

*Dreidimensionale Finite-Elemente-Analyse der Dickenreduktion
beim Stranggießen*

Vom Fachbereich Maschinenbau

der Universität Hannover

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur

genehmigte Dissertation

von

Dipl.-Ing. Axel Reichert

geboren 1970-08-03 in Düsseldorf

2003

1. Referent:
Prof. Dr.-Ing. Dieter Besdo

2. Referent:
Prof. Dr.-Ing. Eckart Doege

3. Referent:
Priv.-Doz. Dr.-Ing. habil. Karl-Hermann Tacke

Tag der Promotion:
2002-12-16

Für meinen Patenonkel Willi Schweer

Mit seiner beispielhaften Selbstlosigkeit, seiner kindlichen, durch stets milden Spott gewürzten Lebensfreude und seinem rasiermesserscharfen Verstand wird er mir für immer ein unerreichbares Vorbild bleiben.

Wenn ich bedenke, wie man wenig ist,
und was man ist, das blieb man ändern schuldig.

JOHANN WOLFGANG VON GOETHE

„*Torquato Tasso*“

Danksagung

Obwohl sich letztlich nur der Autor und die Dissertation mit einem Titel schmücken dürfen, sind an der Entstehung einer solchen Arbeit viele Menschen beteiligt:

In der Prüfungskommission übernahm Friedrich-Wilhelm Bach bereitwillig den Vorsitz und ertrug mit Fassung meine Ausführungen über Erstarung. Mein ganz besonderer Dank gilt Dieter Besdo, der durch sein Engagement einen fest gefahrenen Karren wieder ins Rollen brachte und sich darum kümmerte, dass diese Arbeit endlich doch noch eingereicht werden konnte. Von Karl-Hermann Tacke konnte ich lernen, Ergebnisse möglichst anschaulich und um technische Details verkürzt auf wenige Punkte zusammengefasst darzustellen. Eckart Doege ließ sich auch durch das Schnellverfahren nicht verstimmen, mit dem er zur Rolle eines Referenten kam. Der Sekretärin des Instituts für Mechanik, Stephanie Lieker, gelang das Kunststück, trotz großer Eile organisatorisch alles unter einen Hut zu bringen.

Eine wissenschaftliche Arbeit ist nur so gut wie ihre Korrekturleser: Meine Schwester Dorothee steuerte spitzfindige Betrachtungen über thermomechanische Kopplung bei. Marc Wahnemühl sorgte dafür, dass in meinen Formulierungen nicht nur Kommas, sondern gelegentlich auch Punkte zu finden sind. Rolf Finck fand mindestens einen Tippfehler, der von der Deutschlehlerin und dem Journalisten übersehen worden war. Lutz Nasdala bemäkelte vergebens meine Vorstellungen von Typografie, gab mir dafür aber unschätzbare taktische Ratschläge.

Die fachliche Zusammenarbeit mit den Kollegen am Max-Planck-Institut für Eisenforschung, wo diese Arbeit im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter entstand, war von Hilfsbereitschaft und Offenheit geprägt: Durch die Vorarbeit von Markus Deisinger konnte ich mich in ein gemachtes Nest setzen. Ingo Steinert nahm sich auch in der Hektik seiner letzten Arbeitstage am Institut die Zeit, mich in die Geheimnisse der Simulation einzuweißen. Rüdiger Haardt war ein aufmerksamer Korrekturleser, der mir aus dem Stegreif eine verbesserte Version meiner Zusammenfassung lieferte. Für das beispielhafte Geben und Nehmen mit ihm bei der Diskussion von Ideen zur Modellierung und beim Austausch von Ergebnissen danke ich

ihm herzlich. Markus König griff mir bei der Auswertung der Berechnungen kurz vor der Abgabe des Abschlussberichtes für das Projekt kräftig unter die Arme und entlastete mich auf diese Weise entscheidend.

Auch die anderen Kollegen der Abteilung Metallurgie schufen ein freundschaftliches Arbeitsklima, das nach Dienstschluss durch die Vergießbarkeit tieftemperaturerstarrender, stark schäumender Schmelzen weiter verbessert wurde: Hans Zimmermann sorgte dafür, dass ich als Simulant unter Versuchskaninchen nicht vereinsamte und war immer für einen Schwatz zu haben. Karl F. Banke machte mich darauf aufmerksam, dass dort, wo ich anfangs noch viel Licht sah, auch viel Schatten sein musste. Die gute Laune von Bernd Grimm war in solchen Fällen ansteckend und half mir über manche Neurose des Forscheralltages hinweg. Michael Wechner schärfte mein Ohr für die Feinheiten der deutschen Aussprache. Klaus Beiter bestand auch nach seiner Zeit in Düsseldorf jeden Flexibilitätstest und gönnte mir großzügig Gastfreundschaft. Rainer Messerschmidt und Carl Justus Heckmann regten mich bei den Unterhaltungen in der Mittagspause über Musik, Kino und sonstige Lebensart nicht nur mit Kaffee an. Sascha Drücker führte mir vor, wie zielstrebig man nach dem Ziel der Promotion streben konnte. Joachim Gnauk überzeugte mit seinem missionarischen Eifer selbst eine Parkuhr von den Segnungen freier Software. Das Sicherheitsbewusstsein von Steffen Meißner gewährte mir zwar nie einen Ausweg aus virtuellen Kettensägenmassakern, zeigte mir dafür aber Hintertürchen bei anderen Computerproblemen.

Die Zusammenarbeit mit den Projektpartnern verlief ebenfalls erfreulich: Brian Barber und Michael Hecht stellten bereitwillig Eingabedaten für die Simulationen sowie Messergebnisse aus Versuchen an den Gießanlagen zur Verfügung. Ihre Beiträge ließen sich genauso reibungslos in die zahlreichen Berichte einbauen wie die von Ulrich Ölmann, der beim Treffen in London ein äußerst netter Gesprächspartner im Stadtgetümmel war.

Meine jetzigen Chefs Martin Küssner und Gerd Deeken sorgten dafür, dass ich endlich verstehe, was ich am Institut eigentlich gemacht habe. Sie wiesen stets gerne auf ihre Bereitschaft hin, mir neue Visitenkarten zu drucken und warteten ansonsten geduldig die Fertigstellung dieser Arbeit ab.

Karsten Kretschmar schrieb Unmengen von E-Mails, die mich jeden Durchhänger überstehen ließen. Melanie Evers harnte über Stunden auf harten Bänken in kalten Hallen aus und pendelte fast klaglos drei gute Jahre lang.

Der Schluss gebührt meinen Eltern, ohne die es weder mich noch diese Arbeit je gegeben hätte [7]. Von meiner Mutter lernte ich Arbeitsmoral und Willensstärke, von meinem Vater die nötige Leidensfähigkeit und Erkenntnisdrang: Wissenslücken beseitigte er mit Nachschlagewerken, notfalls auch während des Mittagessens. Meine Promotion war eine seiner letzten Freuden. Diese Druckfassung hat er nicht mehr erlebt. Alles, was ist, endet.

Danke.

Was ist der langen Rede kurzer Sinn?

FRIEDRICH VON SCHILLER

„Die Piccolomini“

Kurzfassung

Mittenseigerungen beeinträchtigen die Produktqualität beim Stranggießen. Dickenreduktion, auch Strangreduktion genannt, vermindert Mittenseigerungen, erhöht aber die Belastungen auf Strang und Gießanlage. Anstellung, Position und Länge der Strangreduktionszone sind daher entscheidend.

Diese Arbeit stellt ein dreidimensionales FEM-Modell mit LAGRANGEScher Betrachtungsweise und sequenzieller thermomechanischer Kopplung für die Strangreduktion vor. Schalenwachstum, ferrostatischer Innendruck, quasi-sekundäres Kriechen und Rollenkontakt werden berücksichtigt, der flüssige Kern mit temperaturabhängigem Materialverhalten abgebildet. Eine Erweiterung auf instationäre Phänomene und der Einsatz während der Planungsphase von Gießanlagen sind möglich.

Dieses Modell wurde benutzt, um Gießanlagen mit konventioneller Strangreduktion und dem IBSR-Verfahren, bei dem der Strang vor der Dickenreduktion ausbauchen darf, zu analysieren. Die Ergebnisse umfassen Verschiebungen, Dehnungen und Spannungen für den Strang sowie Rollen- und Ausziehungskräfte für die Anlage.

Die Spannungen unter den Rollen weisen dabei drei charakteristische Muster auf: „Ferrostatische Abdrücke“ oberhalb der Strangreduktionszone, „Schmalseitenabdrücke“ in der Strangreduktionszone oberhalb des Sumpfendes und „Breitseitenabdrücke“ in der Strangreduktionszone unterhalb des Sumpfendes.

Der Anstieg der Rollenkräfte durch die Strangreduktion ist oberhalb des Sumpfendes gering, unterhalb des Sumpfendes deutlich. Die Rollenkräfte steigen mit der Anstellung der Strangreduktionszone und sinken bei höherer Gießgeschwindigkeit. Eine Verlängerung der Strangreduktionszone ergibt gleichmäßigere Rollenkräfte.

Schlagworte

Finite Elemente, Stranggießen, Dickenreduktion

The world expects results.
Do not tell others about the labour pains.
Show them the baby.

ARNOLD GLASOW

Abstract

Centre segregation impairs product quality in continuous casting. Reduction of thickness, also called soft reduction, decreases centre segregation but increases the loads on strand and casting machine. Taper, position, and length of the soft reduction zone are therefore crucial.

This thesis presents a three-dimensional FEM model with LAGRANGEian formulation and sequential thermomechanical coupling for soft reduction. Shell growth, ferrostatic pressure, quasi-secondary creep and roller contact are considered, the liquid core is modelled with temperature-dependent material behaviour. Extension on instationary phenomena and use during the planning stage of casting machines are possible.

This model was used to analyse casting machines with conventional soft reduction and the IBSR method, in which the strand is allowed to bulge prior to soft reduction. Results include displacements, strains, and stresses for the strand as well as roller and withdrawal forces for the casting machine.

Stresses under the rollers show three characteristic patterns: “ferrostatic marks” above the soft reduction zone, “narrow face marks” inside the soft reduction zone above the sump end, and “broad face marks” inside the soft reduction zone below the sump end.

The increase of roller forces through soft reduction is small above the sump end but significant below the sump end. Roller forces increase with the taper of the soft reduction zone and decrease at higher casting speed. Extension of the soft reduction zone yields more uniform roller forces.

Keywords

Finite Elements, Continuous Casting, Soft Reduction

Wörter sind wie Blätter.
 Dort, wo sie sich im Überfluss ausbreiten,
 können die Früchte des Sinns
 nur spärlich gedeihen.

