randbedingungen aus den 2D-Modellen der HM und VM den entsprechenden Randbedingungen im 3D-Modell zugewiesen und kombiniert. Für die VM werden die Verschiebung U1 und die Verdrehung UR2 (vergleiche Abbildung 6.11) aus den für den Kopf- und Fußbalken aufgezeichneten Randbedingungen gemittelt. Die Mittelung ist entsprechend den Abständen der Kopf- und Fußbalken zur horizontalen Trägheitsachse gewichtet. Zusätzlich wird die Verwindung des Schienenquerschnitts (siehe Abbildung 6.5) mit einer Verdrehung UR3 dargestellt. Dies wird aus der Differenz der Verschiebungen U1 bezogen auf die Schienenhöhe berechnet. In Abbildung 6.12 sind die mittels des Scripts zusammengestellten Randbedingungen der vorderen Stirnfläche des Schienenstücks im 3D-Submodell dargestellt.

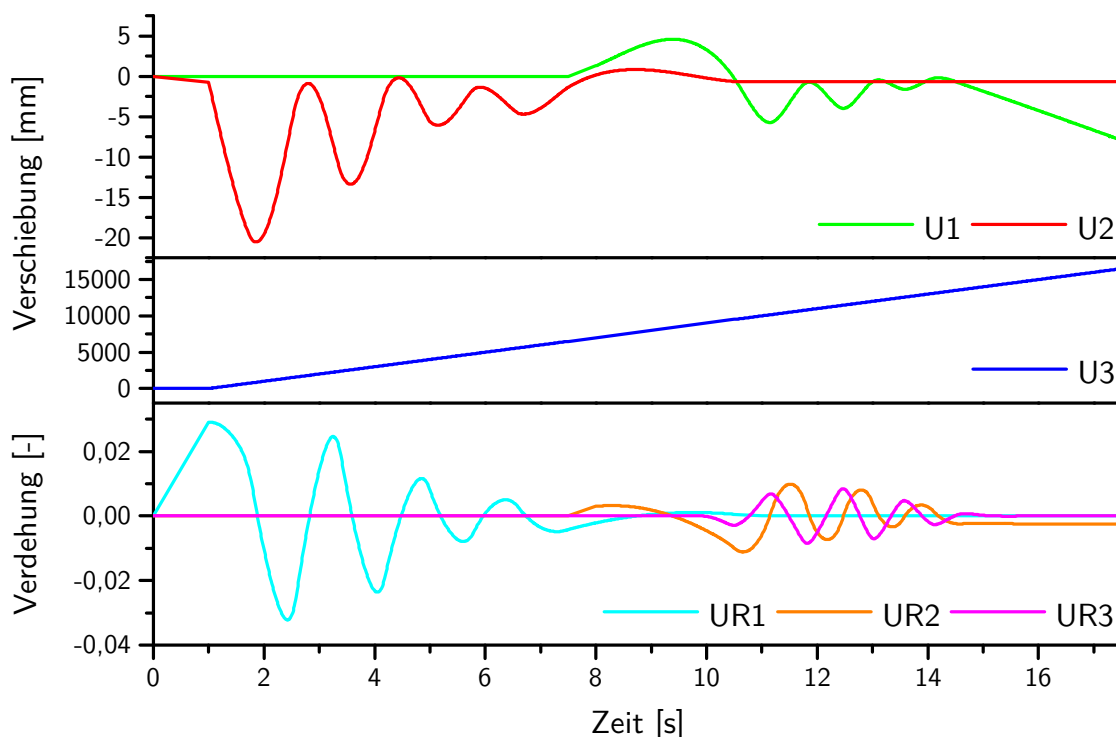


Abbildung 6.12: Randbedingungen im 3D-Submodell: Es sind die verknüpften Verschiebungsrandbedingungen U1–U3 und Verdrehrandbedingungen UR1–UR3 für die vordere Stirnfläche des Schienenstücks dargestellt.

Die Randbedingungen für die hintere Stirnfläche entsprechen jenen in Abbildung 6.12, nur sind diese zeitlich nach hinten versetzt. Die vordere Stirnfläche wird nach Passieren der letzten Richtrolle R17 freigegeben.

Dem Schienenstück kann wie beim GPS-Modell in Abschnitt 6.1 eine Anfangskrümmung aufgegeben werden. Die Randbedingungen müssen in diesem Fall nicht angepasst werden, da dies der Rückbiegung durch das Auskragen der Schiene (siehe Abschnitt 5.2) entspricht.

6.4 Verifikation

Zur Verifikation des Modells soll der Ist-Zustand dargestellt werden. Im ersten Schritt wurde der Werksversuch aus Abschnitt 5.2 simuliert. Mit den gleichen Rollenanstellungen (wie laut Maschinensteuerung) konnte kein vergleichbarer Krümmungsverlauf, wie in Abbildung 5.6, dargestellt werden. Die Krümmungen ergaben sich im Modell als zu hoch und die Schiene hatte eine merkbare Restkrümmung.

Durch die Korrektur der Rollenanstellungen (Abschnitt 5.3), mittels der gemessenen Auffederungen laut Tabelle 5.1, konnte der Krümmungsverlauf angenähert werden. Dieser wies jedoch nach wie vor Abweichungen zum gemessenen Krümmungsverlauf auf.

Schließlich wurden die Anstellungen mit dem Balkenmodell und der User Subroutine (Abschnitt 6.2) generiert. Abbildung 6.13 zeigt den Vergleich der Krümmungsverläufe aus dem Global- und Submodell mit jenem aus dem Versuch.

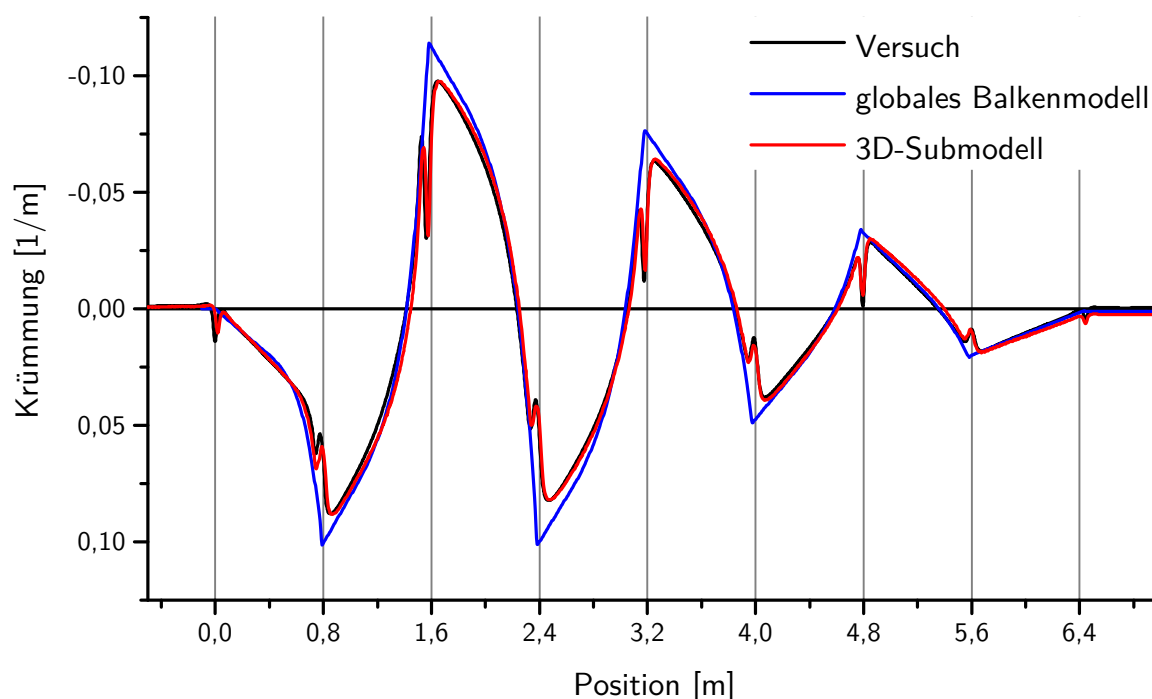


Abbildung 6.13: Krümmungsverlauf im Global- und Submodell der HM im Vergleich zum Versuch: Dargestellt über die Richtmaschinenposition.

Die Krümmung im 3D-Submodell ist anhand der Elementdehnungen an vergleichbaren Positionen, bezogen auf die DMS-Anordnung im Versuch, ausgewertet. Die Krümmungen im 3D-Modell sind nahezu deckungsgleich mit jenen aus dem Versuch. Die Krümmung im Balkenmodell liegt bei starken Biegungen etwas über jener im 3D-Modell. Der Grund ist die in Unterabschnitt 6.2.1 beschriebene zu hohe Schubsteifigkeit bei plastischer Verzerung.

In Abbildung 6.14 sind die im Versuch gemessenen Längsdehnungen der DMS 1, 4 und 8 laut Abbildung 5.2 den im 3D-Submodell aufgezeichneten Längsdehnungen an entsprechenden Positionen gegenübergestellt.

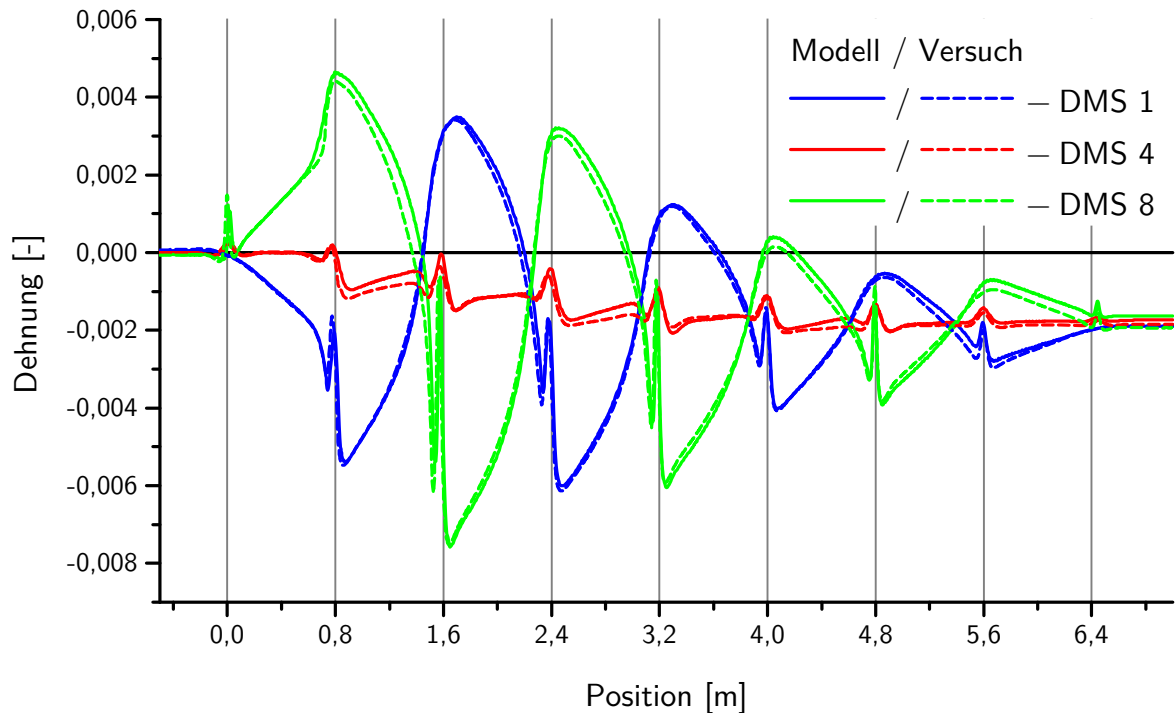


Abbildung 6.14: Dehnungen im 3D-Submodell im Vergleich zum Versuch: Die gemessenen und aufgezeichneten Längsdehnungen sind an den, den DMS 1, 4 und 8 entsprechenden Positionen, verglichen.

Der Vergleich der Längsdehnungen in Abbildung 6.14 zeigt nicht nur eine sehr gute Übereinstimmung an den Positionen der DMS 1 und 8, was mit dem Krümmungsverlauf in Abbildung 6.13 korreliert, sondern auch die Schienenverkürzung (DMS 4) kann entsprechend dargestellt werden.

Die Kurvenformen der Krümmung und der Dehnungen sind vom Werkstoffverhalten abhängig. Die sehr gute Übereinstimmung der Formen wird als Verifikation des Werkstoffmodells betrachtet. Ebenso gilt die übereinstimmende Verkürzung als Verifikation des Ratchetingverhaltens, wie sich bei einer Variation des Ratchetingverhaltens in Voruntersuchungen gezeigt hat. Die Übereinstimmung der Krümmungsverläufe (Abbildung 6.13) des Balkenmodells und des 3D-Modells im Bereich geringer Krümmung kann durch die korrekte Schubsteifigkeit und Schienenendhöhe des Balkens begründet werden. Die Schienenendhöhe von 172,5 mm aus dem 3D-Modell wird im Balkenmodell über einen Kontaktabstand bei Null Kontaktpannung (*Clearance at which contact pressure is zero* [13]) von 0,25 mm beiderseits des Balkens umgesetzt.

Auf gleiche Weise stellt sich die Situation an der VM dar. Die um die gemessenen Auffederungen in Tabelle 5.2 korrigierten Rollenanstellungen liefern in der Simulation keine

gerade Schiene. In diesem Fall wurden die Rollenkräfte in Tabelle 5.2 herangezogen, da kein Krümmungsverlauf an der VM gemessen wurde. Eine Anpassung des Balkenmodells der VM aus Unterabschnitt 6.2.2 ermittelt die für die Rollenkräfte erforderlichen Rollenanstellungen.

In Abbildung 6.15 sind die Krümmungsverläufe am Kopf und Fuß der Schiene aus dem Balkenmodell und 3D-Submodell dargestellt.