ALEXANDER POPE

Inhaltsverzeichnis

<i>1</i>	<i>Einleitung</i>	<i>1</i>
<i>2</i>	<i>Grundlagen</i>	<i>9</i>
2.1	Nichtlineare Effekte	9
2.1.1	Schalenwachstum	10
2.1.2	Ferrostatischer Innendruck	10
2.1.3	Kriechen	11
2.1.4	Rollenkontakt	12
2.1.5	Ausziehen des Stranges	13
2.2	Analyseprozeduren	13
2.2.1	Thermische Berechnungen	13
2.2.2	Mechanische Berechnungen	13
2.2.3	Thermomechanische Kopplung	14
2.3	Problemdimensionalität	15
2.3.1	Quermodelle	15
2.3.2	Längsmodelle	15
2.3.3	Dreidimensionale Modelle	16
<i>3</i>	<i>Modellierung</i>	<i>17</i>
3.1	Gestalt und Vernetzung	18
3.1.1	Modellstrang	18
3.1.2	Rollen	20
3.1.3	Elemente	21
3.2	Materialeigenschaften	22
3.2.1	Elastizitätsmodul und Querkontraktionszahl	22
3.2.2	Kriechen	23
3.3	Rand- und Anfangsbedingungen	27
3.3.1	Symmetrie	27
3.3.2	Eigengewicht	27
3.3.3	Rollenlagerung	27
3.3.4	Rollenkontakt	29
3.4	Lastgeschichte	33
3.4.1	Temperaturfeld	33

3.4.2	Schalenwachstum	35
3.4.3	Ausziehen des Stranges	37
3.4.4	Ferrostatischer Innendruck	38
3.5	Modellüberprüfung	38
4	<i>Konventionelle Strangreduktion</i>	41
4.1	Anlage Nr. 5 der Dillinger Hüttenwerke	41
4.1.1	Anlagenparameter	42
4.1.2	Temperaturfeld	42
4.1.3	Standardfall	46
4.1.3.1	Verschiebungen	46
4.1.3.2	Dehnungen	51
4.1.3.3	Spannungen	51
4.1.3.4	Kräfte	53
4.1.4	Parametervariationen	57
4.1.4.1	Brammenformat	57
4.1.4.2	Strangreduktionsrate	60
4.1.4.3	Länge der Strangreduktionszone	64
4.1.4.4	Gießgeschwindigkeit	64
4.2	Anlage Nr. 3 der Dillinger Hüttenwerke	67
4.2.1	Anlagenparameter	67
4.2.2	Temperaturfeld	67
4.2.3	Standardfall	67
5	<i>Das IBSR-Verfahren</i>	73
5.1	Anlage Nr. 3 der Dillinger Hüttenwerke	73
5.1.1	Variation der Strangreduktionsrate	73
5.2	Vorblockanlage von British Steel Scunthorpe	77
5.2.1	Anlagenparameter	77
5.2.2	Temperaturfeld	77
5.2.3	Standardfall	79
5.2.4	Variation der Gießgeschwindigkeit	84
6	<i>Zusammenfassung</i>	91
	<i>Abbildungsverzeichnis</i>	95
	<i>Tabellenverzeichnis</i>	97
	<i>Symbolverzeichnis</i>	99
	<i>Literaturverzeichnis</i>	101
	<i>Lebenslauf</i>	105

Abkürzungsverzeichnis

FEM Finite Elemente Methode

IBSR Intentional Bulging with Soft Reduction

SR Strangreduktion

Kapitel 1

Was du tun willst,
darfst du nicht im Voraus sagen;
denn misslingt es, wirst du ausgelacht.

PITTAKOS

Einleitung

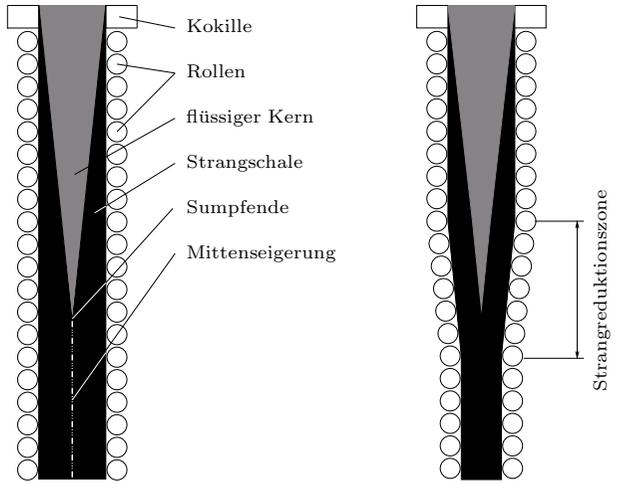
In der Stahlindustrie hat sich das Stranggießen zur Erzeugung von Brammen gegenüber dem Kokillengießen auf breiter Front durchgesetzt. Als „Brammen“ bezeichnet man dabei vergossene Stränge, bei denen die Breite erheblich größer ist als die Dicke. So genannte „Vorblöcke“ haben dagegen einen eher quadratischen Querschnitt. Oft kommt es beim Stranggießen während der Erstarrung zur Brückenbildung zwischen den Strangschalen, so dass Teile des Stranges von der weiteren Zufuhr flüssigen Materials ausgeschlossen bleiben. An diesen Orten entstehen folglich während der letzten Phase der Erstarrung Porositäten (so genannte „Lunker“) und Bereiche mit ungleichmäßiger Konzentration der Legierungselemente (so genannte „Mittenseigerungen“), siehe Abbildung 1.1a auf der nächsten Seite. Um diese Beeinträchtigungen der Qualität zu vermindern, kann man die Bramme verformen [44]. Die hierzu erforderliche Verminderung der Dicke kann mit mechanischer Strangreduktion erreicht werden: Im Bereich um das Sumpfende herum werden die Maulweiten der Führungsrollen verringert, so dass der Strang bereits mit noch flüssigem Kern verformt wird. Mit diesem in den Gießvorgang integrierten Verfahren lassen sich die Mittenseigerungen vermindern und somit die Produktqualität verbessern. Im Folgenden wird für diese Dickenreduktion durchgängig der Begriff „Strangreduktion“ verwendet.

→ Abb. 1.1a

Entscheidend bei mechanischer Strangreduktion ist die optimale Position der Strangreduktionszone, die von den Gießbedingungen abhängt [3, 9, 12, 38, 41]. Eine Strangreduktionszone *vor* dem Sumpfende verhindert nicht zuverlässig die Mittenseigerung, da die hierfür verantwortliche Brückenbildung erst weiter strangabwärts einsetzt. Eine Strangreduktionszone *nach* dem Sumpfende führt dagegen zu extrem hohen Rollenkräften, da der Strang auf seiner gesamten Breite komprimiert werden muss. Sie ist zudem metallurgisch sinnlos, weil die Mittenseigerung nicht mehr beseitigt werden kann. Typischerweise beginnt die Strangreduktionszone kurz vor dem Sumpfende bei einem Festphasenanteil von 20 % bis 35 % und endet kurz nach der Durcherstarrung, siehe Abbildung 1.1b.

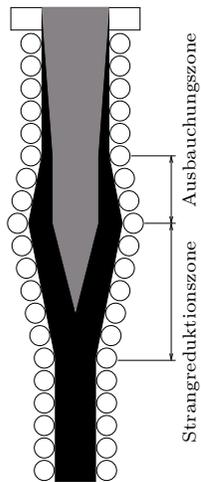
→ Abb. 1.1b

Ein ebenso wichtig wie die Position ist die Anstellung der Strangreduktionszone. Diese so genannte „Strangreduktionsrate“ sollte wenigstens so groß



(a) Ohne Strangreduktion

(b) Mit Strangreduktion



(c) IBSR-Verfahren

Abbildung 1.1: Schematische Darstellung von Stranggießanlagen

sein, dass die natürliche Volumenschrumpfung des Stranges während der Abkühlung und Erstarrung (etwa 3,6 %) ausgeglichen wird. Kleine Anstellungen, die nur wenig über dieser Mindestrate liegen, verbessern die Mittenseigerung kaum, können im Gegenteil sogar zu V-Seigerungen führen. Andererseits können Strangreduktionsraten, die deutlich größer als die Mindestrate sind, A-Seigerungen oder Innenrisse zur Folge haben [3, 15]. In der Literatur werden meist Strangreduktionsraten zwischen $0,7 \text{ mm/m}$ und 1 mm/m angegeben [9, 22, 26, 27, 44, 50]. Die mit diesen Werten erreichte gesamte Strangreduktion schwankt allerdings erheblich, da auf Grund der Gießgeschwindigkeiten und der vergossenen Formate die Länge der Strangreduktionszone sehr unterschiedlich gewählt werden muss. Verwendet werden Strangreduktionen zwischen 3 mm und 30 mm, wobei die größeren Werte besonders beim Gießen von Dünnbrammen mit hohen Gießgeschwindigkeiten verwendet werden. Diese großen Strangreduktionen dienen allerdings nicht primär der Verminderung der Mittenseigerung, sondern sollen meist nur die Bramme auf die gewünschte Dicke bringen. Einige Anlagen neuerer Bauart verfügen über eine auch im Betrieb frei regelbare Strangreduktionszone, während bei älteren Maschinen die Strangreduktion fest eingestellt ist. Dies schränkt den Bereich der nutzbaren Gießgeschwindigkeiten stark ein. Auch die durch Strangreduktion deutlich erhöhten Rollenkräfte stellen für alte Anlagen ein Problem dar.

Eine Alternative in diesen Fällen ist das IBSR-Verfahren (Intentional Bulging with Soft Reduction), bei dem man den Strang absichtlich ausbauchen lässt, um ihn anschließend zu komprimieren, siehe Abbildung 1.1c. Da der Strang nicht an den schon erstarrten Schmalseiten ausbaucht, bleibt der Anstieg der Rollenkräfte gegenüber einer Anlage ohne Strangreduktion klein. Auf diese Weise lassen sich daher auch ohne aufwändige und kostenträchtige Umrüstung der Anlage ausreichend große Strangreduktionsraten für die ausgebauten Breitseite erzielen. Beim IBSR-Verfahren tritt im flüssigen Kern im Bereich der Ausbauchungszone eine Strömung nach unten [36], im Bereich der Strangreduktionszone eine Strömung nach oben auf, so dass weder Veränderungen der Gießgeschwindigkeit noch Volumendehnungen auftreten.

Die erzielte Verminderung der Mittenseigerung scheint unabhängig von der Verteilung der Strangreduktion zu sein [3], so dass bei der Auslegung der Strangreduktionszone die mechanische Belastung auf Strang und Anlage als entscheidendes Kriterium dienen kann.

★

Simulationen zu Stranggießanlagen mit Hilfe der Finite Elemente Methode (FEM) wurden in der Vergangenheit hauptsächlich für den Bereich der Kokille durchgeführt. Die Wärmeleitfähigkeit von Stahl ist gering, während typische Gießgeschwindigkeiten vergleichsweise hoch sind. Der Konvektionsterm in der Wärmebilanzgleichung ist daher groß, so dass viele Autoren die

→ Abb. 1.1c

Wärmeleitung in Ausziehrichtung vernachlässigen [1, 2, 10, 27]. Als Wärmeübergangsmechanismen werden Strahlung und Wärmeleitung berücksichtigt, im Bereich der Sekundärkühlung kommen noch Wasserkühlung (manchmal unterteilt in Spritz- und Stauwasser, gelegentlich noch unterschieden zwischen Fest- und Losseite [17, 32]), Luftkühlung, Rollenkühlung und Rollenkontakt hinzu [8, 15]. Bei diesen thermischen Berechnungen wird die bei der Erstarrung frei werdende latente Wärme berücksichtigt. Zur Modellierung von Phasenumwandlungen ist bei so genannter „sequenzieller“ Kopplung (siehe Abschnitt 2.2.3) in der nachfolgenden mechanischen Berechnung eine temperaturabhängige Dichte notwendig [16]. Auch die Abhängigkeit der Liquidustemperatur von den Legierungsbestandteilen wird in [16] berücksichtigt. Wegen der Vernachlässigung des Wärmeflusses in Ausziehrichtung beschränken sich die meisten dieser FEM-Berechnungen auf zweidimensionale Quermodelle. In [32] wird dagegen ein zweidimensionales Längsmodell verwendet, in [17] wird bei breiten Formaten sogar eine eindimensionale Berechnung für ausreichend gehalten. Für Berechnungen zur Strangreduktion sind weder ein- noch zweidimensionale Modelle geeignet, wie in Abschnitt 2.3 dargelegt wird.