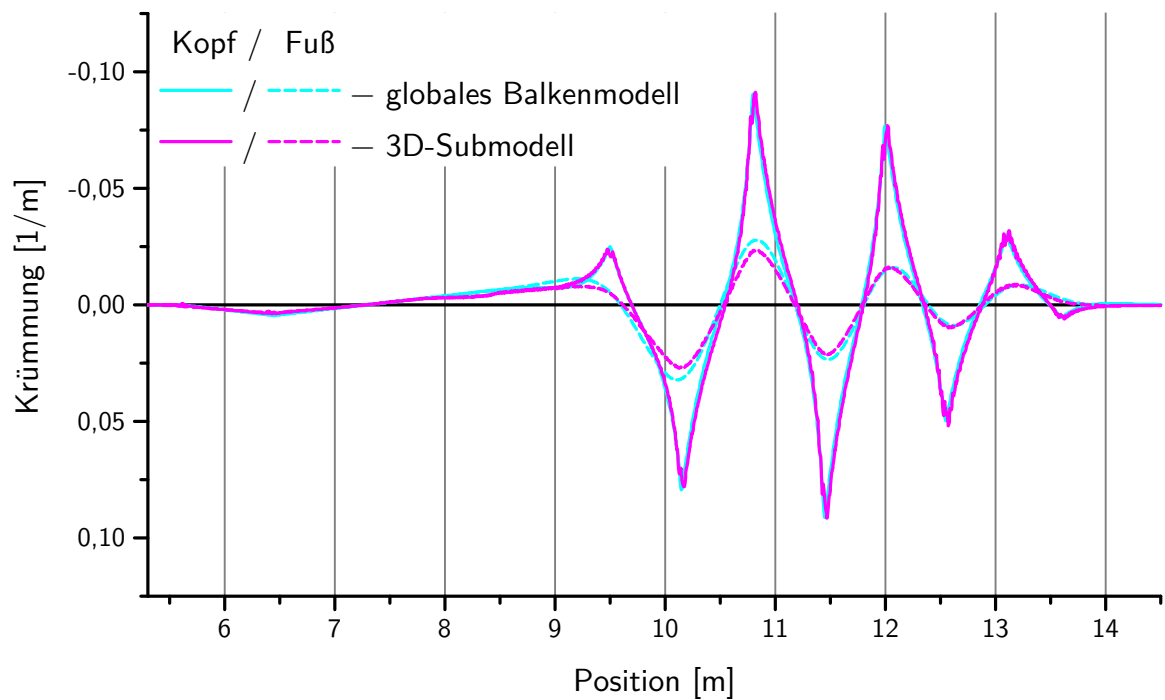


Abbildung 6.15: Krümmungsverlauf im Global- und Submodell der VM: Gegenübergestellt am Kopf und Fuß der Schiene entlang der Richtmaschinenposition.

Die Gegenüberstellung der Krümmungen an Kopf und Fuß zeigt eine sehr gute Übereinstimmung. Dieser Umstand verifiziert die durch Federelemente umgesetzte Anpassung des Balkenmodells (Unterabschnitt 6.2.2).

7 Ergebnisse

Die mittels des umfangreichen Prozessmodells durchgeführten Studien und die daraus ermittelten Ergebnisse werden im Folgenden dargestellt.

7.1 Ist-Zustand

Der in Abbildung 6.13 und 6.15 dargestellte Ist-Zustand der Krümmungsverläufe liefert den in Abbildung 7.1 ersichtlichen Längseigenstresszustand S33 nach der HM und VM.

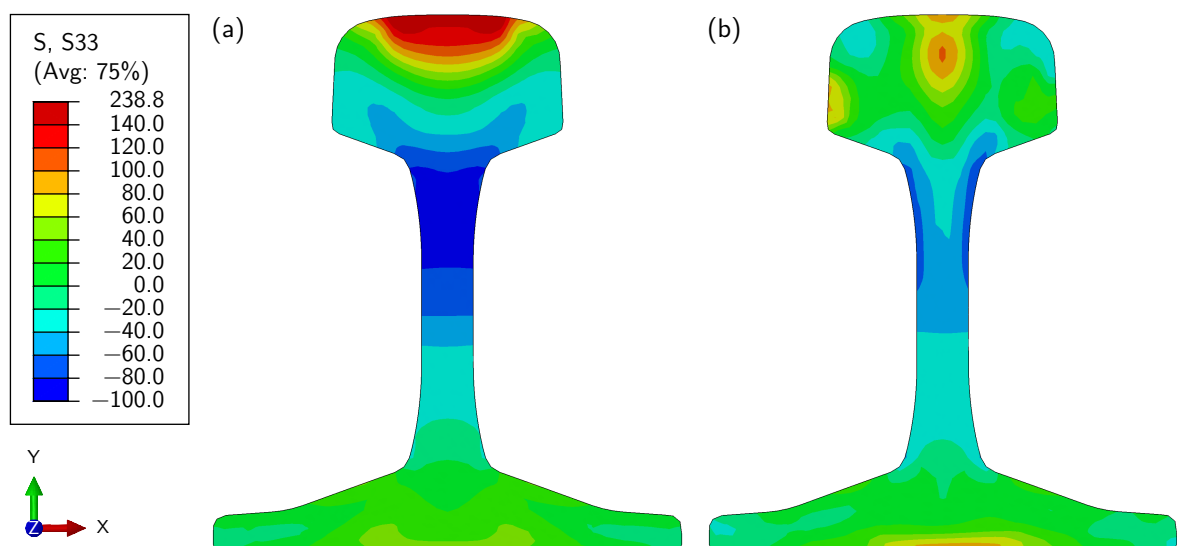


Abbildung 7.1: Längseigenstresszustand S33 nach der HM und VM als Ist-Zustand: Dargestellt nach dem Richten (a) um die horizontale und (b) um beide Achsen.

Der Eigenstresszustand nach der HM Abbildung 7.1(a) stellt dabei jenen Zustand dar, der sich nach dem Richten um die horizontale Achse einstellt. In der Simulation wird das Ergebnis mit einem *RESTART [13] aus jener Position, an der das vordere Schienenstückende an der Bockrolle R9 aufliegt, erzielt. Die weitere Berechnung nach dem Restart erfolgt mit entlastetem vorderem Schienenstückende. Das Ergebnis nach der VM in Abbildung 7.1(b) stellt den Zustand nach dem Richten um beide Trägheitsachsen dar.

7.2 Anwendung Krümmungskonzept auf die Schiene

In erster Linie soll das Prozessmodell in Zusammenhang mit den Basisuntersuchungen zum Richten (Kapitel 3) der Prozessoptimierung dienen. Um das entwickelte Krümmungskonzept in Abschnitt 3.1 als Optimierungsstrategie auf die Schiene und dessen nicht-lineares Werkstoffverhalten umsetzen zu können, ist eine in Abbildung 7.2 dargestellte Abschätzung einer Fließgrenze σ_F nötig, die ein ideal plastisches Werkstoffverhalten charakterisiert.

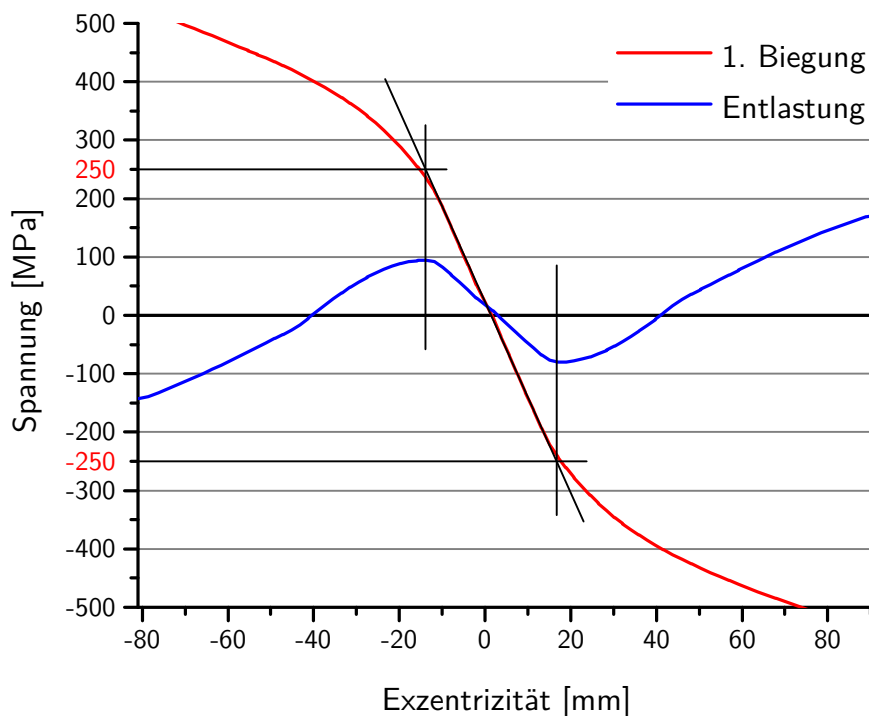


Abbildung 7.2: Abschätzung einer repräsentativen Fließgrenze: Die Längseigenspannungen bilden beim Entlasten nach einer Biegung mit Krümmung $\kappa_1 = 0,08$ 1/m mit der Werkstoffversion V2.0 und einem linearen Werkstoffverhalten mit einer Fließgrenze $\sigma_F = 250$ MPa bei gleicher Exzentrizität einen Peak aus.

Bei der Abschätzung wird der Schienenquerschnitt im GPS-Modell (Abschnitt 6.1) mit der Werkstoffversion V2.0 aus Kapitel 4 um eine erste Krümmung $\kappa_1 = 0,08$ 1/m gebogen und wieder entlastet. Bei der Entlastung bildet sich im Spannungsverlauf bei jener Exzentrizität ein stumpfer Peak aus, an der ein Werkstoff mit linear-kinematischem Verfestigungsverhalten und einer Fließgrenze von $\sigma_F = 250$ MPa einen Spannungspk aufweist. Die für die weitere Berechnung notwendige Fließgrenzdehnung ist $\varepsilon_F \approx 0,0012$ mit (3.4) und $E = 205$ GPa.

In Tabelle 7.1 sind u. a. drei für die HM mit (3.5), (3.15), (3.17) und (3.18) optimierte Krümmungsfolgen κ_i bei $n = 7$ Biegungen angeführt. Die ersten Exzentrizitäten sind mit $e_1 = 20$ mm, 15 mm und 10 mm für die Folgen HM-e20, HM-e15 und HM-e10 variiert. Der Randfaserabstand von $e_{n+1} = 91,08$ mm entspricht dem Abstand der horizontalen Trägheitsachse $x-x$ zur Kopfoberkante (vergleiche Abbildung 1.3), da die Folgen mit diesem Wert im GPS-Modell zu einer geraden Schiene führen.

Tabelle 7.1: Optimierte Krümmungsfolge κ_i für die HM: Die ersten Exzentrizitäten betragen $e_1 = 20$ mm für HM-e20, $e_1 = 15$ mm für HM-e15 und $e_1 = 10$ mm für HM-e10. Die vierte Folge HM-e15x2 ist charakterisiert durch zwei gleich starke Biegungen zu Beginn und $e_1 = 15$ mm. Bei allen Variationen ist der Randfaserabstand $e_{n+1} = 91,08$ mm (Kopf) und $\varepsilon_F = 0,0012$.

i	HM-e20	HM-e15	HM-e10	HM-e15x2
	Krümmung κ_i [1/m]			
1	0,0600	0,0800	0,1200	0,0800
2	-0,0466	-0,0592	-0,0830	-0,0800
3	0,0362	0,0439	0,0575	0,0558
4	-0,0281	-0,0325	-0,0398	-0,0389
5	0,0218	0,0240	0,0275	0,0271
6	-0,0170	-0,0178	-0,0190	-0,0189
7	0,0132	0,0132	0,0132	0,0132

Mittels des in Abschnitt 6.2 beschriebenen Balkenmodells wurden jene Rollenpositionen generiert, die nach den Krümmungsfolgen HM-e20, HM-e15 und HM-e10 aus Tabelle 7.1 richten. Die Position der Rolle R1 ist dabei auffallend weit von der Null-Position entfernt (vergleiche Abbildung 6.6). Daher wurde die Variation um eine Krümmungsfolge ergänzt, die der möglichen Rollenpositionierung beim Realprozess entsprechen soll. Bei dieser Variante HM-e15x2 sollen die ersten beiden Krümmungen mit $e_1 = 15$ mm gleich stark sein und nach der zweiten Krümmung soll die Folge mit $n = 6$ Biegungen abfallen.

Auf gleiche Weise wurden die drei Folgen für die VM in Tabelle 7.2 mit der Variation der ersten Exzentrizitäten von $e_1 = 15$ mm, 12 mm und 10 mm für VM-e15, VM-e12 und VM-e10 bei $n = 6$ Biegungen optimiert. Die Ergänzung VM-e15x2 beginnt mit $e_1 = 15$ mm und ebenso mit den beiden gleich starken Krümmungen zu Beginn. Der Randfaserabstand von $e_{n+1} = 36,5$ mm entspricht dem Mittel der halben Kopfbreite.

Tabelle 7.2: Optimierte Krümmungsfolge κ_i für die VM: Die ersten Exzentrizitäten betragen $e_1 = 15$ mm für VM-e15, $e_1 = 12$ mm für VM-e12 und $e_1 = 10$ mm für VM-e10. Die vierte Folge VM-e15x2 ist charakterisiert durch zwei gleich starke Biegungen zu Beginn und $e_1 = 15$ mm. Bei allen Variationen ist der Randfaserabstand $e_{n+1} = 36,5$ mm und $\varepsilon_F = 0,0012$.

i	VM-e15	VM-e12	VM-e10	VM-e15x2
	Krümmung κ_i [1/m]			
1	0,0800	0,1000	0,1200	0,0800
2	-0,0670	-0,0801	-0,0926	-0,0800
3	0,0561	0,0641	0,0715	0,0641
4	-0,0469	-0,0513	-0,0552	-0,0513
5	0,0393	0,0411	0,0426	0,0411
6	-0,0329	-0,0329	-0,0329	-0,0329

Die optimierten Krümmungsfolgen für die HM und VM in Tabelle 7.1 und 7.2 sind wie folgt miteinander kombiniert:

- HM-e20 mit VM-e15,
- HM-e15 mit VM-e12,
- HM-e10 mit VM-e10,
- HM-e15x2 mit VM-e15x2.