Eine „volle“ Kopplung (siehe Abschnitt 2.2.3) zwischen thermischen und mechanischen Berechnungen ist im Bereich der Kokille wünschenswert, da sich der Strang in der mechanischen Berechnung häufig durch Verformung von der Kokillenwand ablöst, was zu drastischen Änderungen bei den Randbedingungen für die thermische Berechnung führt. Diese Spaltbildung wird meist am Kokillende beobachtet [8, 49] und in [6] näherungsweise durch einen aus dem Luftspalt berechneten Wärmeübergangskoeffizienten berücksichtigt. Generell ist es in voll gekoppelten Berechnungen schwierig, die thermischen Randbedingungen ausreichend genau zu berücksichtigen. Als Beispiel sei der Einfluss des Gießpulvers genannt, das in der Kokille die Schmelze abdeckt und so vor Oxidation schützt. In [10] wird auf die Bedeutung von strömungsmechanischen Phänomenen hingewiesen. Unter diesen wird in der Literatur die Durchmischung meist durch erhöhte Wärmeleitfähigkeitskoeffizienten für den flüssigen Kern modelliert. Thermomechanische Kopplung spielt auch im Bereich der Sekundärkühlung eine Rolle, da es direkt vor den Rollen zu Zugspannungsspitzen durch Stauwasser und unter den Rollen zu einem Temperaturabfall von etwa 150 K kommen kann [8]. Hier reicht allerdings eine sequenzielle Kopplung aus.

In mechanischen FEM-Berechnungen zum Stranggießen lag der Schwerpunkt in der Vergangenheit meist auf Wärmespannungen. Der Elastizitätsmodul wird als Funktion der Temperatur modelliert, gelegentlich auch die Querkontraktionszahl und der Wärmeausdehnungskoeffizient [2, 8]. Werte hierzu finden sich etwa in [19]. Bei der Modellierung des flüssigen Kernes sind zwei Verfahren üblich: Die dort liegenden Elemente werden entweder gelöscht und bei Erstarrung wieder eingeschaltet (beschrieben in [8]) oder mit einem

kleinen Elastizitätsmodul und einer Querkontraktionszahl nahe 0,5 versehen [6]. Die verwendeten Materialgesetze sind meist plastisch, viskoelastisch oder viskoplastisch [8, 11, 15] und haben immensen Einfluss auf die Resultate [16]. Wichtige Effekte sind bei der mechanischen Simulation von Stranggießanlagen neben den Wärmespannungen noch der ferrostatische Innendruck sowie das Ausbauchen, Ausziehen, Biegen und Richten des Stranges, welches ausführlich von DEISINGER untersucht wurde [14]. Gelegentlich werden auch das Eigengewicht oder die Oszillation der Kokille berücksichtigt [10, 16]. Dreidimensionale Modelle wurden bislang nur selten benutzt [15].

Mittenseigerungen, die durch die mechanische Strangreduktion vermindert werden sollen, sind nicht die einzigen Fehler, die das Produkt nach dem Stranggießen aufweisen kann. Der erstarrende Strang ist sehr empfindlich gegenüber mechanischer Belastung, bei Solidustemperatur treten Innenrisse bereits ab 0,2% Dehnung auf [43, 44]. Bei tieferen Temperaturen, im Bereich zwischen 1000 K und 1200 K, weist Stahl ein so genanntes „Duktilitätsminimum“ auf. In diesem Bereich verminderte Zugfestigkeit kommt es häufig zu Rissen an der Oberfläche [18, 44]. Auch die Dehnrate hat Einfluss auf die Rissentstehung [20]. Ausführlich wurden Wärmespannungen und Risse von STEINERT untersucht [45].

Auch in Anlagen ohne Strangreduktion hat die Rollenanzahl großen Einfluss auf die Qualität des vergossenen Produktes. Durch Ausbauchungen des Stranges kommt es häufig sowohl zu Innenrissen (wegen der Biegung der Strangschale) als auch zu Querrissen an der Oberfläche (wegen der deutlich erhöhten Ausziehkräfte, die zu einer Längung des Stranges führen) [16, 44]. Ausbauchungen lassen sich durch geringere Gießgeschwindigkeiten, kürzere Rollenteilungen, Reduzierung des Rollenschlages (nach [16]) und der Rollenbiegung, die nach [22, 38, 39] auch großen Einfluss auf die Seigerung hat und kleiner als 2 mm gehalten werden sollte (etwa durch geteilte Rollen), vermindern. Bei einem großen flüssigen Kern kann es auch zur Ausbauchung der Schmalseiten kommen [11]. Durch abrupte Änderungen der Rollenteilung treten Einschwingeffekte auf, die zu großen Ausbauchungen führen können [20]. Anzustreben sind nach [42] Ausbauchungen kleiner als 0,2 mm. Ein einfaches, zweidimensionales Modell für Ausbauchungsberechnungen lieferte BARBER in [4], ausführlich wurde dieses Thema mit dreidimensionalen Modellen von HAARDT behandelt [21].

★

Stranggießen ist das dominierende Verfahren zur Stahlherstellung. Der Markt ist von immer höheren Anforderungen an die Produktivität der Anlagen und die Qualität der Erzeugnisse geprägt. Experimente zur Optimierung der Prozesse und Produkte sind teuer, da der laufende Betrieb in einigen Fällen unterbrochen werden muss. Häufig lassen sich die gewünschten Versuchsdaten

auch gar nicht erzielen, denn die Bedingungen für Messungen an Gießanlagen oder im Strang sind ausgesprochen schwierig: Extrem hohe Temperaturen und Spritzwasser sorgen für eine äußerst unangenehme Umgebung, so dass die Gießanlage oft nicht ausreichend mit Messapparaturen bestückt werden kann. Dem gegenüber steht ein erheblicher Bedarf, Erkenntnisse über neue Prozesse wie die Strangreduktion zu gewinnen.

Simulation ist kostengünstig und leidet nicht an der Tatsache, dass man nur schlecht Untersuchungen im flüssigen Strang durchführen kann. Sie ist somit hervorragend geeignet, ein besseres Verständnis für die Vorgänge bei der Strangreduktion zu entwickeln. Im Bereich der Strukturmechanik ist die FEM das vielseitigste, leistungsfähigste und am häufigsten verwendete Verfahren.

Bislang existieren in der Literatur keine dreidimensionalen FEM-Modelle für die Analyse der Strangreduktion beim Brammengießen. Einerseits ist die Idee der mechanischen Strangreduktion noch nicht sehr alt, andererseits erfordern komplexe Simulationen erhebliche Rechenleistung, die erst seit einigen Jahren zur Verfügung steht. Zudem eignet sich ein eventuell bei den Stahlherstellern vorhandenes Modell zur Simulation von Richt- oder Ausbauchungsvorgängen nur schlecht als Ausgangspunkt für ein Modell zur Simulation der Strangreduktion. Der Aufwand für die Entwicklung eines neuen Modells ist daher erheblich.

In dieser Arbeit wird ein dreidimensionales, mechanisches FEM-Modell für die Simulation von Strangreduktion bei noch flüssigem oder schon durcherstarrtem Kern vorgestellt. Es beinhaltet eine geeignete Beschreibung des Materialverhaltens im betrachteten Temperaturbereich, die mit Kriechgesetzen für Stahlsorten mit unterschiedlichen Kohlenstoffgehalten realisiert wird. Um Ausbauchungen abbilden zu können, wird der ferrostatische Innendruck berücksichtigt. Mit Hilfe geeigneter Randbedingungen in der Strangreduktionszone lassen sich die Schmalseitenverformung, das Schalenwachstum und die Komprimierung des flüssigen Kernes modellieren.

Als Eingabedaten werden das Temperaturfeld im Strang und die Beschreibung des Anlagenlayouts benötigt. Die Parameter des Modelles (Strangabmessungen, Gießgeschwindigkeit, Position, Anstellung und Länge der Strangreduktionszone, Diskretisierung des Netzes) sollen frei wählbar sein, um möglichst unterschiedliche Konfigurationen der Strangreduktion berechnen zu können. Zur Überprüfung des Modells werden einige experimentelle Befunde aus der Literatur nachgerechnet.

Nach dieser Validierung werden Simulationsberechnungen für einige Gießanlagen der Partner durchgeführt, die an dem Forschungsprojekt der Europäischen Gemeinschaft für Kohle und Stahl mitgewirkt haben, in dessen Rahmen diese Arbeit entstand. Die numerischen Ergebnisse des Modelles (Verschiebungen, Dehnungen und Spannungen im erstarrenden Strang, Auszieh- und Rollenkräfte für die Gießanlage) werden mit Messdaten

der beteiligten Unternehmen verglichen und beurteilt. Sie erlauben eine Abschätzung der auf Strang und Anlage wirkenden Belastungen, die sich durch die Strangreduktion deutlich erhöhen. Auf diese Weise soll das Verständnis für die mechanischen Zusammenhänge vertieft werden, um das Verfahren der Strangreduktion weiter verbessern zu können.

Der Aufbau der Arbeit ist wie folgt: Zunächst werden die für die Strangreduktion wichtigen *Grundlagen* erörtert (Kapitel 2). Danach wird die den Simulationsberechnungen zu Grunde liegende *Modellierung* im Detail erklärt (Kapitel 3). Kapitel 4 präsentiert die Ergebnisse für *konventionelle Strangreduktion*, Kapitel 5 stellt die Resultate für *das IBSR-Verfahren* vor. Eine *Zusammenfassung* schließt in Kapitel 6 diese Arbeit ab.

Kapitel 2

Grundlagenforschung betreibe ich dann,
wenn ich nicht weiß, was ich tue.

WERNHER VON BRAUN

Grundlagen

Bei einer FEM-Berechnung muss zunächst genau geklärt werden, *was* simuliert werden soll. Da *nichtlineare Effekte* eine FEM-Berechnung komplex und zeitaufwändig machen, ist eine Abwägung erforderlich, welche Phänomene nicht vernachlässigt werden dürfen. In Abschnitt 2.1 werden deshalb einige beim Stranggießen auftretende Effekte und Vorgänge aufgezeigt, die für die Simulation der Strangreduktion von großer Bedeutung sind.

Beim Stranggießen treten sowohl thermische als auch mechanische Effekte auf, die auch miteinander gekoppelt sein können. Solche Kopplungseffekte machen Analysen sehr aufwändig, weil entweder mehrere Gleichungssysteme gelöst werden müssen oder die Größe des Gleichungssystems stark anwächst. Abschnitt 2.2 auf Seite 13 untersucht daher verschiedene *Analyseprozeduren*, d. h. *wie* simuliert werden soll.

Weil FEM-Berechnungen meist viel Rechenzeit kosten, ist insbesondere im nichtlinearen Bereich eine Einschränkung der *Problemdimensionalität* für die Simulation günstig. In Abschnitt 2.3 auf Seite 15 werden gängige Reduktionen des Lösungsraumes, d. h. *wo* simuliert werden soll, daraufhin verglichen, wie gut sie für die Beschreibung der Strangreduktion geeignet sind.

2.1 Nichtlineare Effekte

Alle nichtlinearen Effekte in der Mechanik lassen sich in eine von drei Kategorien einteilen:

1. Nichtlineare Geometrie
2. Nichtlineares Materialverhalten
3. Nichtlineare Randbedingungen

Unter diesen ist Punkt 3 am schwierigsten numerisch zu behandeln, da hier, z. B. bei Kontakt zwischen zwei Körpern, die Randbedingungen nicht nur nichtlinear, sondern meist auch unstetig sind.

Schon bei Materialverhalten, das erst elastisch und dann ideal plastisch ist, sind die in der Tangentensteifigkeitsmatrix benötigten Ableitungen der Kraft-Verschiebungskurve unstetig. Dennoch stellt nichtlineares Materialverhalten

in den meisten Fällen eine vergleichsweise gutmütige Nichtlinearität dar, die in FEM-Berechnungen kaum Schwierigkeiten bereitet: Im Gegensatz zu Berechnungen mit Kontakt ist die Kraft-Verschiebungskurve selbst meist noch stetig. Schwierigkeiten bereiten hier eher Materialien mit Entfestigung, insbesondere wenn in der Lastgeschichte eine Kraftsteuerung benutzt wird. Dies führt meist zu einer globalen Instabilität. Zur Behandlung solcher Probleme werden häufig Bogenlängenverfahren eingesetzt.