Mit dem GPS-Modell aus Abschnitt 6.1 sind die Kombinationen hinsichtlich der Geradheit der Schiene nach dem Richten überprüft und bestätigt.

Für alle optimierten Krümmungsfolgen für die HM und VM in Tabelle 7.1 und 7.2 liefert das Balkenmodell mit User Subroutine (aus Abschnitt 6.2) Rollenpositionen für die entsprechenden Richtmaschinen. Diese Positionen sind, wie in Unterabschnitt 6.2.3 beschrieben, zueinander ausgerichtet.

Mit den ausgerichteten Anstellungen und dem 3D-Modell mit Submodelltechnik aus Abschnitt 6.3 sind die Krümmungsverläufe beim Richten mit der HM in Abbildung 7.3 und jene der VM in Abbildung 7.4 sowie die daraus folgenden Längseigenspannungen S33 nach dem Richten berechnet und in den Abbildungen 7.5, 7.6, 7.7 und 7.8 dargestellt.

Die Längseigenspannungen S33 der Varianten sind entlang der Symmetrieachse nach der HM und VM dem Ist-Zustand in Abbildung 7.9 gegenübergestellt.

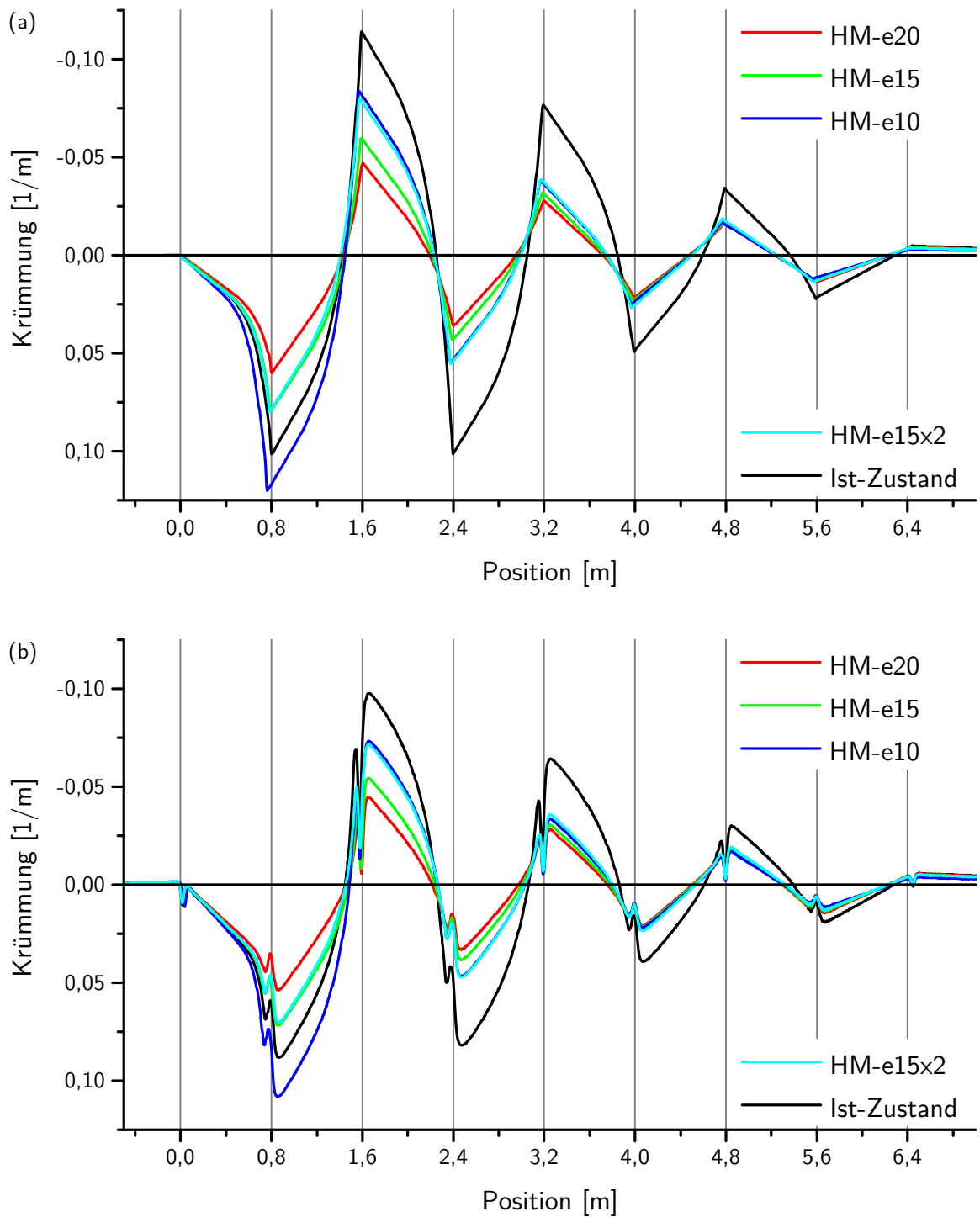


Abbildung 7.3: Krümmungsverläufe der Variationen HM-e20, HM-e15, HM-e10 und HM-e15x2: Gegenübergestellt mit dem Ist-Zustand (a) im globalen Balkenmodell und (b) im 3D-Submodell.

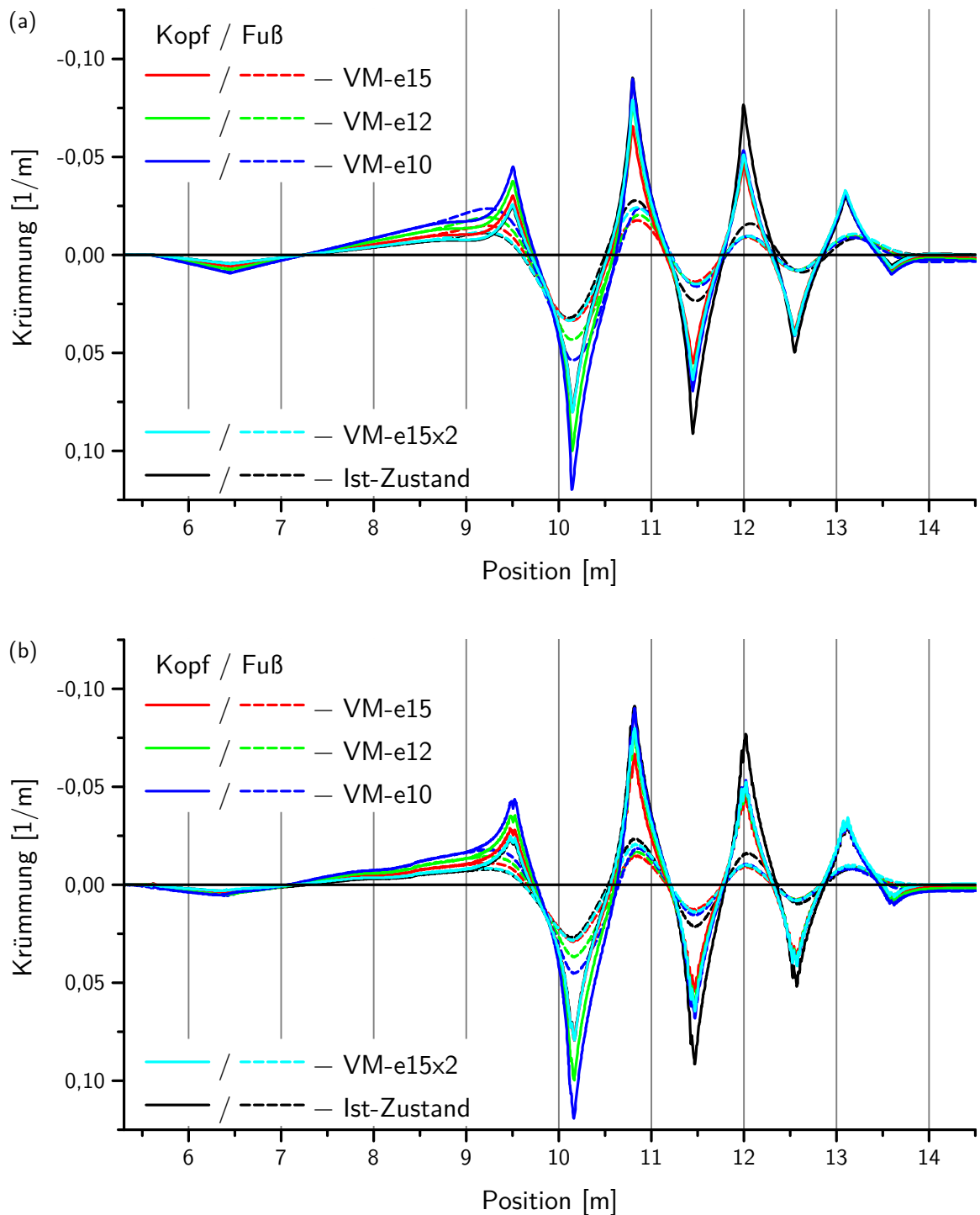


Abbildung 7.4: Krümmungsverläufe der Variationen VM-e15, VM-e12, VM-e10 und VM-e15x2: Gegenübergestellt mit dem Ist-Zustand (a) im globalen Balkenmodell und (b) im 3D-Submodell.

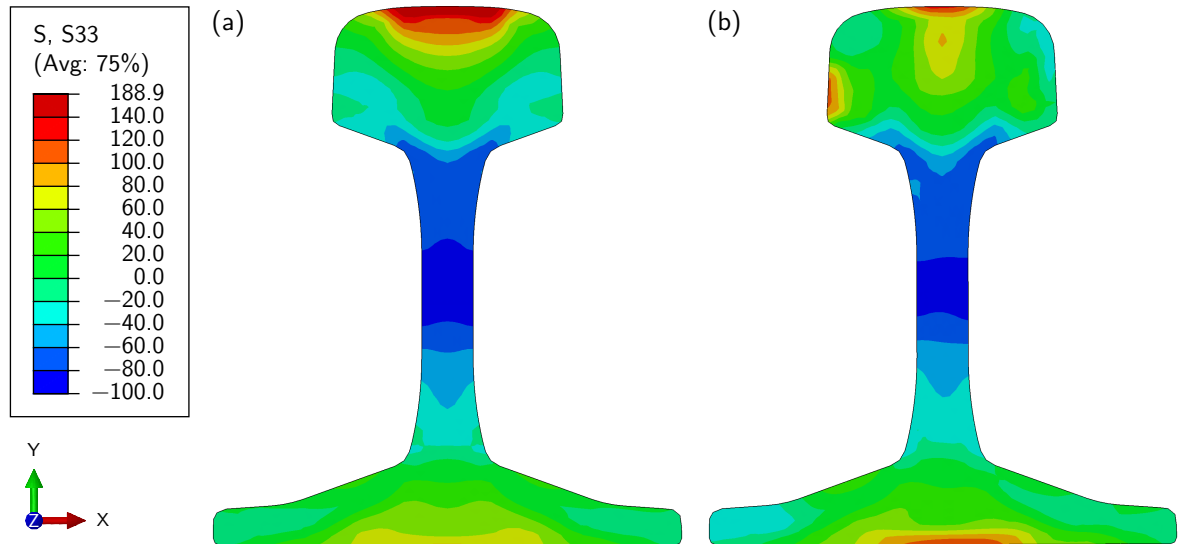


Abbildung 7.5: Längseigenspannungen S_{33} nach der HM und VM bei der Kombination HM-e20 mit VM-e15: Dargestellt nach dem Richten (a) um die horizontale und (b) um beide Achsen.

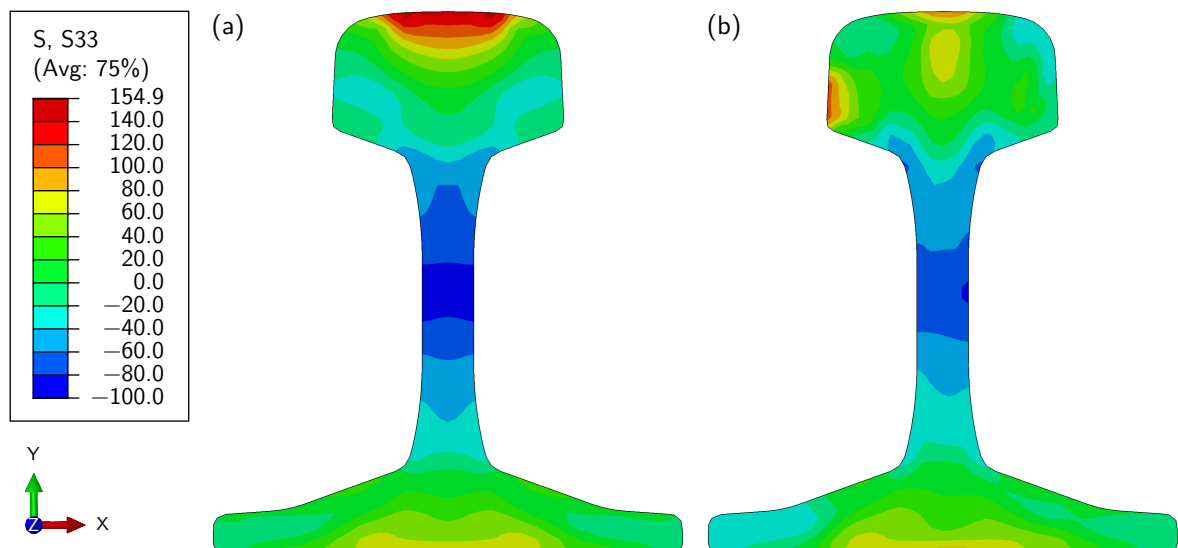


Abbildung 7.6: Längseigenspannungen S_{33} nach der HM und VM bei der Kombination HM-e15 mit VM-e12: Dargestellt nach dem Richten (a) um die horizontale und (b) um beide Achsen.