Nach diesen allgemeinen Betrachtungen werden in den folgenden Abschnitten die konkret beim Stranggießen auftretenden nichtlinearen Effekte genauer untersucht und in die obigen Kategorien eingeordnet.

2.1.1 Schalenwachstum

In der Kokille bildet sich aus dem erstarrenden Stahl eine Strangschale, deren Dicke bis zur völligen Durcherstarrung des Stranges nichtlinear als Funktion des Abstands vom Meniskus wächst, siehe Abbildung 2.1 auf der nächsten Seite. In numerischer Hinsicht handelt es sich hier um ein STEFAN-Problem mit freiem Rand.

Entscheidend ist bei der Strangreduktion das Zusammenwachsen der beiden Strangschalen im Sumpfende. Die beiden Strangschalen sind nicht als ideal glatt anzusehen, vielmehr stoßen zuerst Dendritenarme aneinander, zwischen denen sich noch Restschmelze befindet, aus denen später die Mittenseigerungen entstehen können. Dennoch erfolgt im Sumpfende einer Anlage mit Strangreduktion der Übergang von einer ausschließlichen Kompression der Schmalseiten zum Walzen der gesamten Strangbreite mehr oder weniger abrupt. Es handelt sich daher um eine Unstetigkeit.

2.1.2 Ferrostatischer Innendruck

Dort, wo die beiden Strangschalen noch nicht zusammengewachsen sind, wird durch den flüssigen Kern ferrostatischer Innendruck auf die Strangschalen ausgeübt. Da der Innendruck stets senkrecht auf die Schale wirkt, handelt es sich, falls geometrisch nichtlinear gerechnet wird, bei diesem um eine Folgelast, die zu einer unsymmetrischen Steifigkeitsmatrix führt. Wird vom FEM-Paket bei der Bestimmung der Tangentensteifigkeit nur der symmetrische Anteil der Steifigkeitsmatrix berücksichtigt, wird die Konvergenz des NEWTON-Verfahrens beeinflusst [33, S. 7-29].

Die Größe des ferrostatischen Innendruckes hängt linear von dem Höhenunterschied zwischen dem betrachteten Punkt der Strangschale und dem Meniskus ab. Der Zusammenhang zwischen diesem Höhenunterschied und der bereits vergossenen Länge führt daher bei einer Kreisbogenanlage zu nichtlinearen Randbedingungen.

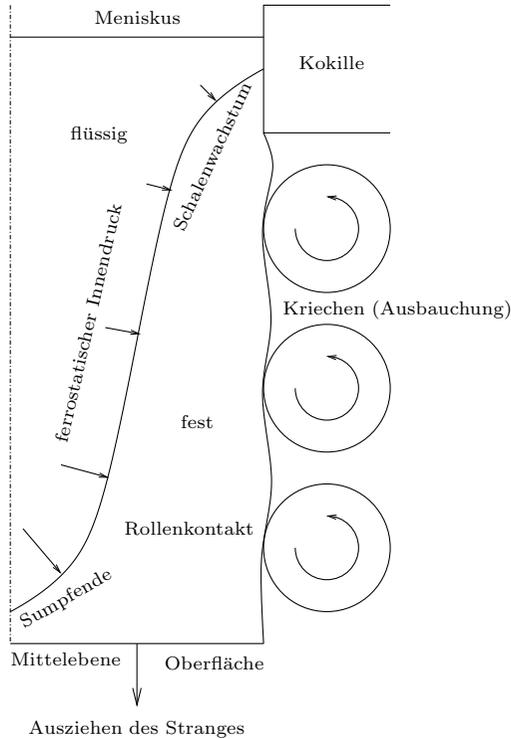


Abbildung 2.1: Nichtlineare Effekte beim Stranggießen

2.1.3 Kriechen

Das Material der Strangschale, das dem ferrostatistischen Innendruck ausgesetzt ist, ist gerade eben erst erstarrt. Bei derart hohen Temperaturen verhält sich Stahl viskoelastisch. Dabei treten die folgenden Erscheinungen auf:

Kriechen: Bei konstanter Spannung und Temperatur wächst die Dehnung mit der Zeit.

Spannungsrelaxation: Bei konstanter Dehnung und Temperatur sinkt die Spannung mit der Zeit.

Ein Kriechversuch lässt sich typischerweise in drei Phasen unterteilen, siehe Abbildung 2.2 auf der nächsten Seite. Das so genannte „primäre Kriechen“ beginnt mit einer statischen Dehnung ε_0 . Die Dehnung wächst mit

→ Abb. 2.2

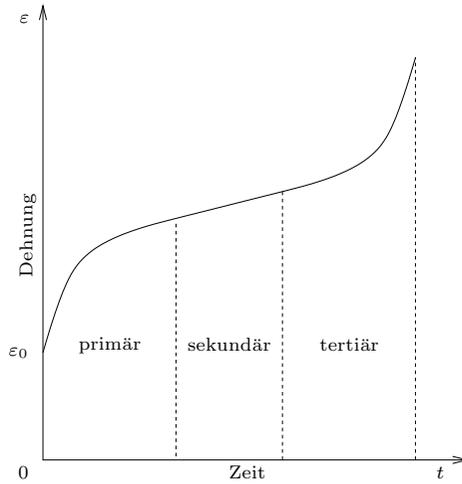


Abbildung 2.2: Phasen beim Kriechversuch

der Zeit, die Kriechrate (Dehngeschwindigkeit) nimmt dabei ab. Es folgt eine Phase mit nahezu konstanter Kriechrate, das so genannte „sekundäre Kriechen“. Schließlich nimmt die Kriechrate wieder zu („tertiäres Kriechen“), bis es zum Versagen des Materials kommt. Ursache für die Zunahme der Kriechrate beim tertiären Kriechen sind Leerstellenbildung und Korngrenzenrisse im Material [5]. Kriechen ist ein nichtlineares Materialverhalten.

2.1.4 Rollenkontakt

Durch das Kriechen des Materials kommt es zwischen zwei Rollen zum Ausbauchen des Stranges. Diese Ausbauchung wird von der nächsten Rolle wieder weggedrückt. Da der genaue Verlauf der Ausbauchung zwischen zwei Rollen nicht von vornherein bekannt ist und sich somit nicht mit einfachen, von der Zeit abhängigen Randbedingungen abbilden lässt, muss der Rollenkontakt in der FEM-Berechnung berücksichtigt werden.

Es handelt sich dabei um nichtlineare Randbedingungen, sogar um eine Unstetigkeit (der Strang liegt entweder an der Rolle an oder nicht), die auch für die numerische Behandlung der Strangreduktion Folgen hat, da das modifizierte NEWTON-Verfahren nur für schwach nichtlineare Probleme geeignet ist [33, S. A-8]. Somit muss in den Simulationsberechnungen das aufwändigere normale NEWTON-Verfahren benutzt werden.

2.1.5 Ausziehen des Stranges

Der Strang wird von der Kokille bis zur Schneidbrenneinrichtung durch die Anlage gezogen. Dies führt zu großen Verschiebungen, so dass bei einer LAGRANGESchen Betrachtungsweise (siehe Abschnitt 2.2.2) geometrisch nichtlinear gerechnet werden muss.

2.2 Analyseprozeduren

2.2.1 Thermische Berechnungen

Thermische Berechnungen dienen dazu, die noch unbekannte Temperaturverteilung im Strang als Resultat der Wärmeübergangsmechanismen in der Anlage zu bestimmen. Die Energie wird dem Strang dabei durch Wärmeleitung, Konvektion und Strahlung entzogen.

Oft wird angenommen [1, 10], dass die Wärmeleitung in Ausziehrichtung vernachlässigt werden kann, da die thermische Leitfähigkeit von Stahl gering und die typischen Gießgeschwindigkeiten (und somit der konvektive Wärmetransport) groß sind. Streng genommen gilt dies jedoch nur für Simulationsberechnungen mit geringer Auflösung, da bei sehr feiner Diskretisierung in Ausziehrichtung und genauer Modellierung der verschiedenen Mechanismen des Wärmeüberganges (metallischer Rollenkontakt, Strahlung, Spritzwasser, Stauwasser usw.) unter den Rollen sehr hohe Temperaturgradienten auftreten, die zu einem Wärmefluss in Ausziehrichtung führen, siehe z. B. STEINERT [45].

2.2.2 Mechanische Berechnungen

Bei einer mechanischen FEM-Berechnung ist man hauptsächlich an den Verschiebungen, Dehnungen, Spannungen und Kräften einer Struktur interessiert. Dabei hat man die Wahl zwischen zwei Betrachtungsweisen:

Nach LAGRANGE: Das Material ist fest mit den Elementen verbunden, große Verformungen können zu numerischen Problemen führen.

Nach EULER: Das Material strömt durch das Netz hindurch, die Elemente bleiben unverformt.

Stranggießen kann nach dem Anlaufvorgang normalerweise als stationärer Prozess betrachtet werden, falls keine Betriebsstörungen wie beispielsweise ein Strangdurchbruch oder ein Abfall der Gießgeschwindigkeit auftreten. Weil die Position der Strangschale meist durch eine thermische Berechnung bekannt ist, fällt der Nachteil der EULERSchen Betrachtungsweise (Drucklasten auf freie Oberflächen, wie z. B. der ferrostatische Innendruck, können

im Allgemeinen nur umständlich modelliert werden) nicht ins Gewicht. Dennoch wurde in dieser Arbeit der LAGRANGESchen Betrachtungsweise der Vorzug gegeben, weil sich diese besser für ratenabhängiges Materialverhalten wie Kriechen eignet [33, S. 5-26]. Außerdem ist mit ihr die Betrachtung instationärer Effekte wie Gießgeschwindigkeitsschwankungen und Rollenschlag möglich.

2.2.3 Thermomechanische Kopplung

Beim Stranggießen hängen die thermischen Phänomene eng mit den mechanischen Vorgängen zusammen. Bei derartiger Kopplung unterscheidet man zwei Arten.

Sequenzielle Kopplung liegt vor, wenn nur in eine Richtung eine Abhängigkeit besteht: $T \Rightarrow u(T)$

Volle Kopplung bedeutet, dass Abhängigkeiten in beide Richtungen bestehen: $T(u) \Leftrightarrow u(T)$

Die Entstehung von Wärmespannungen als Folge von Temperaturänderungen in Verbindung mit temperaturabhängigem Materialverhalten lässt sich noch mit sequenzieller Kopplung lösen. Auf eine thermische Berechnung folgt dann eine mechanische Berechnung mit Anpassung der Materialeigenschaften gemäß den Temperaturen aus der thermischen Berechnung.

Beeinflussen dagegen die Ergebnisse der mechanischen Berechnung wiederum die Randbedingungen der thermischen Berechnung, ist eine volle Kopplung nötig. Dies tritt beim Stranggießen z. B. in der Kokille auf, wo einerseits die Materialeigenschaften des soeben erstarrenden Stranges stark temperaturabhängig sind, andererseits eine Verformung der Strangschale zu einem Ablösen von der Kokillenwand führen kann, was wiederum eine neue thermische Berechnung (jetzt mit Strahlung statt Wärmeleitung zwischen Strangschale und Kokille) erforderlich macht.

Die Strangreduktion findet jedoch in der Umgebung des Sumpfes statt, also einem Gebiet, in dem sich die Temperatur, abgesehen von den Stellen mit Rollenkontakt, nicht mehr stark ändert und keinerlei Ablösungseffekte wie oben beschrieben auftreten (der Einfluss des Kontaktdrucks unter den Rollen auf die Wärmeleitung wird in dieser Arbeit vernachlässigt). Auf eine volle Kopplung wird daher verzichtet. Die temperaturabhängigen Materialeigenschaften erfordern allerdings eine sequenziell gekoppelte Analyse, bei der die Temperaturverteilung vor oder während der mechanischen Berechnung ermittelt wird und über Feldvariablen in die Stoffgesetze einfließt.

2.3 Problemdimensionalität

Bei den häufig für FEM-Berechnungen eingesetzten direkten (nicht iterativen) impliziten Lösungsverfahren wächst der numerische Aufwand quadratisch mit der Bandbreite, die wiederum stark von der Anzahl der Variablen abhängt. Eine Verkleinerung des bei der Simulation betrachteten Gebietes, wie sie durch Reduzierung der Problemdimensionalität oder Ausnutzung von Symmetrien auftritt, ist deshalb sehr attraktiv: Schon eine Halbierung der Bandbreite verkürzt die Rechenzeit auf ein Viertel. Abbildung 2.3 auf der nächsten Seite zeigt die Berechnungsgebiete (schattiert dargestellt) bei der Ausnutzung von Symmetrien für verschiedene Modelle.

→ Abb. 2.3

Während hierbei keine Information über das reale System verloren geht, muss man bei der Reduzierung der Problemdimensionalität sicherstellen, dass alle für das wirkliche Verhalten relevanten Effekte vom Modell noch abgebildet werden können.

2.3.1 Quermodelle

Für thermische Berechnungen werden sehr häufig Quermodelle verwendet, bei denen man wegen der geringen Wärmeleitung in Ausziehrichtung das Modell des Stranges auf eine Querschnittsscheibe reduziert, die auf ihrem Weg durch die Anlage verfolgt wird, siehe Abbildung 2.3a.

Wenn, wie bei der Strangreduktion, Ausbauchungen eine wichtige Rolle spielen, eignen sich diese Modelle nicht, da eine solche Scheibe keine Verbindung zu benachbarten Querschnitten besitzt und folglich auch keine Kräfte senkrecht zur Scheibe übertragen werden können. Spannungsgradienten in Ausziehrichtung können nur ungenau abgebildet werden, siehe STEINERT [45].

2.3.2 Längsmodelle

Für Ausbauchungsberechnungen werden daher häufig Längsmodelle benutzt, etwa auch bei HAARDT [21]. Hierbei wird nur ein Teil eines Längsschnittes durch die Anlage geführt, siehe Abbildung 2.3b.

Entsprechend den Überlegungen zur Gültigkeit von Quermodellen können Längsmodelle nur dort sinnvoll eingesetzt werden, wo keine großen Spannungsgradienten in Breitenrichtung auftreten, etwa in Breitseitenmitte bei einer breiten Bramme. Schon in der Nähe der Strangkanten ist diese Annahme nicht mehr gültig, wie STEINERT in [45] gezeigt hat.

Ein weiterer Nachteil von Längsmodellen ist, dass Ergebnisse nur für einen vorab ausgewählten Längsschnitt berechnet werden, während ein Quermodell

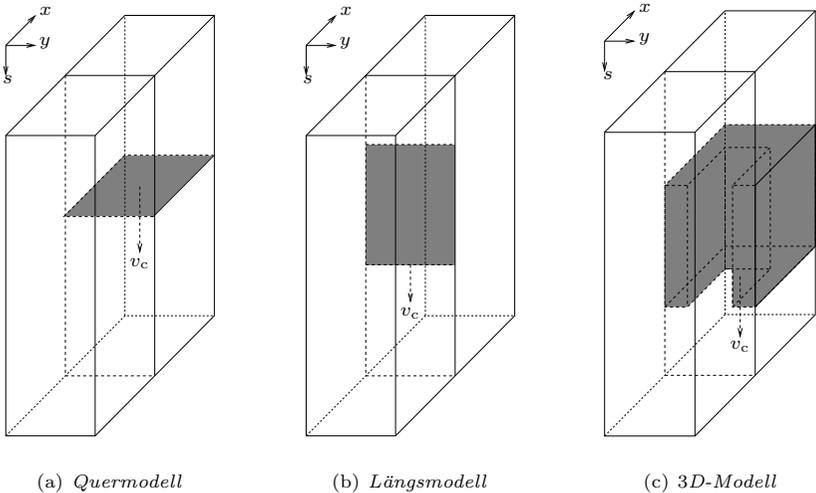


Abbildung 2.3: Problemdimensionalität

Informationen über alle Punkte des realen Stranges liefert, da das Ausziehen des Stranges *senkrecht* zur Ebene der Querscheibe erfolgt.

Bei der Strangreduktion werden die Schmalseiten bereits komprimiert, während die Breitseiten wegen des noch flüssigen Kernes kaum verformt werden. Dieser Unterschied kann mit einem Längsmodell nicht abgebildet werden.

2.3.3 Dreidimensionale Modelle

Für genauere Ausbauchungsberechnungen wie von HAARDT in [21] sind dreidimensionale Modelle unbedingt erforderlich. Ein typisches Modell für solche Simulationen zeigt Abbildung 2.3c. Ein solches dreidimensionales Modell wurde auch für die in dieser Arbeit durchgeführten Berechnungen zur Strangreduktion benutzt.

Bei Vertikalanlagen reicht es aus Symmetriegründen aus, nur ein Viertel des Stranges zu modellieren, während bei Kreisbogenanlagen das Berechnungsgebiet die Hälfte des Stranges umfassen muss, wenn der Unterschied zwischen Fest- und Losseite berücksichtigt werden soll.

Kapitel 3

Ein Problem wird nicht im Computer gelöst,
sondern in irgendeinem Kopf.
Die ganze Apparatur dient nur dazu,
diesen Kopf so weit zu drehen,
dass er die Dinge richtig und vollständig sieht.

CHARLES FRANKLIN KETTERING

Modellierung

Ein FEM-Modell besteht normalerweise aus zwei großen Teilen, den Modelldaten und der Lastgeschichte. Die Modelldaten werden dabei noch weiter untergliedert:

Zunächst muss das Berechnungsgebiet genau definiert und dann diskretisiert werden. Dazu benötigt man Informationen über die zu modellierende *Gestalt* und muss anschließend diese Gestalt mit einer sinnvollen *Vernetzung* versehen. Für die Modellierung der Strangreduktion wird dies in Abschnitt 3.1 auf der nächsten Seite erläutert.

Der nächste Block enthält die *Materialeigenschaften*, beschreibt also im Modell das Verhalten der Stoffe, aus denen die Struktur in der Realität besteht. In Abschnitt 3.2 auf Seite 22 wird dargelegt, welche Stoffgesetze in dieser Arbeit verwendet werden.

Als letzter Block der Modelldaten folgen die *Rand- und Anfangsbedingungen*, also Einschränkungen, die festlegen, was das Netz darf. Da hierzu die aus numerischer Sicht unangenehmste Art von Nichtlinearität, die Unstetigkeit, gehört, erfordert dieser Teil (Abschnitt 3.3 auf Seite 27) größte Sorgfalt.

Nachdem in den Modelldaten definiert wurde, was das Modell selbst ist, werden in der *Lastgeschichte* Ursachen festgelegt, deren Wirkung auf das Modell durch die Simulation berechnet werden soll. Bei linearen FEM-Berechnungen ist dieser Teil meist sehr einfach, bei komplexen, nichtlinearen Modellen, wie sie in dieser Arbeit benutzt werden, ist sehr viel mehr Aufwand erforderlich, wie aus Abschnitt 3.4 auf Seite 33 ersichtlich wird.

Der letzte Teil dieses Kapitels ist die *Modellüberprüfung* in Abschnitt 3.5 auf Seite 38. Hier werden Ausbauchungsdaten aus der Literatur mit dem entwickelten Modell nachgerechnet und verglichen.

Allgemein ist das Vorgehen bei der Erstellung eines umfangreichen FEM-Modelles ein iterativer Vorgang, da die Modellierung desto genauer werden kann, je mehr man schon über den zu simulierenden Prozess weiß. Es ist daher (auch aus Gründen der Fehlerbeseitigung) sinnvoll, nicht gleich mit einem Modell zu beginnen, das alle Höchstschwierigkeiten vereint, sondern zunächst mit stark vereinfachten Modellen oft reduzierter Dimensionalität zu beginnen. Bereits mit diesen kann man Daten aus Versuchen oder der Literatur

überprüfen. Außerdem können Erfahrungen damit gesammelt werden, welche physikalischen Effekte relevant sind. Diese lassen sich dann nach und nach in das Modell einbauen. Dieses Vorgehen wurde auch bei dieser Arbeit angewandt. Die einzelnen Entwicklungsschritte können hier aber aus Platzgründen nicht immer erläutert werden, vielmehr wird hier das „Endprodukt“ eines langen Weges präsentiert.

3.1 Gestalt und Vernetzung

Alle geometrischen Daten wurden von den Dillinger Hüttenwerken und von British Steel Scunthorpe zur Verfügung gestellt.

3.1.1 Modellstrang

Im Gegensatz zur Wirklichkeit, in der sich der Strang kontinuierlich von der Kokille bis zur Schneidbrennanlage erstreckt, wird im Modell der Strang oben und unten abgeschnitten. Die Schnittoberflächen des modellierten Teiles werden dann derart mit Rand- und Anfangsbedingungen sowie Lasten versehen, dass der so genannte „Modellstrang“ mit Gießgeschwindigkeit durch die Anlage geführt wird, siehe Abschnitt 3.3 auf Seite 27 und Abschnitt 3.4 auf Seite 33. Zu Beginn der Simulation befindet sich der Modellstrang wenige Millimeter oberhalb der Strangreduktionszone.

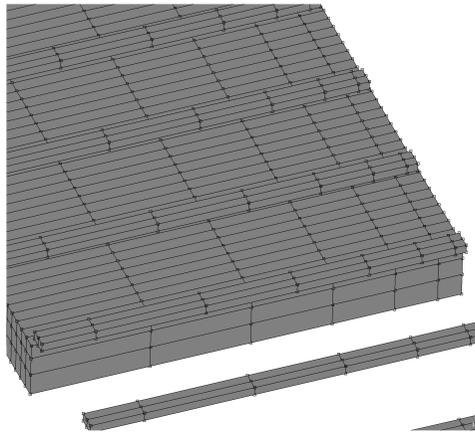


Abbildung 3.1: Diskretisierung des Modellstranges und der Rollen

Tabelle 3.1: *Diskretisierung des Modellstranges*

Richtung	Anzahl der Elemente
Ausziehen (s)	60
Dicke (x)	3
Breite (y)	6

Um mit einer derartigen transienten Berechnung den Zustand in einer realen Stranggießanlage (der als stationär angenommen wird) so realistisch wie möglich zu simulieren, sollte man die Länge des Modellstranges so groß wie möglich wählen. Allerdings wächst durch Erhöhung der Elementanzahl der numerische Aufwand der Berechnung, so dass ein Kompromiss zwischen erforderlicher Genauigkeit und vertretbarer Rechenzeit gefunden werden muss. Typischerweise wurden in den FEM-Berechnungen ungefähr 1500 Volumenelemente für die Diskretisierung des Modelles (inklusive Rollen) benutzt, siehe Tabelle 3.1 und Abbildung 3.1 auf der vorherigen Seite. Dies entspricht einer Länge des Modellstranges von ungefähr 2 m und eine solche Simulationsberechnung benötigt bereits einige Tage Rechenzeit. Nach Untersuchungen von HAARDT ist eine solche Diskretisierung zumindest für die Abbildung von Ausbauchungen völlig ausreichend [21]. Zwar könnte ein feineres Netz die auftretenden Effekte besser abbilden und ergäbe daher genauere Resultate, aber diese Diskretisierung ist bereits so fein, wie derzeitige Rechner (und die Handhabbarkeit der Rechenläufe) zulassen.