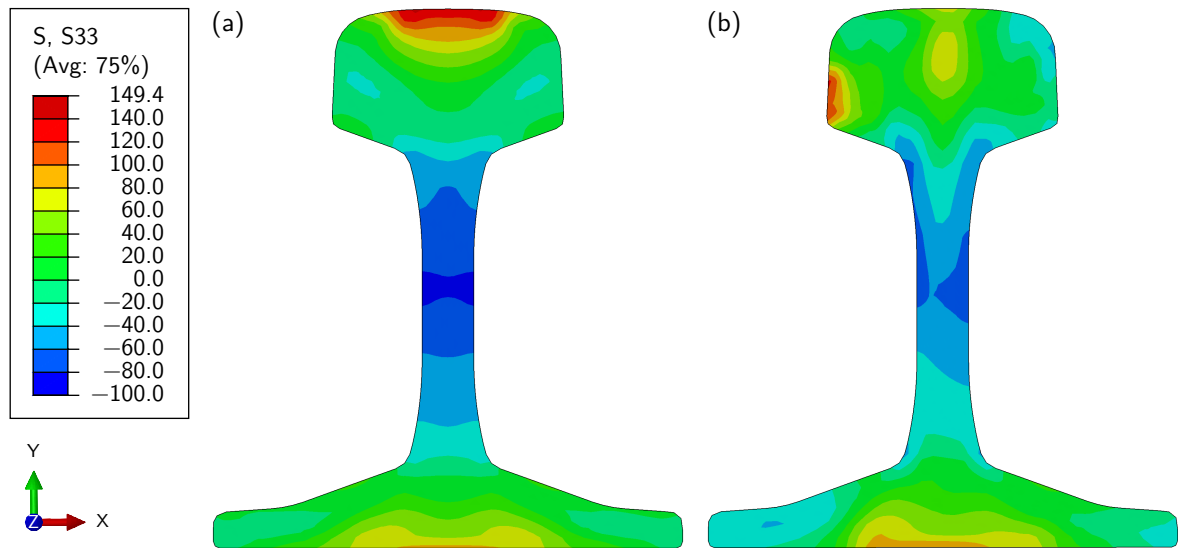


Abbildung 7.7: Längseigenspannungen S33 nach der HM und VM bei der Kombination HM-e10 mit VM-e10: Dargestellt nach dem Richten (a) um die horizontale und (b) um beide Achsen.

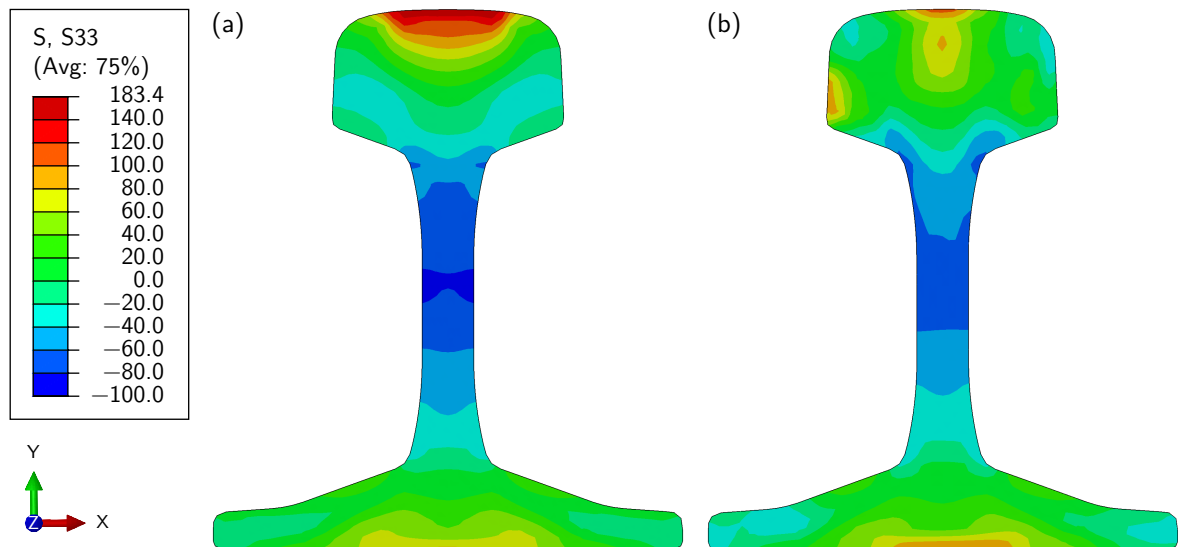


Abbildung 7.8: Längseigenspannungen S33 nach der HM und VM bei der Kombination HM-e15x2 mit VM-e15x2: Dargestellt nach dem Richten (a) um die horizontale und (b) um beide Achsen.

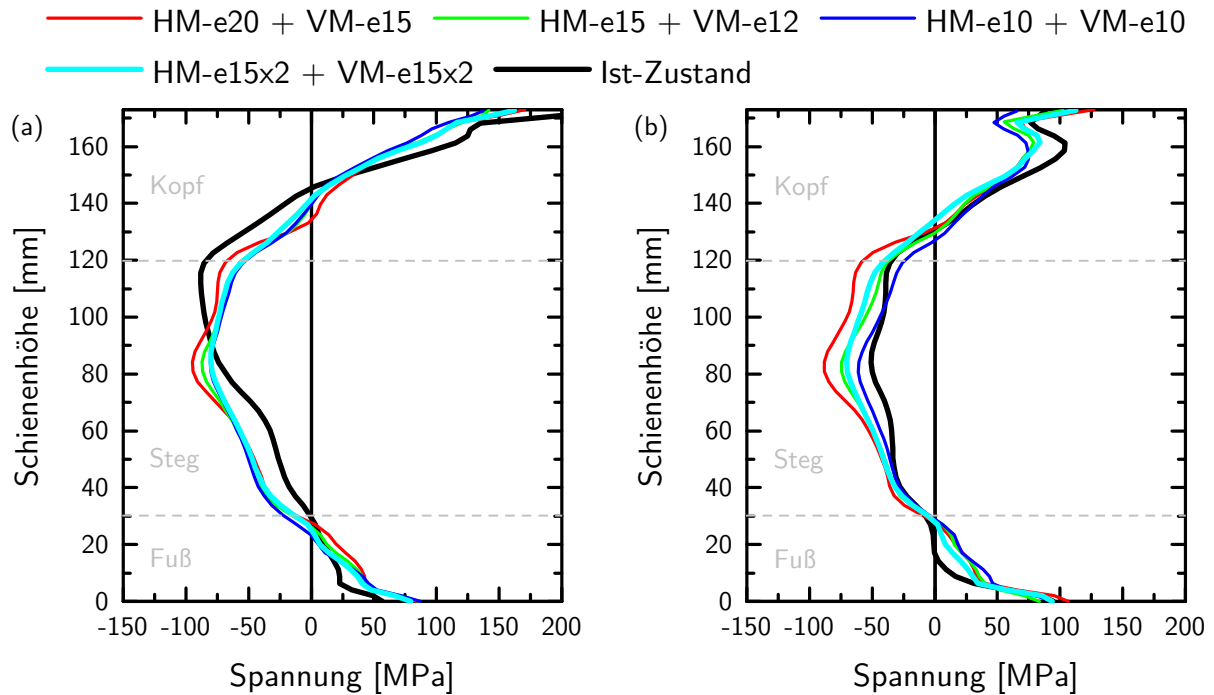


Abbildung 7.9: Gegenüberstellung der Längseigenstressen der Varianten mit dem Ist-Zustand: Dargestellt entlang der Symmetrieachse nach der (a) HM und (b) VM.

Nach der HM zeigen die Längseigenstressen entlang der Symmetrieachse in Abbildung 7.9(a) bei allen Varianten einen nahezu übereinstimmenden Verlauf. Lediglich der Verlauf von Variante HM-e20, jene mit der geringsten Biegung, zeigt im Stegbereich eine etwas höhere Druckeigenstressung. Die Verläufe zeigen eine zentrische C-Form im Gegensatz zur etwas zum Kopf verschobenen C-Form des Ist-Zustands.

Durch die VM wird die Spannung an der Kopf-Randfaser etwas reduziert, an der Fuß-Randfaser hingegen etwas erhöht und es stellt sich ein Zugspannungsmaximum, bzw. eine -insel, im Kopf knapp unterhalb der Randfaser ein. Das Maximum ist in Abbildung 7.9(b) und die Insel in den Abbildungen 7.5(b), 7.6(b), 7.7(b) und 7.8(b) ersichtlich.

Der Vergleich der Eigenstressungsverläufe nach dem Richten (Abbildung 7.9) zeigt eine stärkere Spannungsreduktion, wenn an der VM stärker gerichtet wird. Dies zeigt sich in diesem Ausmaß nur an der Symmetrieachse und nicht über den gesamten Querschnitt, wie in Abbildung 7.7 ersichtlich.

Die Schienenverkürzung der Varianten ist in Abbildung 7.10 durch die Gesamtdehnung in Längsrichtung LE33 auf Schwerpunktshöhe (Position des DMS 4 laut Abbildung 5.2) dargestellt.

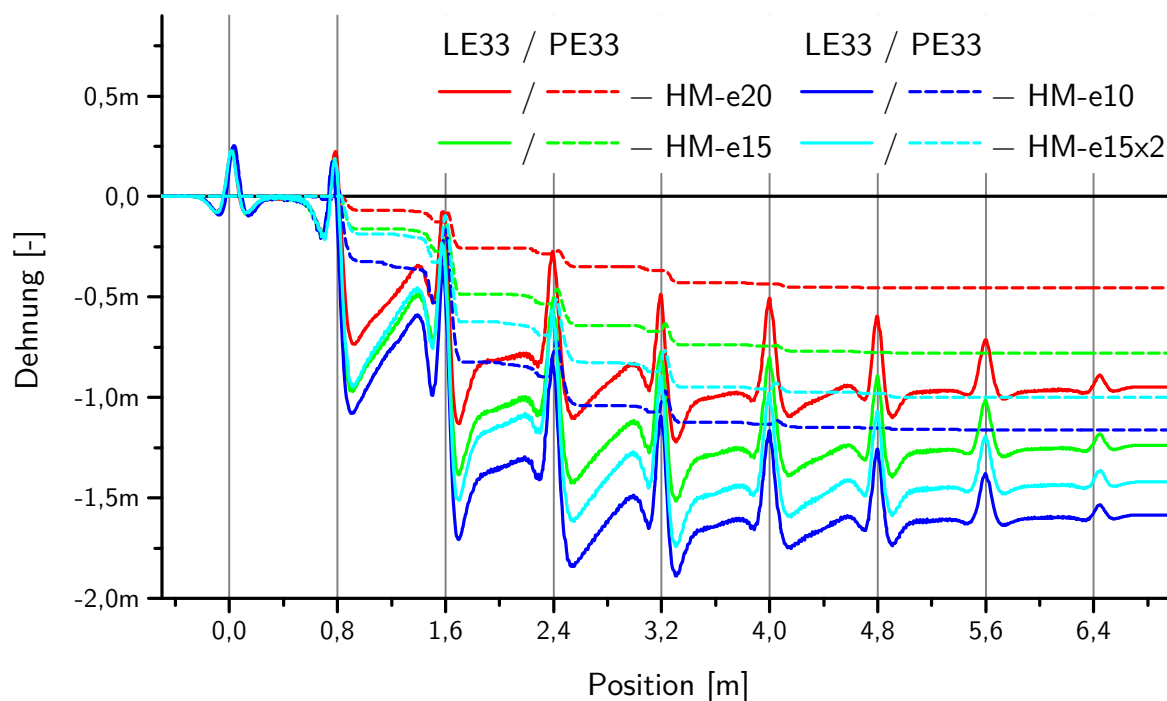


Abbildung 7.10: Stabverkürzung an der Schiene bei den Varianten in der HM: Die Verkürzung der Schiene wird durch die gesamte Längsdehnung LE33 auf Höhe der horizontalen Trägheitsachse repräsentiert, wobei ein Anteil der Dehnung der plastischen Dehnung PE33 entspricht.

Die Darstellung der plastischen Längsdehnung PE33 verdeutlicht, dass im Gegensatz zu den Ergebnissen in Abschnitt 3.3 die Schiene auch eine plastische Verkürzung im Stegbereich erfährt. Die plastische Verkürzung findet jeweils kurz vor und nach dem Rollenkontaktbereich statt und folgt der Gesamtdehnung LE33 mit etwa gleicher Differenz bei allen Varianten nach.

7.3 Einfluss der Eingangskrümmung

Die Wirkung des Richtens nach den in Abschnitt 7.2 definierten und kombinierten Krümmungsfolgen wurde mittels des GPS-Modells beurteilt. Dazu wurde, wie in Abschnitt 6.1 beschrieben, das Modell mit und ohne einer Anfangskrümmung von $\kappa = 0,01$ 1/m beaufschlagt und die jeweiligen Variationen berechnet. Aus den Ergebnissen werden die in Tabelle 7.3 angeführten Bandbreiten der Restkrümmung κ_R abgeleitet.

Tabelle 7.3: Restkrümmung der Variationen: Theoretische Restkrümmung κ_R bei einer Anfangskrümmung von $\kappa = \pm 0,01$ 1/m berechnet mit dem GPS-Modell.

Krümmungsfolgekombination	Restkrümmung κ_R [1/m]
HM-e20 + VM-e15	$\pm 0,00133$
HM-e15 + VM-e12	$\pm 0,00105$
HM-e10 + VM-e10	$\pm 0,00092$
HM-e15x2 + VM-e15x2	$\pm 0,00097$

Laut Norm [2] dürfen die Schienenenden einer auf dem Kopf oder Fuß liegenden Schiene maximal 10 mm hoch stehen.