→ Tab. 3.1
→ Abb. 3.1

Die Definition der Gestalt des Modellstranges erfordert folgende beliebig wählbare Parameter:

- Position zu Beginn der Simulation
- Länge
- Breite
- Dicke
- Anzahl der Elemente auf den Kanten
- Netzverfeinerung in Kantennähe

Die Breite und Dicke des Modellstranges werden entsprechend den wirklichen Abmessungen gewählt. Allerdings reicht es aus Symmetriegründen aus, nur ein Viertel des Strangquerschnittes zu modellieren. Im Bereich der Strangkanten sind wegen der Schmalseitenkompression Spannungsgradienten zu erwarten. Durch ein ungleichförmig diskretisiertes Netz kann eine höhere Genauigkeit in diesen Gebieten erreicht werden.

Die geometrischen Daten des Modellstranges werden wie alle anderen Parameter in einer Steuerdatei abgelegt. Die Knoten und Elemente werden dann vor der eigentlichen FEM-Berechnung von einem FORTRAN-Programm aus den geometrischen Daten errechnet, und das fertige Netz wird dann in eine Datei geschrieben. Der Abstand des Modellstranges von der Symmetrieebene (Abschnitt 3.4.2 auf Seite 35) und die Fase am unteren Ende (Abschnitt 3.4.3 auf Seite 37) werden dabei automatisch berücksichtigt. Auch die in der FEM-Berechnung benötigten Knoten- und Elementmengen werden in eine gesonderte Datei geschrieben.

Zu Beginn der eigentlichen FEM-Berechnung werden die in der Steuerdatei abgelegten Parameter durch eine in FORTRAN geschriebene Benutzerunterroutine eingelesen und in einem gemeinsamen Datenbereich abgespeichert. Nachdem die Werte auf diese Weise initialisiert wurden, können andere Benutzer Routinen auf die von ihnen benötigten Parameter zugreifen (z. B. Solidustemperatur, Oberflächentemperaturen, Gießgeschwindigkeit, K -Faktor, Maulweiten, Anlagenradius, Abmessungen des Modellstranges).

3.1.2 Rollen

Generell bleiben im Modell Biege- und Richtvorgänge in der Anlage unberücksichtigt, da es sich bei den beiden modellierten Brammengießanlagen der Dillinger Hüttenwerke um Vertikalabbiegeanlagen handelt, bei denen der Strang bis zur Durcherstarrung senkrecht geführt wird und erst im festen Zustand gebogen und gerichtet wird.

Die Vorblockanlage von British Steel Scunthorpe dagegen ist eine Kreisbogenanlage, bei der das Sumpfende für übliche Gießgeschwindigkeiten vor dem Richtpunkt liegt. Der Anlagenradius ist daher in diesem Fall nur von untergeordneter Bedeutung, weil der Strang bis zum Richtpunkt kaum verformt wird, und wird deshalb nur bei der Berechnung des wirkenden ferrostatischen Innendruckes berücksichtigt, während das Modell ansonsten dem einer Vertikalabbiegeanlage entspricht. Biege- und Richtvorgänge würden ein separates Modell erfordern, wie z. B. von HAARDT entwickelt [21].

Um die Rollenordnung einer realen Anlage wiederzugeben, sind dann folgende Parameter für jede Rolle erforderlich:

- Rollendurchmesser
- Abstand der Rollennachse vom Meniskus, gemessen in Gießrichtung entlang der Strangmittelebene
- Maulweite

Die ferrostatische Höhendifferenz zum Meniskus wird über den Anlagenradius und die Rollenposition entlang des Stranges berechnet.

Die Parameter der Rollen werden in einer Steuerdatei abgelegt. Das Modell ist in der Lage, eine beliebige Anzahl von Rollen innerhalb der Anlage zu berücksichtigen. Mit einem Skript, das die Maulweiten in der Steuerdatei anpasst, kann vor der eigentlichen FEM-Berechnung die Strangreduktionsrate für jede Rollenteilung geändert werden. Auch negative Werte sind dabei zulässig. Auf diese Weise kann das IBSR-Verfahren korrekt modelliert werden, wie es z. B. bei der Vorblockanlage von British Steel Scunthorpe und Anlage Nr. 3 der Dillinger Hüttenwerke eingesetzt wird. Auch eine der konventionellen Strangreduktion vorgelagerte Zone, die entsprechend der thermischen Schrumpfung leicht angestellt ist, lässt sich hiermit berücksichtigen, so dass ohne großen Aufwand verschiedene Rollenordnungen analysiert werden können.

Ein FORTRAN-Programm erzeugt anschließend aus den Daten in der Steuerdatei die Knoten und Elemente der Rollen und legt das fertige Netz in einer separaten Datei ab. Aus Symmetriegründen genügt es, jeweils nur die halbe Rollenbreite zu simulieren. Da die Rollen im Modell sich außerdem nicht drehen, sondern feststehen, reicht es aus, nur die Teile zu modellieren, die in Kontakt mit dem Strang treten. Die Elementabmessungen werden dabei gemäß den in Abschnitt 3.3.4 auf Seite 29 geschilderten Anforderungen an die Modellierung des Rollenkontaktes gewählt, die Rollenbreite ist so bemessen, dass der Modellstrang leicht überlappt wird. Auch die in der FEM-Berechnung benötigten Knoten- und Elementmengen für die Rollen werden in eine gesonderte Datei geschrieben.

3.1.3 Elemente

Für die Modellberechnungen wurden lineare, dreidimensionale, isoparametrische Quaderelemente mit einem Integrationspunkt im Mittelpunkt und acht Knoten mit je drei Verschiebungsfreiheitsgraden verwendet. Die Formfunktionen sind trilinear, durch eine im Element eingebaute Steifigkeit gegenüber unphysikalischen Verformungsmoden wird die Gefahr energiefreier Verzerrungszustände vermindert. Elemente mit Formfunktionen erster Ordnung sind besonders für Simulationen geeignet, in denen Kontakt auftritt. Die verwendete reduzierte Integration verringert die Rechenzeit. Da bei der Strangreduktion Biegung ein wichtiger Effekt ist (Ausbauchung), wurde eine speziell dafür geeignete Formulierung der Ansatzfunktionen gewählt, die auch Vorteile bei Berechnungen mit inelastischen Materialien bietet [34].

Bei den Simulationen wurde ein impliziter Gleichungslöser verwendet. Für diesen stellt die Elementbibliothek des FEM-Paketes auch Elemente mit quadratischen Formfunktionen zur Verfügung. Bei gleichmäßigem Druck auf eine Elementfläche haben die konsistenten Knotenkräfte dieser Elemente aber unterschiedliche Vorzeichen. Dies hat ungleichmäßige Spannungen zur Folge,

weshalb diese Elemente für Berechnungen mit Kontakt nur schlecht geeignet sind.

3.2 Materialeigenschaften

3.2.1 Elastizitätsmodul und Querkontraktionszahl

Bei der Modellierung von Elastizitätsmodul E und Querkontraktionszahl μ wurde eine lineare Abhängigkeit von der Temperatur angenommen. Die folgenden Gleichungen stammen aus der Arbeit von HARSTE [24] bzw. wurden einem Diagramm in [29] entnommen:

$$\frac{E}{\text{Pa}} = 2,30950 \cdot 10^{11} - 99,04 \frac{T}{\text{K}} \quad (3.1)$$

$$\mu = 0,2555 + 8,23 \cdot 10^{-5} \frac{T}{\text{K}} \quad (3.2)$$

Beide Gleichungen werden nur für Temperaturen unterhalb Solidus benutzt. Für höhere Temperaturen, d. h. für Elemente innerhalb des flüssigen Kernes, wird E auf einen sehr kleinen Wert (1 MPa) gesetzt, siehe Abbildung 3.2 auf der nächsten Seite. Die Solidustemperatur selbst wurde nach Gleichung (3.12) auf Seite 34 in Abhängigkeit von den wichtigsten Legierungsanteilen des Stahles bestimmt. Die Legierungsanteile wurden vor der eigentlichen FEM-Berechnung von einem FORTRAN-Programm aus der Steuerdatei gelesen. Die daraus errechneten Datenzeilen für die Definition des Elastizitätsmoduls und der Querkontraktionszahl wurden in eine separate Datei geschrieben, die später von einem Skript an der passenden Stelle der Eingabedatei für das FEM-Paket eingefügt wurde.

→ Abb. 3.2

Um das inkompressible Verhalten des flüssigen Kernes annähernd wiederzugeben, wurde μ für die entsprechenden Elemente auf einen Wert von ungefähr 0,4 erhöht. Inkompressibilität entspricht einem Wert für μ von 0,5, dies führt aber zu numerischen Problemen bei Elementen, die ausschließlich über Verschiebungsfreiheitsgrade verfügen. Falls die Berechnungen konvergieren, verhalten sich die Elemente auf Grund von so genanntem „volumetrischen Sperren“ viel zu steif. Für FEM-Berechnungen mit inkompressiblem Material werden daher oft Elemente mit so genannter „hybrider“ Formulierung eingesetzt, bei denen der hydrostatische Anteil des Spannungstensors als zusätzlicher Freiheitsgrad verwendet wird. Solche Elemente kosten aber durch diese zusätzlichen Variablen erheblich mehr Rechenzeit und kamen deshalb nicht in Frage.

Die Dichte des Stahles, die zur Berechnung des Eigengewichtes des Stranges nötig ist, wurde unabhängig von der Temperatur mit 7600 kg/m^3 angesetzt. Effekte wie thermische Schrumpfung und Volumenänderungen auf

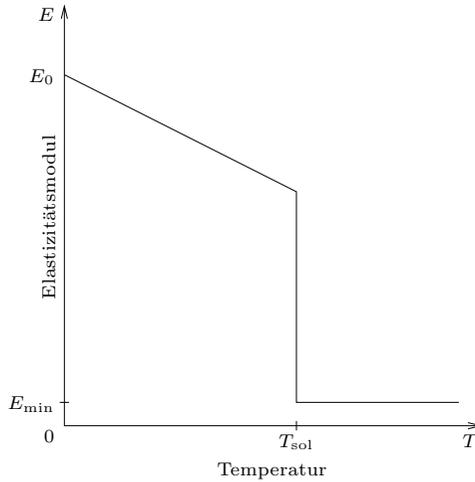


Abbildung 3.2: Temperaturabhängigkeit des Elastizitätsmodules

Grund von Phasenumwandlungen wurden ebenso vernachlässigt wie die Materialdämpfung innerhalb des Stranges oder der Einfluss der Kühlrate auf die Erstarrung des Stahles. Auch bei den Materialeigenschaften der Rollen wurde keine Temperaturabhängigkeit berücksichtigt, da das Hauptaugenmerk dieser Arbeit auf den Belastungen des Stranges und den Rollenkräften liegt. Für die Rollen wurden der Elastizitätsmodul mit 210 GPa und die Querkontraktionszahl mit $1/3$ angesetzt.

3.2.2 Kriechen

Bei Kriechvorgängen gibt es zwei grundverschiedene Möglichkeiten zur Beschreibung des Materialverhaltens:

Zustandsgleichungen: Nur der aktuell vorliegende Zustand des Materials beeinflusst das weitere Materialverhalten.

Gedächtnistheorien: Das Materialverhalten ist prozessabhängig und wird somit durch die Verformungsgeschichte beeinflusst.

Zustandsgleichungen haben sich in der Praxis gut bewährt und sind einfach in FEM-Pakete zu implementieren. Bei ausreichend vorliegenden experimentellen Daten eignen sie sich gut für Simulationen des mechanischen Verhaltens von Stählen bei hoher Temperatur.