Um diesen Grenzwert auf eine maximal erlaubte Krümmung umlegen zu können, wurde ein einfaches elastisches Balkenmodell mit der Biegesteifigkeit und dem Eigengewicht des Schienenquerschnitts 60E1 nach Abbildung 1.3 modelliert. Der anfängliche Balkenradius wurde vor jeder Analyse iterativ solange erhöht, bis bei Erreichen des Gleichgewichtszustands die Enden knapp weniger als die begrenzenden 10 mm hoch standen.

Es ergibt sich eine maximal zulässige Krümmung um die horizontale Trägheitsachse von $\kappa = 0,00140$ 1/m. Das bedeutet, alle vier Variationen weisen eine geringere theoretische Restkrümmung κ_R auf (Tabelle 7.3).

Eine Berechnung der Variante HM-e15x2 + VM-e15x2 mit dem 3D-Modell mit Submodelltechnik aus Abschnitt 6.3 ohne Anfangskrümmung ergibt eine Differenz zu jener mit der Anfangskrümmung von $0,00067$ 1/m. Das lässt auf eine Bandbreite der Restkrümmung von $\kappa_R = \pm 0,00067$ 1/m bei einer Anfangskrümmung von $\kappa = 0,01$ 1/m schließen. Das bedeutet die Restkrümmung ist geringer als die theoretische Restkrümmung.

Die Eigenspannungen nach dem Richten sind mit und ohne Anfangskrümmung über den Querschnitt gleich.

7.4 Einfluss des Ratcheting-Verhaltens

In Abschnitt 4.2 ist die Charakterisierung des Werkstoffs R260 hinsichtlich Ratcheting angeführt. Dabei ist der Koeffizient $D_1 = 1$ aus Tabelle 4.1 festgelegt, da beim Richten die meisten Bereiche des Querschnitts niedrigere Spannungsamplituden erfahren und daher das Ratcheting an die Dehnungen in Abbildung 4.3(a) angepasst ist.

Um den Einfluss des Ratchetings auf den Eigenspannungszustand darzustellen, wurde die Variante HM-e15x2 + VM-e15x2 mit einem Werkstoffmodell mit stärkerem Ratcheting-Verhalten berechnet. Dazu wurde der Koeffizient $D_1 = 5$ nach den Dehnungen in Abbildung 4.3(b) geändert.

In Abbildung 7.11 sind die Längseigenspannungen der Variante HM-e15x2 + VM-e15x2 mit geringem und stärkerem Ratcheting gegenübergestellt.

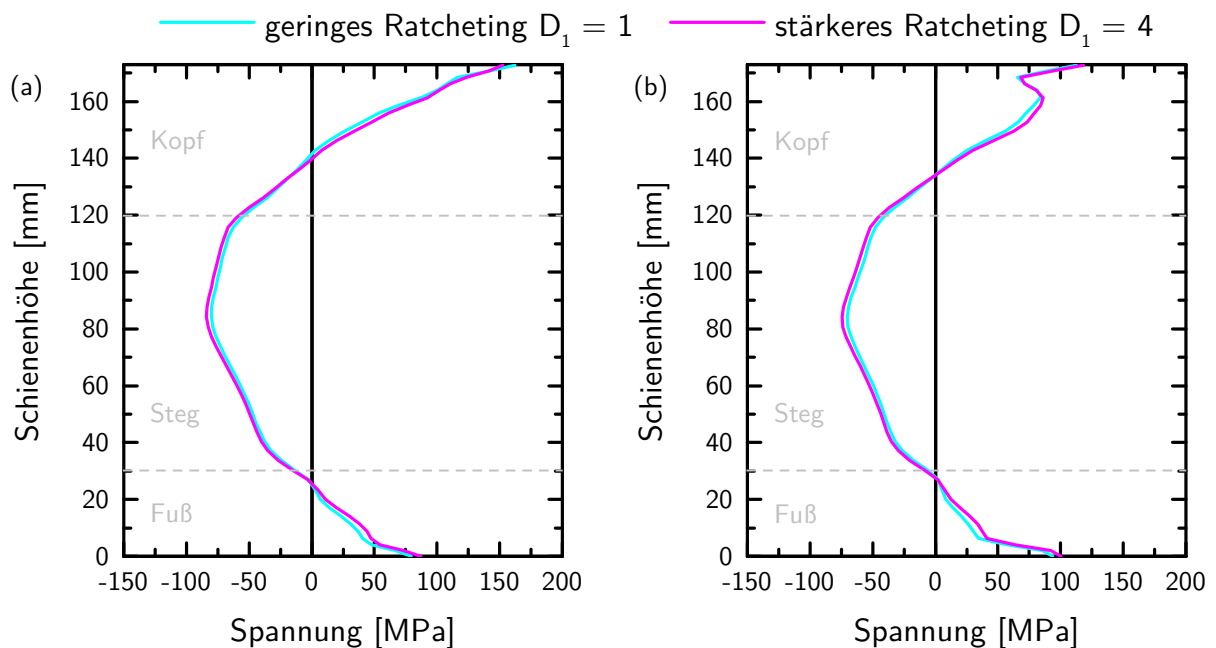


Abbildung 7.11: Längseigenspannungen bei geringem und stärkerem Ratcheting-Verhalten: Vergleich entlang der Symmetrieachse nach der (a) HM und (b) VM.

Der Vergleich zeigt sowohl nach der HM als auch nach der VM bei stärkerem Ratcheting ein geringfügig höheres Eigenspannungspotential.

8 Diskussion

Die in dieser Arbeit entwickelte, erweiterte Konturmethode (Unterabschnitt 2.2.2) liefert sehr gute Ergebnisse bei der Längseigenspannungsmessung. Die Ergebnisse zeigen in Abbildung 2.9 einen plausiblen Eigenspannungszustand und konnten durch die in Abschnitt 2.1 angeführte Eigenspannungsmessung mit Neutronenbeugung bestätigt werden (vergleiche Abbildung 2.10). Mit der erweiterten Konturmethode wird die Messung und Darstellung des Längseigenspannungszustands über den gesamten Schienenquerschnitt bei einem überschaubaren Kosten- und Zeitaufwand möglich. Des Weiteren weist die Methode ein hohes Potential zur betrieblichen Anwendung auf.

Eine Optimierung, basierend auf einem 3D-Modell mit Submodelltechnik aus Abschnitt 6.3, mittels der statistischen Versuchsplanung [79, 80], welche bereits im Rahmen der Diplomarbeit des Autors [81–83] zur Optimierung eines Umformprozesses angewandt wurde, würde bei der großen Anzahl an Freiheitsgraden und der langen Rechenzeit von 2 Wochen auf 12 Prozessoren (x86 3 GHz) zu keinem Ergebnis führen. Ebenso würde ein genetischer Algorithmus zur Optimierung wie bei PERNIA et al. [4, 50] oder eine Parameteranalyse wie bei SRIMANI und BASU [49] oder SONG et al. [51] zur Verbesserung des Richtprozesses kein Ergebnis in absehbarer Zeit liefern. Die in Abschnitt 3.1 angeführte Optimierungsstrategie basiert auf grundlegenden Überlegungen zum Richten, die mathematisch durch eine Folge (3.18) beschreibbar sind. Die Beschreibung beinhaltet nur mehr zwei Parameter (erste Krümmung κ_1 beziehungsweise erste Exzentrizität e_1 und Anzahl der Biegungen n) für das Richten um eine Trägheitsachse, wodurch der Prozess bei einer Parametervariation, wie in Abschnitt 7.2, leichter zu erfassen ist.

Bei dieser Optimierungsstrategie wird die Krümmung beziehungsweise die Krümmungsfolge als aussagekräftiger Parameter für das Biegen im Gegensatz zu den Rollenanstellungen, die bei den bisherigen Untersuchungen in Abschnitt 1.3 herangezogen wurden, erachtet. Mittels des Balkenmodells mit User Subroutine in Unterabschnitt 3.2.2 und Abschnitt 6.2 lässt sich die Krümmungsfolge mit den Rollenpositionen verknüpfen. Die verknüpften Positionen des in Abschnitt 5.2 gemessenen Krümmungsverlaufs sind nicht mit den Rollenpositionen laut Maschinensteuerung in diesem Versuch vergleichbar. Durch eine in Abschnitt 5.3 dargestellte Auffederungsmessung konnte ein Großteil der Abweichung charakterisiert werden. Das System „Richtmaschine“ weist ein hohes Potential zur Verringerung des nicht charakterisierten Anteils der Abweichung auf. Als Einflusspara-

meter gelten weiters die Stauchung der elastischen Rolle, die bei diesen Richtkräften 0,05–0,20 mm betragen kann (abgeschätzt anhand des Vergleichs der Kontaktdefinition in Unterabschnitt 6.3.2), die Kalibrierung der Null-Position und die Toleranz der Rollendurchmesser. Werden alle Parameter mit entsprechender Genauigkeit oder die Rollenpositionen mit einer alternativen Messung bestimmt, wird es möglich sein, die mit der Optimierungsstrategie aus Abschnitt 3.1 und den Modellen aus Kapitel 6, wie in Abschnitt 7.2 angeführt, ermittelten Vorschläge zur Verbesserung umzusetzen.

Die Ergebnisse aus den Basisuntersuchungen zum Richten in Abschnitt 3.3 lassen in Abbildung 3.14(c) auf eine C-Form des Eigenspannungszustandes aufgrund der in Abbildung 3.16 dargestellten plastischen Verkürzung im Randbereich schließen. Die C-Form sollte also umso stärker ausgeprägt sein, je höher die plastische Verkürzung im Randbereich ausfällt. Dieselbe Betrachtung an der Schiene bei den in Abschnitt 7.2 angeführten Variationen hat jedoch verschieden starke Verkürzungen in Abbildung 7.10 bei nahezu gleich hohen Eigenspannungen in Abbildung 7.9(a) ergeben. Die Begründung liegt in der ebenso stattfindenden plastischen Verkürzung im Stegbereich, die allgemein betrachtet der Gesamtdehnung mit gleichem Abstand nachfolgt. Der Abstand spiegelt die elastische Längsdehnung und somit die Längseigenspannung an der betrachteten Position wider. Daher ist die Ausprägung der C-Form im Eigenspannungszustand nahezu ident.

Dieser Umstand weist auf eine Abhängigkeit des Eigenspannungszustandes vom Werkstoffverhalten im Gegensatz zur Richtstrategie in der HM laut Abbildung 7.3 hin. Im geringen Ausmaß hat das Ratcheting-Verhalten auf den Eigenspannungszustand in Abbildung 7.11 einen Einfluss. Wird das Ratcheting in stärkerem Ausmaß berücksichtigt, ergibt sich eine etwas tiefer ausgeprägte C-Form. Da jedoch das für die Werkstoffbeschreibung in Kapitel 4 herangezogene CHABOCHE-Modell [47, 70] bei gleichen Parametern für verschiedene Spannungsamplituden im Vergleich zum Versuch ein vor allem über die Anzahl der Zyklen zu hohes oder zu niedriges Ratcheting zeigt, sollten nachfolgende Arbeiten alternative, erweiterte Werkstoffmodelle, die das Verhalten besser abbilden können, dahingehend untersuchen.

Die in Kapitel 6 beschriebenen Modelle des Richtprozesses weisen das Potential auf, durch Anpassen des Werkstoffmodells, wie in Kapitel 4 beschrieben, auf verschiedenste Schienenwerkstoffe erweitert zu werden. Ebenso besteht die Möglichkeit, kopfgehärtete oder über den Querschnitt unterschiedlich wärmebehandelte Schienen zu modellieren, indem der Querschnitt entsprechend in Sektionen unterteilt wird und jeder Sektion das passende Werkstoffmodell zugewiesen wird. Die Anwendung des Krümmungskonzepts als Optimie-

rungsstrategie aus Abschnitt 3.1 ist ebenso durch die Ermittlung einer repräsentativen Fließgrenze, wie in Abbildung 7.2 beschrieben, möglich.

Die Ergebnisse aus den Variationen der Krümmungsfolgen in Abschnitt 7.2 zeigen nach der HM in Abbildung 7.9(a) nahezu gleiche Eigenspannungen. Der Vergleich zum Ist-Zustand zeigt auf, dass dieser schon sehr nahe am Optimum liegt. Ein direkter Zusammenhang zwischen Zustellstrategie und Eigenspannungsverlauf ist in diesem Bereich (Optimum) nicht mehr herstellbar.

In Abbildung 7.9(b) wird folgendes ersichtlich: Je stärker die VM richtet, desto stärker und weiter wird die Spannungsspitze von der Kopfaußenfaser in den Kopf gedrückt. Die VM bewirkt auch eine Eigenspannungsverringerng entlang der Symmetrieachse, die jedoch entlang des Stegrands nicht so stark ausgeprägt ist (vergleiche Abbildung 7.7).

Die anfängliche Krümmung der Schiene hat keinen Einfluss auf den Eigenspannungszustand. Da die Anfangskrümmung über einen linearen Eigenspannungszustand vor dem Richten umgesetzt ist, kann ebenso darauf geschlossen werden, dass ein anfänglicher Eigenspannungszustand auf den Endzustand keinen Einfluss hat.

Da der Richtprozess an der elastisch-plastischen Grenze arbeitet und der Zusammenhang nicht-linear und somit sehr sensibel ist, müssen eine mittels des Krümmungskonzepts entwickelte Richtstrategie (Abschnitt 3.1) und die dazu mit dem Balkenmodell mit User Subroutine (Unterabschnitt 3.2.2 und Abschnitt 6.2) verknüpften Rollenpositionen äußerst präzise an der Richtmaschine umgesetzt werden.

9 Zusammenfassung

Durch den Schienenrichtprozess, der dem Geraderichten der durch die unregelmäßige Abkühlung aus der Walzhitze gebogenen Schienen dient, wird ein unvorteilhafter, über die Schienenhöhe C-förmiger, Eigenspannungszustand eingebracht. Vor allem die am Schienenfuß herrschenden Längszugspannungen sind durch die Norm [2] limitiert.

Die in dieser Arbeit entwickelte, erweiterte Konturmethode zur Eigenspannungsmessung bietet die Möglichkeit, die Eigenspannungen über den gesamten Schienenquerschnitt zu messen. Die Erweiterung der aus der Literatur bekannten Konturmethode kompensiert die durch das Drahterodieren eingebrachten Einflüsse auf das Ergebnis. Eine Eigenspannungsmessung mittels Neutronenbeugung an der Forschungs-Neutronenquelle Heinz Maier-Leibnitz (FRM II) an der Technischen Universität München (TUM) bestätigt die Funktionalität der erweiterten Konturmethode.

Grundlegende Untersuchungen zum Biegen beim Richten führten zu einem besseren Verständnis der Dehnungsverhältnisse über den Querschnitt beim Richten. Aus diesen Erkenntnissen ergab sich weiter das Krümmungskonzept als Optimierungsstrategie, die eine mathematisch beschreibbare Abfolge der Krümmungen an jeder Rolle darstellt. Diese theoretischen Überlegungen wurden an einem 2D-FEM-Modell erprobt und belegt. Ein Balkenmodell mit User Subroutine ermittelt die entsprechenden Rollenpositionen an der Richtmaschine zur Umsetzung der geforderten Krümmungen. Der Vergleich der Eigenspannungen aus den theoretischen Überlegungen mit den praktischen Ergebnissen zeigen bei der vereinfachten Situation bereits die Ausprägung der typischen C-Form.

Das Werkstoffmodell des Schienenwerkstoffs wird anhand von mehreren zyklischen Versuchen ausgewählt und kalibriert. Mittels spannungsgesteuerter, nicht zentrisch aufgenommener Spannungs-Dehnungs-Hysteresen ist das Ratcheting-Verhalten des Werkstoffs charakterisiert. Durch prozessnahe Versuche kann das Werkstoffmodell bestätigt werden.

Die bei der voestalpine Schienen GmbH (VASCH) durchgeführten Werksversuche dienen der Bestimmung des Anfangs- und Ist-Zustands des Richtprozesses. Die Schienenkrümmung vor dem Richten ist durch Vermessen eines möglichst frei gelagerten, aufgelegten längeren Schienenstücks erfasst. Der Krümmungsverlauf, beziehungsweise die Biegelinie in der Horizontalrichtmaschine (HM), wird durch das Aufzeichnen von Längsdehnungen an mehreren, über den Steg aufbrachten Dehnungsmessstreifen (DMS) während des Rich-

tens ermittelt. Über die Längsdehnungen zweier DMS und deren Abstand berechnet sich die Krümmung. Die dabei auftretende Auffederung wird mittels Messuhren gemessen.

Mehrere FEM-Modelle dienen der Umsetzung des Krümmungskonzepts am Schienenrichtprozess und der Berechnung der optimierten Eigenspannungen. Ein zweigeteiltes Generalized Plane Strain (GPS)-Modell des Schienenquerschnitts ermittelt die Restkrümmung nach dem Richten mittels einer optimierten Krümmungsfolge um beide Trägheitsachsen zur Überprüfung der Geradheit der Schiene. Mit der Zweiteilung wird die unterschiedlich starke Krümmung an Kopf und Fuß der Schiene in der Vertikalrichtmaschine (VM) modelliert. Zu den geprüften Krümmungsfolgen werden über Balkenmodelle mit User Subroutinen für beide Richtmaschinen die erforderlichen Rollenpositionen gefunden. Ein 3D-Modell mit Submodelltechnik wird letztlich zur Berechnung der Eigenspannungen nach dem Richten herangezogen. Als globales Modell wird für beide Maschinen ein Balkenmodell zur Aufzeichnung der Verschiebungs- und Verdrehfreiheitsgrade für das 3D-Submodell genutzt. Diese für beide Trägheitsachsen kombinierten Freiheitsgrade treiben beide Stirnflächen eines Schienenstück im 3D-Submodell an. In den Balkenmodellen sind die Biege- und Schubsteifigkeiten an die Schiene angepasst. Die unterschiedliche Krümmung von Kopf und Fuß in der VM wird ebenso berücksichtigt. Die Modelle bieten die Möglichkeit, die Schiene mit einer Anfangskrümmung zu belegen. Die Verifikation erfolgte mittels der Werksversuche.

Das Krümmungskonzept als Optimierungsstrategie für die Schiene ist in mehreren Variationen umgesetzt und mit dem Ist-Zustand verglichen. Weiters sind der Einfluss der Schieneneingangskrümmung und des Ratcheting-Verhaltens des Schienenwerkstoffs auf den Eigenspannungszustand dargestellt.

Die sehr einfach gehaltene Optimierungsstrategie reduziert das komplexe System „Richtmaschine“ auf einige wenige variierbare Parameter. Das umfangreiche FEM-Modell berechnet die Eigenspannungen der Schiene nach dem Richten zukünftig in annehmbaren Rechenzeiten bei steigenden Rechnerleistungen. Nach einigen wenigen Anstrengungen wird eine betriebliche Umsetzung der optimierten Richtstrategie möglich sein.

Abbildungsverzeichnis

1.1	Schema der Richtmaschine für Schienen	2
1.2	Typischer Längseigenspannungszustand einer Eisenbahnschiene	3
1.3	Schienenprofil 60E1	4
1.4	Eigenspannungsprofil einer rollengerichteten Schiene	6
2.1	Versuchsaufbau des STRESS-SPEC Neutronendiffraktometers am FRM II	10
2.2	Eigenspannungen einer gerichteten Schiene gemessen durch Neutronenbeugung	12
2.3	Prinzip der Konturmethode [22]	13
2.4	Einspannung der Schiene beim Drahterodieren	14
2.5	Mit der Konturmethode ermittelter Eigenspannungszustand	15
2.6	Variation der Positionierung beim Schneiden der Schiene	16
2.7	Kontur der Schnitte in verschiedenen Positionen	17
2.8	Korrektur der Kontur bei der erweiterten Konturmethode	19
2.9	Mit der erweiterten Konturmethode ermittelten Eigenspannungen einer gerichteten Schiene	20
2.10	Durch Neutronenbeugung und erweiterte Konturmethode ermittelte Längseigenspannungen	21
3.1	Geometrische Zusammenhänge beim Biegen eines Stabes	22
3.2	Durch das Biegemoment M hervorgerufene Dehnungsverläufe beim elastischen und plastischen Biegen	24
3.3	Dehnungen beim Entlasten nach dem Biegen	24
3.4	Dehnungen beim Gegenbiegen und nachfolgendem Entlasten	25
3.5	Dehnungen nach siebenmaligem Hin- und Herbiegen	26
3.6	Durch eine Folge beschreibbarer geometrischer Zusammenhang	27

3.7	Schema eines Generalized Plane Strain (GPS)-Modells	31
3.8	Dehnung beim ersten Biegen und Entlasten	32
3.9	Elastische Dehnung bei drei verschiedenen Verfestigungskoeffizienten H . .	34
3.10	Schematische Darstellung der Funktionsweise der User Subroutine	36
3.11	Entwicklung der Krümmungen durch die User Subroutine	37
3.12	Kontakt einer elastischen Rolle mit einer Ebene	39
3.13	Kontaktspannungen einer Rolle im Kontakt mit der Ebene	41
3.14	Ergebnisse der mit den 2D-Modellen nachvollzogenen Basisuntersuchungen	42
3.15	Krümmungsverlauf bei den 2D-Modellen	43
3.16	Einfluss der Kontaktsituation auf das Biegen eines Stabes	44
4.1	Spannungs-Dehnungs-Hysteresen	47
4.2	Ratcheting-Verhalten	49
4.3	Mittlere Dehnung der Ratcheting Versuche	50
4.4	Spannungs-Dehnungs-Verlauf der prozessnahen Versuche PnV1 und PnV2 .	52
4.5	Spannungs-Dehnungs-Verlauf der prozessnahen Versuche PnV3 und PnV4 .	52
5.1	Bestimmung der Schienenkrümmung vor dem Richten	53
5.2	Positionen der DMS an der Schiene	54
5.3	Messstelle und Anschlüsse zur Krümmungsmessung	55
5.4	Vorgezogene Anschlüsse bei der Krümmungsmessung	55
5.5	Gemessene Längsdehnungen beim Richten in der HM	56
5.6	Krümmungsverlauf beim Richten in der HM	57
5.7	Messaufbau der Auffederungsmessung an der HM	58
5.8	Abtastung an Ober- und Unterrolle durch Messuhren	58
6.1	Längsdehnung LE33 des GPS-Modells der Schiene	61
6.2	Schienenquerschnitt im Balkenmodell	63
6.3	Winkelverzerrung an einem Stab mit beliebigem Querschnitt	64

6.4	Schubspannung über der Schienenhöhe	65
6.5	Verwindung der Schiene in der VM	67
6.6	Anpassung der Richtrollenposition der HM aus der User Subroutine	68
6.7	Globales Balkenmodell der HM	70
6.8	Globales Balkenmodell der VM	71
6.9	Kontaktspannung CPRESS an der Kopfrolle	72
6.10	Kontaktspannung CPRESS an der Fußrolle	73
6.11	Submodell des gesamten Richtprozesses mit HM und VM	74
6.12	Randbedingungen im 3D-Submodell	75
6.13	Krümmungsverlauf im Global- und Submodell der HM im Vergleich zum Versuch	76
6.14	Dehnungen im 3D-Submodell im Vergleich zum Versuch	77
6.15	Krümmungsverlauf im Global- und Submodell der VM	78
7.1	Längseigenspannungen S33 nach der HM und VM als Ist-Zustand	79
7.2	Abschätzung einer repräsentativen Fließgrenze	80
7.3	Krümmungsverläufe der Variationen HM-e20, HM-e15, HM-e10 und HM-e15x2	83
7.4	Krümmungsverläufe der Variationen VM-e15, VM-e12, VM-e10 und VM-e15x2	84
7.5	Längseigenspannungen S33 nach der HM und VM bei der Kombination HM-e20 mit VM-e15	85
7.6	Längseigenspannungen S33 nach der HM und VM bei der Kombination HM-e15 mit VM-e12	85
7.7	Längseigenspannungen S33 nach der HM und VM bei der Kombination HM-e10 mit VM-e10	86
7.8	Längseigenspannungen S33 nach der HM und VM bei der Kombination HM-e15x2 mit VM-e15x2	86
7.9	Gegenüberstellung der Längseigenspannungen der Varianten mit dem Ist-Zustand	87

7.10 Stabverkürzung an der Schiene bei den Varianten in der HM	88
7.11 Längseigenspannungen bei geringem und stärkerem Ratcheting-Verhalten .	90

Tabellenverzeichnis

3.1	Krümmungsfolge zu den Basisuntersuchungen	34
4.1	Angepasste Verfestigungskoeffizienten des Werkstoffs in der Version V2.0 .	48
4.2	Angepasste Verfestigungskoeffizienten des Werkstoffs in der Version V2.1 .	48
4.3	Dehnungen der prozessnahen Versuche	51
5.1	Auffederung der HM	59
5.2	Auffederung der VM	59
6.1	Schienenquerschnitt im Balkenmodell für die HM	63
6.2	Schienenquerschnitt im Balkenmodell für die VM	66
7.1	Optimierte Krümmungsfolge κ_i für die HM	81
7.2	Optimierte Krümmungsfolge κ_i für die VM	82
7.3	Restkrümmung der Variationen	89

Literaturverzeichnis

- [1] F. Fastenrath: *Die Eisenbahnschiene: theoretische und praktische Hinweise zur Beanspruchung, Werkstoffbeschaffenheit, Profilwahl, Verschweißung und Behandlung in Gleis und Werkstatt*, Ernst, Berlin [u.a.], 1977, ISBN 9783433007839, 3433007837.
- [2] NORM DIN EN 13674-1, 2008: *Bahnanwendungen – Oberbau - Schienen – Teil 1: Vignolschienen ab 46 kg/m; Deutsche Fassung EN 13674-1:2003+A1:2007*.
- [3] E. Hinteregger: *Eigenstressen und Verformungen in Schienen nach dem Walzen vor dem Richten*, Dissertation, Montanuniversität Leoben, Österreich, 1990.
- [4] A. V. Pernía Espinoza: *Use of the advanced numerical simulation techniques for the study and improvement of steel-profiles manufacturing processes*, Dissertation, Universidad de La Rioja, España, 2008.
- [5] K. Lange (Hrsg.): *Umformtechnik – Handbuch für Industrie und Wissenschaft – Band 3: Blechbearbeitung*, Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 2. Aufl., 1990.
- [6] W. Schwenzfeier: *Walzwerktechnik: ein Leitfaden für Studium und Praxis*, Springer, Wien [u.a.], 1979, ISBN 0387815457, 9780387815459, 3211815457, 9783211815458.
- [7] K. v. Ploetz: *Ein Beitrag zum Biegerichten von rand- und mittenwelligen Blechen in Richtmaschinen*, Dissertation, Montanistische Hochschule Leoben, Österreich, 1973.
- [8] V. Hauk und H. Kockelmann: “Eigenspannungszustand der Lauffläche einer Eisenbahnschiene”, *HTM - Härtereitechnische Mitteilungen* **49**:340–352, 1994.
- [9] D. Boulanger: “New Rails Across the Desert Sands”, *International Railway Journal* **47**(6):35–36, 2007.
- [10] “Corus Aims for Greater Rail Life Expectations”, *International Railway Journal* **48**(6):32–33, 2008.
- [11] W. Heller, R. Schweitzer und G. Vanino: *Verfahren und Vorrichtung zum Richten einer Eisenbahnschiene in einer Rollenrichtmaschine*, 1987, Patent Nr.: EP 0 234 204 A2.
- [12] W. Guericke und W. Heller: *Verfahren und Rollenrichtmaschine zum Richten von Schienen*, 2002, Patent Nr.: EP 1 201 329 A2.