Tabelle 3.2: Koeffizienten für sekundäre Kriechgesetze

A_0 Pa^{-n}/s	Q_a J/mol	n 1	Quellen
$4,988 \cdot 10^{-18}$	$4,086 \cdot 10^5$	3,95	[40, 48]
$3,479 \cdot 10^{-25}$	$4,718 \cdot 10^5$	5,25	[40, 48]
$1,658 \cdot 10^{-22}$	$3,877 \cdot 10^5$	4,46	[48]
$2,706 \cdot 10^{-18}$	$4,212 \cdot 10^5$	4,06	[47, 48]

Ein häufig benutztes Kriechgesetz in Form einer Zustandsgleichung stammt von BAILEY und NORTON:

$$\varepsilon_{\text{creep}} = A(T)\sigma^m t^n \quad (3.3)$$

Diese Formulierung mit Zeitverfestigung kann man durch Ableiten und Auflösen nach der Zeit, Wiedereinsetzen und Umbenennen der Variablen in eine Formulierung mit Dehnungsverfestigung umwandeln:

$$\dot{\varepsilon}_{\text{creep}} = A(T)\sigma^m \varepsilon^n \quad (3.4)$$

Für konstante Dehnrates ($n = 0$) erhält man ein so genanntes „sekundäres Kriechgesetz“, das nur den Bereich des sekundären Kriechens abbilden kann. Der temperaturabhängige Term wird dabei häufig in der ARRHENIUS-Form

$$A(T) = A_0 \exp\left(\frac{-Q_a}{R_g T}\right) \quad (3.5)$$

angesetzt.

Eine Reihe von sekundären Kriechgesetzen wurde in dieser Arbeit für die Simulation von Strangreduktion eingesetzt, unter anderen die nach PALMAERS [40] und SUZUKI [47]. Die dazugehörigen Koeffizienten lassen sich Tabelle 3.2 entnehmen.

→ Tab. 3.2

Das verwendete FEM-Paket erfordert, dass der Term $A(T)$ entweder stückweise linear verläuft oder einer Potenzfunktion genügt. Deshalb musste das Kriechgesetz vor dem Einbau in das Modell an diese Form angepasst werden, $A(T)$ wurde mit einem Polygonzug mit 200 Stützstellen angenähert, während der Spannungsexponent direkt eingegeben wurde.

Die Simulationen mit diesen sekundären Kriechgesetzen (die eine zeitlich konstante Kriechrate annehmen) waren nicht erfolgreich. Wegen massiver Konvergenzprobleme musste die Zeitschrittweite oft stark reduziert werden. Dadurch stieg die nötige Inkrementzahl derart an, dass die Rechenzeiten nicht

mehr akzeptabel waren. In den Fällen, in denen die Berechnungen konvergierten, zeigte sich ein zu steifes Materialverhalten, das in unrealistisch hohen Rollenkräften und zu kleinen Ausbauchungen resultierte.

Daher wurde versucht, ein so genanntes „primäres Kriechgesetz“ ($n \neq 0$) zu verwenden, das eine von der Dehnung abhängige Kriechrate aufweist und somit in der Lage ist, den Bereich primären Kriechens korrekt abzubilden. Einfache Potenzfunktionen der Form ε^n können den Bereich sekundären Kriechens mit konstanter Kriechrate nur näherungsweise abbilden, der Krümmungswechsel der Kriechkurve im Bereich tertiären Kriechens wird nicht erfasst.

Das Kriechgesetz nach HARSTE [24] ist an verschiedene Kohlenstoffgehalte anpassbar und benutzt $n = -0,7762$. Der dehnungsabhängige Term ε^n wird daher für $\varepsilon \rightarrow 0$ singulär, so dass in den Berechnungen bei kleinen Dehnungen numerische Instabilitäten auftreten. Aus diesem Grunde wurde auch der dehnungsabhängige Term in eine stückweise lineare Funktion überführt. Da die Kurve im Bereich kleiner Dehnungen sehr steil ist, wurden hier mehr Knotenpunkte benutzt. Für Dehnungen kleiner als 0,0001 und größer als 0,2 wurde die Kriechrate als konstant angenommen.

Das Kriechgesetz nach HARSTE benutzt im Gegensatz zu Gleichung (3.4) einen Ansatz der Form

$$\dot{\varepsilon}_{\text{creep}} = A(T)\sigma^m\varepsilon^n \sinh\left(c\frac{\sigma}{T}\right). \quad (3.6)$$

Da das verwendete FEM-Paket keine solchen hyperbolischen Koppelterme erlaubt, wurde dieser Ansatz mit Hilfe einer logarithmischen Regression über einen geeigneten Bereich von Temperaturen und Spannungen in die übliche, entkoppelte Form aus Gleichung (3.4) mit einem temperaturabhängigen Term $A(T)$ und einer Potenzfunktion für die Spannung überführt.

Mit der erhaltenen Implementierung des primären Kriechgesetzes wurden eindimensionale FEM-Berechnungen mit einem Stabelement bei konstanter Spannung und Temperatur durchgeführt. Da sich in diesem Fall die entsprechende Differenzialgleichung exakt lösen lässt, wurden diese Tests mit den analytischen Lösungen verglichen. Die Übereinstimmung war für den von HARSTE in [24] angegebenen Gültigkeitsbereich des Kriechgesetzes (Spannungen von 1 MPa bis 50 MPa und Temperaturen von 1100 K bis 1700 K) wie erwartet sehr gut. Der Kohlenstoffgehalt lag dabei zwischen 0,05 % und 0,9 %. Für Dehnungen außerhalb des Intervalles [0,0001; 0,2] waren die Resultate unbefriedigend. Dies lässt sich durch die oben beschriebene Anpassung der Funktion für die Dehnungsabhängigkeit erklären und ist für die Anwendung ohne Bedeutung: Dehnungen jenseits von 20 % hätten in diesen Temperaturbereichen längst zu Materialversagen geführt. Dehnungen

unterhalb von 0,01 % liegen bei einem komplexen Modell im Rahmen der üblichen Fehlertoleranzen. Sie werden daher in der Praxis vernachlässigt.

Bei den anschließenden FEM-Berechnungen zur Strangreduktion zeigte sich, dass auch dieses primäre Kriechgesetz die Ausbauchungsdehnungen und -verformungen zu klein, die Rollenkräfte dagegen zu groß wiedergibt. Das Materialverhalten wird also noch „zu steif“ abgebildet. Als Ursache hierfür ist denkbar, dass sich der Stahl in Wirklichkeit in einem weicheren Zustand befindet, z. B. durch Erholungsphänomene oder dynamische Rekristallisation. Solche Effekte können bei typischen Verweildauern des Materials in Stranggießanlagen durchaus eine Rolle spielen. Mit den verwendeten konstitutiven Gleichungen, bei denen die Verfestigung immer weiter fortschreitet, können diese Phänomene aber nicht abgebildet werden. Abschätzungen für den Zeitpunkt, bei dem die dynamische Rekristallisation einsetzt, existieren zwar, z. B. von SUZUKI [47], eignen sich aber nicht für zyklische Wechselbelastungen, wie sie beim Stranggießen durch die Ausbauchungen entstehen. Wegen der schwierigen experimentellen Bedingungen im Strang ist es kaum möglich, den tatsächlichen Verfestigungszustand des Materials zu bestimmen.

Deshalb wurden weitere, vorhandene viskoelastische Stoffgesetze getestet und die berechneten Ausbauchungen mit empirischen Ergebnissen verglichen. Gute Erfahrungen wurden dabei mit so genannten „quasi-sekundären“ Kriechgesetzen gemacht (nach MIYAZAWA und SCHWERDTFEGER in [35]), die auch von HAARDT erfolgreich getestet wurden [21]. Diese wurden als die derzeit am besten geeigneten Materialgesetze angesehen und daher auch in den abschließenden Simulationsberechnungen benutzt, deren Ergebnisse in dieser Arbeit präsentiert werden.

Ein quasi-sekundäres Kriechgesetz entsteht, indem man ein primäres Kriechgesetz in der Form aus Gleichung (3.3) auf Seite 24 nach der Zeit ableitet und dann t durch ein konstantes, „durchschnittliches oder für den betrachteten Prozess charakteristisches“ Zeitintervall ersetzt. Formal wird auf diese Weise das primäre Kriechgesetz in ein sekundäres umgewandelt, allerdings mit einem durch das charakteristische Zeitintervall bestimmten Verfestigungszustand, der in einem Materialverhalten resultiert, das weicher als bei sekundären Kriechgesetzen ist. Als charakteristisches Zeitintervall wurde $t = \Delta s / 2v_c$ verwendet. Dies entspricht der Zeit, die ein Materialpunkt für das Durchlaufen einer halben Rollenteilung benötigt.

Die Rollenteilung, die Gießgeschwindigkeit und die Legierungsanteile wurden vor der eigentlichen FEM-Berechnung von einem FORTRAN-Programm aus der Steuerdatei gelesen. Analog zum primären Kriechgesetz wurde eine logarithmische Regression durchgeführt, und die errechneten Datenzeilen für die Definition des Kriechgesetzes wurden in eine separate Datei geschrieben, die später von einem Skript an der passenden Stelle der Eingabedatei für das FEM-Paket eingefügt wurde.

3.3 Rand- und Anfangsbedingungen

3.3.1 Symmetrie

Da, wie in Abschnitt 3.1.1 auf Seite 18 und Abschnitt 3.1.2 auf Seite 20 beschrieben, nur ein Viertel der Anlage modelliert werden muss, werden die Knoten auf den sich ergebenden Symmetrieebenen mit entsprechenden Randbedingungen versehen. Wegen der Modellierung des Schalenwachstums und des flüssigen Kernes ist dies aber nicht für die Symmetrieebene parallel zur Breitseite des Stranges möglich, siehe Abschnitt 3.3.4 auf Seite 29.

3.3.2 Eigengewicht

Die Gewichtskraft des Stranges, die in der Anlage die angetriebenen Rollen dabei unterstützt, die Bramme durch die Strangreduktionszone zu treiben, wird im Modell voll berücksichtigt, indem eine Volumenlast auf die Elemente des Modellstranges aufgebracht wird. Die Dichte des Materials wurde mit 7600 kg/m^3 , die Erdbeschleunigung mit $9,81 \text{ m/s}^2$ angesetzt.

3.3.3 Rollenlagerung

Für die Brammenanlagen der Dillinger Hüttenwerke lassen sich die Randbedingungen sehr einfach beschreiben, siehe Abbildung 3.3a auf der nächsten Seite. Die Knoten, die nicht direkt mit der Bramme in Kontakt sind, werden in allen Koordinatenrichtungen fest eingespannt.

→ Abb. 3.3a

Die Vorblockanlage von British Steel Scunthorpe hat keine Distanzstücke innerhalb der Strangreduktionszone. Die Rollen werden nicht vor einen festen Anschlag gedrückt, sondern können frei dem Druck folgen, der durch die Hydraulikzylinder aufgebracht wird. Im Rahmen dieser Arbeit wurden einige Versuche unternommen, das Modell auf eine Weise zu erweitern, die Rollen mit hydraulischem Druck an Stelle der starr gelagerten Rollen zulässt.

Für die Rollen wurden folglich nicht mehr Verschiebungsrandbedingungen in Strangdickenrichtung vorgesehen, vielmehr wurden sie mit Federn geringer Steifigkeit verbunden, deren Endpunkte fest eingespannt wurden. Eine dem Druck des Hydraulikzylinders entsprechende Kraft wurde an den Knoten der „Rollenachse“ aufgebracht, siehe Abbildung 3.3b. Dadurch wird die Bewegung der Rolle in Strangdickenrichtung nur durch den Strang selbst begrenzt.