- [13] N. N.: *Abaqus 6.12 Documentation*, Dassault Systèmes Simulia Corp., Providence, RI, USA, 2012.
- [14] H. Meier: “Eigenspannungen in Eisenbahnschienen”, *Zeitschrift des Vereines deutscher Ingenieure* **81**(12):362–363, 1937.
- [15] Y. Yasojima und K. Machii: “Residual stresses in the rail”, *Permanent Way* **8** 1965.
- [16] J. J. Groom: *Determination of residual stresses in rails*, Final report to the US DOT DOT/FRA/ORD-83/05, Battelle Columbus Laboratories, Columbus, OH, 1983.
- [17] J. Magiera, J. Orkisz und W. Karmowski: “Reconstruction of residual stresses in railroad rails from measurements made on vertical and oblique slices”, *Wear* **191**(1–2):78–89, 1996, ISSN 00431648.
- [18] C. H. Cundiff und R. C. Rice: “Comparative evaluation of several alternative methods for measuring rail residual stress”, in: *Residual Stresses in Rails: Effects on Rail Integrity and Railroad Economics* (O. Orringer, J. Orkisz und Z. Swiderski, Hrsg.), Bd. I — Field Experience and Test Results, S. 121–142, Kluwer, 1992.
- [19] J. Kelleher, M. B. Prime, D. Buttle, P. M. Mummery, P. J. Webster, J. Shackleton und P. J. Withers: “The Measurement of Residual Stress in Railway Rails by Diffraction and other Methods*”, *Journal of Neutron Research* **11**(4):187–193, 2003.
- [20] J. F. Kelleher, D. J. Buttle, P. M. Mummery und P. J. Withers: “Residual stress mapping in railway rails”, *Materials Science Forum* **490–491**:165–170, 2005, ISSN 02555476.
- [21] M. B. Prime: “The contour method: Simple 2-D mapping of residual stresses”, *American Society of Mechanical Engineers, Pressure Vessels and Piping Division (Publication) PVP* **415**:121–127, 2000, ISSN 0277027X.
- [22] M. B. Prime: “Cross-sectional mapping of residual stresses by measuring the surface contour after a cut”, *Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME* **123**(2):162–168, 2001, ISSN 00944289.
- [23] V. Luzin, T. Gnaupel-Herold, J. E. Gordon und H. J. Prask: “Neutron residual stress measurements on rail sections for different production conditions”, in: *Proceedings of IMECE 2004* Bd. 28, S. 117–122, ASME, Anaheim, CA, 2004, ISSN 10788883.
- [24] M. Stefenelli: *Verfahren zur Messung von Eigenspannungen in Eisenbahnschienen*, Diplomarbeit, Montanuniversität Leoben, Österreich, 2011.

- [25] J. Lu (Hrsg.): *Handbook of measurement of residual stresses*, The Fairmont Press, Inc., 1996, ISBN 0-881-73229-X.
- [26] F. A. Kandill, D. J. Lord, A. T. Fry und P. V. Grant: *A Review of Residual Stress Measurement Methods: A Guide to Technique Selection*, Techn. Ber. NPL report MATC(A)04, NPL Materials Centre, Teddington, Middlesex, UK, 2001.
- [27] I. C. Noyan und J. B. Cohen: *Measurement by Diffraction and Interpretation*, Springer, 1987, ISBN 3-540-96378-2.
- [28] V. Hauk: *Structural and Residual Stress Analysis by Nondesdestructive Methods*, Elsevier, 1997, ISBN 0-444-82476-6.
- [29] M. T. Hutchings, P. J. Withers, T. M. Holden und T. Lorentzen: *Introduction to the characterization of residual by neutron diffraction*, CRC Press / Taylor & Francis, Boca Raton, Fla. [u.a.], 2005, ISBN 0-415-31000-8.
- [30] G. Wollendorfer: *Die Krümmungswaage - ein neuartiges Messverfahren zum Bestimmen der Geradheit von Langgut*, Dissertation, Montanuniversität Leoben, Österreich, 2000.
- [31] M. Brüinig: *Ein Finite-Element-Modell zur numerischen Simulation des Rollenrichtens von schweren Profilen*, Bd. Mitteilung 89-5, Ruhr-Universität Bochum, Deutschland, 1989.
- [32] E. Hinteregger, F. D. Fischer, F. G. Rammerstorfer und A. Jöller: "Berechnung der Längseigenspannungen langer Schienen während des Abkühlens", *BHM Berg- und Hüttenmännische Monatshefte* **135**(11):437–442, 1990.
- [33] A. Pernia, F. J. Martinez-de Pison, J. Ordieres und F. Alba: "Realistic modelling and optimisation of steel section cooling process", *Ironmaking & Steelmaking* **38**:17–27(11), January 2011.
- [34] J. Weiser: *Analyse der Eigenspannungsentstehung beim Rollenrichten von Schienen*, Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Deutschland, 1997.
- [35] W. Guericke: "Modell zur Simulation elastisch-plastischer Biegeverformungen für technologische Bearbeitungsprozesse", *Technische Mechanik* **14**(2):155–176, 1994.
- [36] H. Hertz: "Über die Berührung fester elastischer Körper", *Journal für die reine und angewandte Mathematik* **92**:156–171, 1881.

- [37] W. Guericke: “Material Model Describing Cyclic Elastic-Plastic Deformation of Roller Levelling and Straightening Processes”, *Steel Research International* **80**(4):281–287, 2009, ISSN 1869-344X.
- [38] M. Philipp: *Einfluß ausgewählter Richtverfahren auf Eigenspannungen*, Diplomarbeit, Montanuniversität Leoben, Österreich, 1998.
- [39] N. Naumann: *Zum Richten von Langgut über die große Trägheitsachse*, Dissertation, Montanuniversität Leoben, Österreich, 1998.
- [40] G. Finstermann, F. D. Fischer, G. Shan und G. Schleinzer: “Residual stresses in rails due to roll straightening”, *Steel Research* **69**(7):272–278, 1998.
- [41] Z. Mróz: “On the description of anisotropic workhardening”, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* **15**(3):163–175, 1967, ISSN 0022-5096.
- [42] B. E. Varney und T. N. Farris: “Mechanics of Roller Straightening”, in: *39th Mechanical Working and Steel Processing Conference* Bd. 35, S. 1111–1121, Iron & Steel Society of AIME, USA, 1998.
- [43] G. Schleinzer: *Residual stress formation during the roller straightening of rails*, Dissertation, Montanuniversität Leoben, Österreich, 2000.
- [44] G. Schleinzer und F. D. Fischer: “Residual stresses in new rails”, *Materials Science and Engineering: A* **288**(2):280–283, 2000, ISSN 0921-5093.
- [45] G. Schleinzer und F. D. Fischer: “Residual stress formation during the roller straightening of railway rails”, *International Journal of Mechanical Sciences* **43**(10):2281–2295, 2001, ISSN 0020-7403.
- [46] L. Nasdala: *FEM-Formelsammlung Statik und Dynamik*, Vieweg+Teubner Verlag, 2. Aufl., 2012, ISBN 978-3-8348-1841-6.
- [47] J. L. Chaboche: “Constitutive equations for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity”, *International Journal of Plasticity* **5**(3):247–302, 1989, ISSN 0749-6419.
- [48] C. Betegón Biempica, J. J. del Coz Díaz, P. J. García Nieto und I. Peñuelas Sánchez: “Nonlinear analysis of residual stresses in a rail manufacturing process by FEM”, *Applied Mathematical Modelling* **33**(1):34–53, 2009, ISSN 0307-904X.
- [49] S. L. Srimani und J. Basu: “An investigation for control of residual stress in roller-straightened rails”, *Journal Of Strain Analysis for Engineering Design* **38**(3):261–268, 2003.

- [50] A. Pernía, F. J. Martínez-de Pisón, J. Ordieres, F. Alba und J. Blanco: “Fine tuning straightening process using genetic algorithms and finite element methods”, *Ironmaking & Steelmaking* **37**(2):119–125, 2010.
- [51] H. Song, P. Wang, L. Fu, M. Chen, Z. Wang und H. Sun: “Straightening regulation optimization on the residual stress induced by the compound roll straightening in the heavy rail”, *Shock and Vibration* **18**(1–2):171–180, 2011, ISSN 1070-9622.
- [52] T. Lindbäck und M. O. Näsström: “Residual stresses in railway rails after manufacturing”, *Simulation of materials processing: theory, methods and applications* S. 573–576, 2001.
- [53] J. W. Ringsberg und T. Lindbäck: “Rolling contact fatigue analysis of rails including numerical simulations of the rail manufacturing process and repeated wheel-rail contact loads”, *International Journal of Fatigue* **25**(6):547–558, 2003, ISSN 0142-1123.
- [54] S. Srimani, A. Pankaj und J. Basu: “Analysis of end straightness of rail during manufacturing”, *International Journal of Mechanical Sciences* **47**(12):1874–1884, 2005, ISSN 0020-7403.
- [55] M. Hofmann, R. Schneider, G. A. Seidl, J. Rebelo-Kornmeier, R. C. Wimpory, U. Garbe und H.-G. Brokmeier: “The new materials science diffractometer STRESS-SPEC at FRM-II”, *Physica B: Condensed Matter* **385–386**(Part 2):1035–1037, 2006, ISSN 0921-4526.
- [56] S. A. Kim und W. L. Johnson: “Elastic constants and internal friction of martensitic steel, ferritic-pearlitic steel, and α -iron”, *Materials Science and Engineering: A* **452–453**(0):633–639, 2007, ISSN 0921-5093.
- [57] J. Leese und A. E. Lord Jr.: “Elastic stiffness coefficients of single-crystal iron from room temperature to 500°C”, *Journal of Applied Physics* **39**(8):3986–3988, 1968.
- [58] F. Klocke und W. König: *Fertigungsverfahren 3: Abtragen, Generieren Lasermaterialbearbeitung*, Springer, Berlin Heidelberg, 4. Aufl., 2007, ISBN 3540234926; 9783540234920.
- [59] Y. S. Liao, M. T. Yan und C. C. Chang: “A neural network approach for the on-line estimation of workpiece height in WEDM”, *Journal of Materials Processing Technology* **121**:252–258, 2002, ISSN 0924-0136.

- [60] Y.-S. Liao, T.-J. Chuang und Y.-P. Yu: “On-line Workpiece Height Estimation and its Application in Servo Feed Control of WEDM Process”, *Procedia CIRP* **6**(0):227–232, 2013, ISSN 2212-8271.
- [61] N. Tosun, C. Cogun und G. Tosun: “A study on kerf and material removal rate in wire electrical discharge machining based on Taguchi method”, *Journal of Materials Processing Technology* **152**(3):316–322, 2004, ISSN 0924-0136.
- [62] S. Di, X. Chu, D. Wei, Z. Wang, G. Chi und Y. Liu: “Analysis of kerf width in micro-WEDM”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* **49**(10):788–792, 2009, ISSN 0890-6955.
- [63] A. Alias, B. Abdullah und N. M. Abbas: “Influence of Machine Feed Rate in WEDM of Titanium Ti-6Al-4V with Constant Current (6A) Using Brass Wire”, *Procedia Engineering* **41**(0):1806–1811, 2012, ISSN 1877-7058.
- [64] R. Kaiser, T. Hatzenbichler, B. Buchmayr und T. Antretter: “Simulation of the Roller Straightening Process with Respect to Residual Stresses and the Curvature Trend”, *Materials Science Forum* **768–769**:456–463, 2014.
- [65] O. A. Bauchau und J. I. Craig: “Euler-Bernoulli beam theory”, in: *Structural Analysis* (O. A. Bauchau und J. I. Craig, Hrsg.), Bd. 163 von *Solid Mechanics and Its Applications*, S. 173–221, Springer, Netherlands, 2009, ISBN 978-90-481-2515-9.
- [66] I. N. Bronštejn und K. A. Semendjaev: *Taschenbuch der Mathematik*, 22, Nauka, Moskau, 1985.
- [67] J. Lemaitre und J.-L. Chaboche: *Mechanics of solid materials*, Cambridge Univ. Press, 2000, ISBN 9780521328531; 9780521477581; 0521477581; 0521328535.
- [68] J. Besson, G. Cailletaud, J.-L. Chaboche, S. Forest und M. Blétry: *Non-linear mechanics of materials*, Bd. 167 von *Solid Mechanics and Its Applications*, Springer Verlag, 2010, ISBN 9048133556; 9789048133550.
- [69] H. Mahnke: *Strukturiert programmieren in FORTRAN 77*, Vogel, 1. Aufl., 1988, ISBN 9783802302213; 3802302214.
- [70] J. L. Chaboche: “Time-independent constitutive theories for cyclic plasticity”, *International Journal of Plasticity* **2**(2):149–188, 1986, ISSN 0749-6419.
- [71] P. J. Armstrong und C. O. Frederick: *A Mathematical Representation of the Multiaxial Bauschinger Effect*, Techn. Ber. RD/B/N731, Central Electricity Generating

- Board and Berkeley Nuclear Laboratories. Research & Development Department, Great Britain, 1966.
- [72] S. Bari und T. Hassan: “Anatomy of coupled constitutive models for ratcheting simulation”, *International Journal of Plasticity* **16**(3–4):381–409, 2000, ISSN 0749-6419.
- [73] HBM – Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH., 64293 Darmstadt, Deutschland: *Dehnungsmessstreifen und Zubehör*, URL <http://www.hbm.com/>.
- [74] K. Meißner und A. Wöhrhart: “Schienen und Schienenschweißen”, in: *Handbuch Eisenbahninfrastruktur* (L. Fendrich und W. Fengler, Hrsg.), S. 65–95, Springer Berlin Heidelberg, 2013, ISBN 978-3-642-30020-2.
- [75] H. A. Mang und G. Hofstetter: *Festigkeitslehre*, Springer Berlin Heidelberg, 4. Aufl., 2013, ISBN 978-3-642-40751-2.
- [76] D. Gross, W. Hauger, W. Schnell, J. Schröder und W. A. Wall: *Technische Mechanik 2*, Springer-Lehrbuch, Springer, Berlin Heidelberg, 11. Aufl., 2012, ISBN 978-3-642-19983-7.
- [77] G. R. Cowper: “The Shear Coefficient in Timoshenko’s Beam Theory”, *Journal of Applied Mechanics* **33**(2):335–340, 1966, ISSN 0021-8936.
- [78] J. Lackmann und H. Mertens: “Festigkeitslehre”, in: *Dubbel* (K.-H. Grote und J. Feldhusen, Hrsg.), S. C1–C60, Springer, Berlin Heidelberg, 22. Aufl., 2007, ISBN 978-3-540-49714-1.
- [79] E. Scheffler: *Statistische Versuchsplanung und -auswertung*, Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Stuttgart, 3. Aufl., 1997.
- [80] W. Kleppmann: *Taschenbuch Versuchsplanung*, Hanser Verlag, München Wien, 5. Aufl., 2008.
- [81] R. Kaiser: *Einfluss der Ziehparameter auf die Schädigung und das Formänderungsvermögen bei der Drahtweitereverarbeitung*, Diplomarbeit, Montanuniversität Leoben, Österreich, 2010.
- [82] R. Kaiser, T. Hatzenbichler und B. Buchmayr: “A new concept to design drawing tools with respect to central damage”, in: *Proceedings of the 14th International Conference on Metal Forming* (J. Kusiak, J. Majta und D. Szeliga, Hrsg.), Bd. Metal Forming 2012 von *Steel Research International*, S. 1387–1390, Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, 2012.

-
- [83] R. Kaiser, T. Hatzenbichler und B. Buchmayr: “Simulation und Optimierung der Prozesskette zur Herstellung profilierter Drähte durch Drahtziehen und Profilwalzen”, *BHM Berg- und Hüttenmännische Monatshefte* **159**(5):220–225, 2014, ISSN 0005-8912.

A User Subroutine

```
SUBROUTINE UEXTERNALDB(LOP,LRESTART,TIME,DTIME,KSTEP,KINC)
C
INCLUDE 'ABA_PARAM.INC'
C
DIMENSION TIME(2)
C
REAL a, divZustell
INTEGER i
parameter(nRollen = 7, zero=0.d0, nElemente=6400)
C
COMMON /Komunikator/ divZustell, a,
*      outputKrum(nRollen), verlaufKrum(9999,2), i
SAVE /Komunikator/
C
CHARACTER xfdirend*256, xfname*256, xoutdir*256
CHARACTER bezeichnung*256, spalte*80
CHARACTER eintrag*256, teileintrag*80
C
IF (LOP.EQ.0.OR.LOP.EQ.4) THEN
    lxfname = 0
    lxoutdir = 0
    DO K12 =1, nRollen
        outputKrum(K12) = zero
    END DO
    CALL getjobname(xfname,lxfname)
    CALL getoutdir(xoutdir,lxoutdir)
    xfdirend = xoutdir(1:lxoutdir)//'/ '//xfname(1:lxfname)//'.txt'
    WRITE (*,'(A)') xfdirend
    OPEN(UNIT=101, FILE=xfdirend)
C
END IF
C
IF (LOP.EQ.2.AND.KSTEP.EQ.3) THEN
    WRITE(eintrag,'(F9.5,A,I2)') (TIME(2)-DTIME),',',i
    DO K11 = 1, nRollen
C
        Ausgabe der Kruemmung in [1/m]
        WRITE(teileintrag,'(F10.7)') outputKrum(K11) * 1.d3
        eintrag = eintrag(1:(20+14*(K11-1)))//', '//teileintrag
    END DO

```

```

        WRITE(101,'(A)') eintrag(1:(20+14*nRollen))
    END IF
C
    IF(LOP.EQ.3) THEN
        CLOSE(101)
    END IF
C
    RETURN
    END
C
C
C -----
C
C
C
    SUBROUTINE UAMP(
*      ampName, time, ampValueOld, dt, nProps, props, nSvars,
*      svars, lFlagsInfo,
*      nSensor, sensorValues, sensorNames, jSensorLookUpTable,
*      AmpValueNew,
*      lFlagsDefine,
*      AmpDerivative, AmpSecDerivative, AmpIncIntegral,
*      AmpDoubleIntegral)
C
    INCLUDE 'ABA_PARAM.INC'

C      time indices
    parameter (iStepTime      = 1,
*             iTotTime        = 2,
*             nTime           = 2)

C      flags passed in for information
    parameter (iInitialization = 1,
*             iRegularInc      = 2,
*             iCuts            = 3,
*             ikStep           = 4,
*             nFlagsInfo      = 4)

C      optional flags to be defined
    parameter (iComputeDeriv   = 1,
*             iComputeSecDeriv = 2,
*             iComputeInteg    = 3,
*             iComputeDoubleInteg = 4,
*             iStopAnalysis    = 5,
*             iConcludeStep    = 6,
*             nFlagsDefine     = 6)
    dimension time(nTime), lFlagsInfo(nFlagsInfo),

```

```

*          lFlagsDefine(nFlagsDefine)
dimension jSensorLookUpTable(*)
dimension sensorValues(nSensor), svars(nSvars), props(nProps)
character*80 sensorNames(nSensor)
character*80 ampName
C
character*80 ampAufruf
character*80 rollenAufruf
C
parameter( zero=0.d0, one=1.d0, two=2.d0, three=3.d0, four=4.d0,
*          SollKrumTol=5.d-3, nRollen=7,
*          ZustellGeschw=2.d2, nElemente=6400,
*          DistRollen=-8.d2, DistTol=2.d2)
C
C DistRollen und DistTol...
C Abstand der Rollen und den Bereich der Berechneten Krümmung angeben
C
dimension SollKrum(nRollen)
REAL dAmplitude, divZustell
INTEGER iZustellen
COMMON /Komunikator/ divZustell, dAmplitude,
*       outputKrum(nRollen), verlaufKrum(9999,2), iZustellen
SAVE /Komunikator/
C
C Initialisieren der Anfangsamplitude
C
IF (lFlagsInfo(iInitialization).EQ.1) THEN
  AmpValueNew = zero
  iZustellen = 1
  divZustell = 1.d0
  RETURN
ENDIF
C
C Erkennen der Amplitude und prüfen auf Rollenkontakt
C Benennen der Amplitude: KRUM_XX , X: 01 - 99
C Benennen der Sensoren:
C Kraft RF2: KONT_RXX , XX: 01 - 99
C
DO K4=1, nRollen
  WRITE(ampAufruf, '(A,I2.2)') 'KRUM_', K4
  IF (ampName.EQ.ampAufruf) THEN
    iRolle = K4
    WRITE(*, '(A,I1,A,F8.5)') 'Rolle ', K4,
*       ': Zeit: ', (time(2)-dt)

```



```

WRITE(rollenAufruf,'(A,I2.2)')'KONT_R', iRolle + 2
FRolle = GetSensorValue(rollenAufruf,
*                               jSensorLookUpTable,
*                               sensorValues)
IF (FRolle.EQ.zero) THEN
  IF (iRolle.LE.iZustellen) THEN
    AmpValueNew = ampValueOld + ZustellGeschw*dt
*                               /divZustell
  ELSE
    AmpValueNew = ampValueOld + ZustellGeschw*dt/divZustell
*                               + dAmplitude
*                               *(-1)**(iRolle-iZustellen)*(iRolle-iZustellen+1)
  END IF
  WRITE(*,'(A)') 'Kein Kontakt'
  WRITE(*,'(A)') 'Zustellen'
  WRITE(*,'(A,F9.5)') 'Amplitude = ', AmpValueNew
  WRITE(*,*) '-----'
*-----'
  IF (iRolle.EQ.iZustellen) THEN
    dAmplitude = zero
    iZustellen = iZustellen + 1
  END IF
C
  RETURN
END IF
END DO
C
C Definition der einzelnen Krümmungen [1/mm]
C
  SollKrum(1)= 0.1200d-3
  SollKrum(2)= 0.0830d-3
  SollKrum(3)= 0.0575d-3
  SollKrum(4)= 0.0398d-3
  SollKrum(5)= 0.0275d-3
  SollKrum(6)= 0.0190d-3
  SollKrum(7)= 0.0132d-3
  PosRolle = DistRollen * iRolle
C
C Berechnen der maximalen Krümmung an der jeweiligen Rolle
C
  K3 = 1
  DO K1=1, nElemente
    X = verlaufKrum(K1,1)

```

```

C
      IF ((X.GT.(PosRolle-DistTol))
*       .AND.(X.LT.(PosRolle+DistTol))) THEN
          deltaKrum = verlaufKrum(K1,2)
          IF (K3.EQ.1) THEN
              RollKR = deltaKrum
              K3 = K3 + 1
          END IF
          IF (((deltaKrum*(-1)**(iRolle+1)).GT.
*           (RollKR*(-1)**(iRolle+1))).AND.(K3.EQ.2)) THEN
              RollKR = deltaKrum
          END IF
      END IF
  END DO
  WRITE(*,'(A,F10.7)') ' Maximale Kruemmung: ', RollKR * 1.d0
C
C   Verändern der Zustellung je nach Krümmung; Tolleranzband nur oberhalb
C
      IF (iRolle.EQ.iZustellen) THEN
C
C   Abfrage: aktuelle Kruemmung grosser als SollKruemmung + 2*Tolleranz und
C   alte Kruemmung groesser als SollKruemmung (-Tolleranz)-> zurueckfahren
C
          IF((RollKR*(-1)**(iRolle+1)).GT.
*         (SollKrum(iRolle)*(one+two*SollKrumTol)).AND.
*         (outputKrum(iRolle)*(-1)**(iRolle+1)).GE.
*         (SollKrum(iRolle)*(one))) THEN
              dAmplitude =
*             - ZustellGeschw
*             *ABS(ABS(RollKR)-SollKrum(iRolle)*(one+SollKrumTol))
*             /SollKrum(1)*dt/divZustell
              WRITE(*,'(A)') ' Zurueckfahren'
C
C   Abfrage: aktuelle Kruemmung kleiner als SollKruemmung (- Tolleranz) und
C   alte Kruemmung kleiner als SollKruemmung + 2*Tolleranz -> zustellen
C
          ELSE IF((RollKR*(-1)**(iRolle+1)).LT.
*         (SollKrum(iRolle)*(one)).AND.
*         (outputKrum(iRolle)*(-1)**(iRolle+1)).LE.
*         (SollKrum(iRolle)*(one+two*SollKrumTol))) THEN
              dAmplitude =
*             ZustellGeschw
*             *ABS(ABS(RollKR)-SollKrum(iRolle)*(one+SollKrumTol))
*             /SollKrum(1)*dt/divZustell

```

```

        WRITE(*,'(A)') 'Zustellen'
C
C   Wenn die Kruemmung im Toleranzbereich ist
C   oder die ein Wert darunter, der Andere darueber ist -> Halten
C
        ELSE
            dAmplitude = zero
            iZustellen = iZustellen + 1
            WRITE(*,'(A)') 'Halten'
        END IF
C
C   Rolle 1 stellt R1 und R3 zu daher halbierung der Amplitude
C
        IF (iRolle.EQ.1) THEN
            dAmplitude = dAmplitude/two
        END IF
        AmpValueNew = ampValueOld + dAmplitude
    ELSE IF (iRolle.LT.iZustellen) THEN
        AmpValueNew = ampValueOld
        WRITE(*,'(A)') 'Halten der Einstellung'
    ELSE
        AmpValueNew = ampValueOld +
*           dAmplitude*(-1)**(iRolle-iZustellen)*(iRolle-iZustellen+1)
        WRITE(*,'(A)') 'Mitgehen'
    END IF
C
C   Output Kruemmung:
C
        outputKrum(iRolle) = RollKR
C
        IF (iZustellen.GT.nRollen) THEN
            iZustellen = 1
            divZustell = divZustell + one / four / divZustell
        END IF
C
        WRITE(*,'(A,F8.4)') 'Amplitude = ', AmpValueNew
        WRITE(*,*) '-----'
C
        RETURN
    END
C
C
C -----
C

```

```
C
SUBROUTINE URDFIL (LSTOP ,LOVRWRT ,KSTEP ,KINC ,DTIME ,TIME)
C
INCLUDE 'ABA_PARAM.INC'
C
DIMENSION ARRAY (513) ,JRRAY (NPRECD ,513) ,TIME (2)
EQUIVALENCE (ARRAY (1) ,JRRAY (1,1))
C
parameter ( nRollen=7, nElemente=6400)
C
REAL dAmplitude , divZustell
INTEGER iZustellen
COMMON /Komunikator/ divZustell , dAmplitude ,
*      outputKrum (nRollen) , verlaufKrum (9999,2) , iZustellen
SAVE /Komunikator/
C
C FIND CURRENT INCREMENT.
C
CALL POSFIL (KSTEP ,KINC ,ARRAY ,JRCD)
DO K1=1,999999
    CALL DBFILE (0,ARRAY ,JRCD)
    IF (JRCD .NE. 0) GO TO 110
    KEY = JRRAY (1,2)
C
C RECORD 29 CONTAINS VALUES FOR SE
C RECORD 8 CONTAINS VALUES FOR COORD
C
    IF (KEY.EQ.1) THEN
C
        WRITE (6,*) JRRAY (1,3)
        numberEL = JRRAY (1,3)
    ELSE IF (KEY.EQ.29) THEN
        verlaufKrum (numberEL ,2) = ARRAY (5)
    ELSE IF (KEY.EQ.8) THEN
        verlaufKrum (numberEL ,1) = ARRAY (3)
    END IF
END DO
110 CONTINUE
C
RETURN
END
```