→ Abb. 3.3b

Es ist wichtig, dass die Zylinderkraft nicht aufgebracht wird, bevor der Modellstrang die jeweilige Rolle erreicht hat. Nachdem der Modellstrang die Rolle passiert hat, wird die Zylinderkraft wieder auf Null gesetzt. Andernfalls bekäme die nur durch eine schwache Feder gehaltene Rolle plötzlich sehr

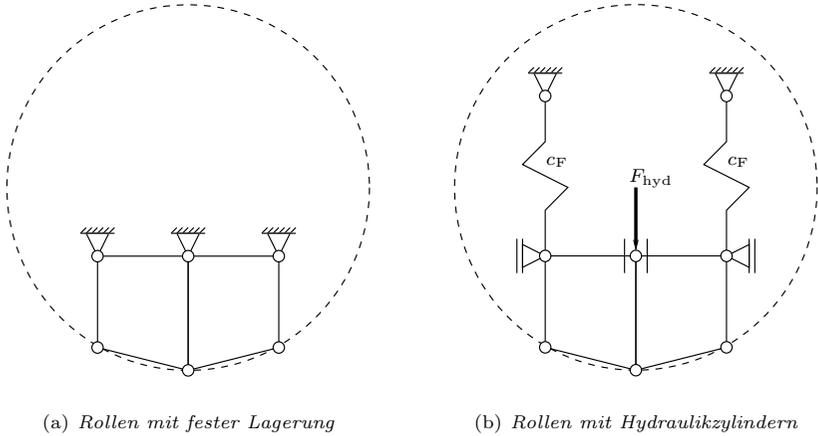


Abbildung 3.3: Modellierung der Rollenlagerung

große Verschiebungen, was bei einer statischen Berechnung zu Konvergenzproblemen führen kann.

Während der Simulationen zeigte sich, dass die Modellierung der Rollenlagerung mit Hydraulikzylindern keine befriedigenden Ergebnisse lieferte. Insbesondere das Einschalten der Rollenkraft gleichzeitig mit dem Einfädeln des Stranges war problematisch, so dass die Berechnungen an dieser Stelle nicht konvergierten. Diese Art der Rollenlagerung (mit einer EULERSchen Betrachtungsweise des stationären Zustands sehr einfach zu modellieren) wurde daher verworfen und die weiteren FEM-Berechnungen für die Vorblockanlage von British Steel Scunthorpe wurden mit fest eingespannten Rollen wie oben bei den Anlagen der Dillinger Hüttenwerke durchgeführt. Die realen Positionen und damit die Strangreduktionsraten der frei dem hydraulischen Druck folgenden Rollen wurden hierzu den Messungen der Strangreduktion von British Steel Scunthorpe entnommen.

Eine Modellierung ähnlich zu der mit Rollen unter hydraulischem Druck ließe sich auch für die Anlagen der Dillinger Hüttenwerke anwenden: Mit Kopplung der Rollen eines Segmentes durch Nebenbedingungen aneinander und entsprechenden Feder-/Drehfedersteifigkeiten wäre es denkbar, auch die Segmentsteifigkeiten der Anlagen zu modellieren. Versuche hierzu wurden allerdings auf Grund der Misserfolge bei der Simulation der Anlage von British Steel Scunthorpe nicht unternommen.

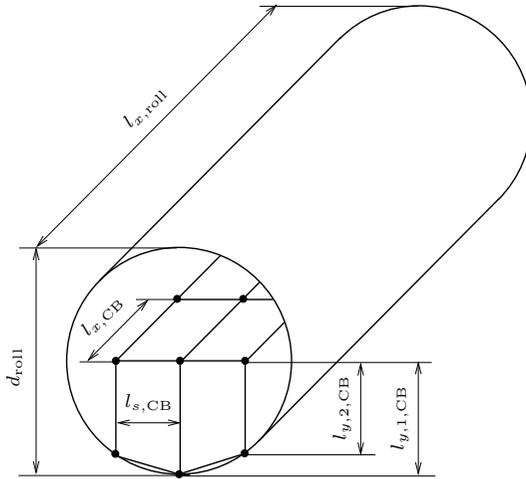


Abbildung 3.4: Modellierung der Rollen

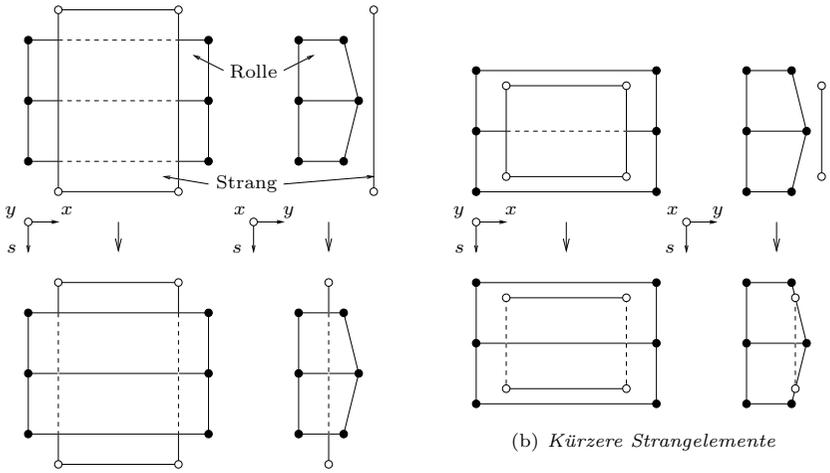
3.3.4 Rollenkontakt

In den FEM-Berechnungen werden alle Strangführungsrollen durch verformbare Kontaktkörper repräsentiert. Der verwendete Elementtyp ist derselbe wie beim Modellstrang, siehe Abschnitt 3.1.3 auf Seite 21. Die Rollen drehen sich nicht, der Kontakt zwischen Rollen und Strang wird als reibungsfrei angenommen. Da die Spannungen in der Rolle im Rahmen dieser Arbeit nicht betrachtet werden und eine Modellierung der Rollen als diskreter Starrkörper mit dem verwendeten FEM-Paket nicht möglich ist, werden pro Rolle nur zwei Elemente in Ausziehrichtung benutzt. Dadurch bleibt der Rechenaufwand der Simulationen vertretbar, die Kontur der Rolle wird aber genauer abgebildet als bei einfachem Kontakt von Knoten zu Knoten mit Spaltelementen. Wie in Abschnitt 3.1.2 auf Seite 20 und in [11] beschrieben, wird nur der Teil der Rollen modelliert, der mit dem Strang in Kontakt treten kann. Die entsprechenden drei Knoten werden daher auf einem Kreisbogen vom Radius der Rolle platziert, siehe Abbildung 3.4. Somit gilt:

→ Abb. 3.4

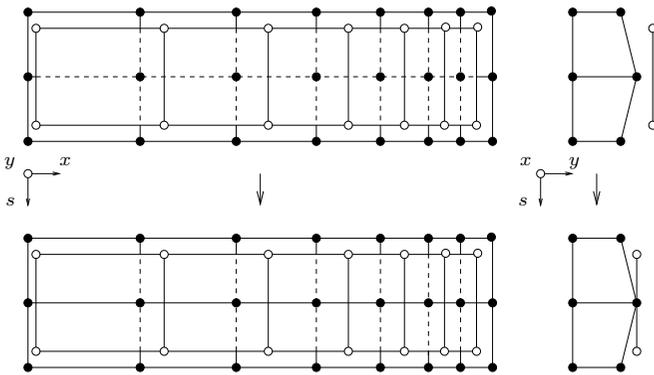
$$l_{y,2,CB} = l_{y,1,CB} - \left(\frac{d_{roll}}{2} - \sqrt{\frac{d_{roll}^2}{4} - l_{s,CB}^2} \right) \quad (3.7)$$

Da von dem FEM-Paket Kontaktbedingungen nur an den Knoten, aber nicht an den Kanten des Netzes geprüft werden, können sehr leicht unerwünschte Durchdringungen auftreten. Diese hängen stark von der



(a) Längere Strangelemente

(b) Kürzere Strangelemente



(c) „Richtige“ Modellierung

Abbildung 3.5: Vermeidung von Durchdringungen bei Kontaktkörpern

gewählten Diskretisierung ab und führen zu verfälschten Ergebnissen. Dies lässt sich nicht vermeiden. Da zu hohe Werte aber nicht hinnehmbar sind, müssen die Abmessungen der Kontaktkörper und der Elemente geschickt gewählt werden. Abbildung 3.5a auf der vorherigen Seite zeigt große Durchdringungen als Folge von Strangelementen, die in Ausziehrichtung zu lang sind. Abbildung 3.5b zeigt eine bessere Konfiguration mit in Ausziehrichtung kürzeren Strangelementen. Aus dieser Skizze kann man folgende Beziehung ablesen:

→ Abb. 3.5a

→ Abb. 3.5b

$$\frac{1}{2}l_{s,\text{strand}} < l_{s,\text{CB}} \quad (3.8)$$

Die Durchdringung wird durch diese Maßnahme deutlich verringert und errechnet sich zu

$$\delta_{\text{CB}} = \frac{l_{y,1,\text{CB}} - l_{y,2,\text{CB}}}{l_{s,\text{CB}}} \frac{l_{s,\text{strand}}}{2}. \quad (3.9)$$

Für einen typischen Fall mit $l_{s,\text{strand}} = 32 \text{ mm}$, $l_{s,\text{CB}} = 24 \text{ mm}$, $l_{y,1,\text{CB}} = 24 \text{ mm}$ (für ein günstiges Seitenverhältnis der Rollenelemente) und $d_{\text{roll}} = 280 \text{ mm}$ erhält man $l_{y,2,\text{CB}} = 21,93 \text{ mm}$ und $\delta_{\text{CB}} = 1,38 \text{ mm}$. Im Vergleich zu üblichen Ausbauchungen von etwa 1 mm ist dies aber noch zu viel, so dass weitere Verbesserungen durchgeführt werden mussten.

Bei Unterteilung der Rollen in mehrere Elemente in Achsenrichtung (etwa 7) erhält man die Konfiguration aus Abbildung 3.5c. Aus der Skizze lässt sich für die Breite der Elemente, die den Kontaktkörper bilden, die Beziehung

→ Abb. 3.5c

$$l_{x,\text{CB}} < l_{x,\text{strand}} \quad (3.10)$$

ablesen. Mit einer solchen Diskretisierung können große Durchdringungen nur dann auftreten, wenn die Verformung des Stranges große Drehungen um die Rollennachse oder die Ausziehrichtung ausweist. Dies trat in den Simulationen nicht auf, so dass Durchdringungen keine nennenswerte Rolle mehr spielten.

Ein völlig anderer Ansatz ist, statt der diskretisierten und verformbaren Elemente analytisch definierte Starrkörper für die Rollen einzusetzen [11]. Da solche analytischen Starrkörper keine Knoten besitzen, werden nur die Knoten des Stranges einseitig darauf geprüft, ob sie die Zylindermantelfläche der Rolle durchdringen. Eine solche so genannte „reine Master-/Slave-Formulierung“ des Kontaktes kann deshalb ein Eindringen der Rolle zwischen zwei Knoten des Modellstranges nicht verhindern. Entsprechend waren die Ergebnisse bei der normalen Diskretisierung des Stranges und Verwendung von analytischen Starrkörpern für die Rollen nur geringfügig besser als die mit der in Abbildung 3.5b gezeigten Konfiguration. Um mit dieser Methode

eine maximale Durchdringung von 0,1 mm zu erreichen, hätte für den Modellstrang eine Elementlänge in Ausziehrichtung von maximal 5,3 mm verwendet werden müssen. Dies hätte ungefähr zu einer Versechsfachung der Elementanzahl geführt und entsprechend inakzeptable Rechenzeiten zur Folge (Faktor 36). Deshalb wurde der Ansatz mit analytischen Starrkörpern für die Rollen verworfen.

Die den Rollen abgewandte Seite des Modellstranges liegt in der Mitte des realen Stranges und ist eine Symmetrieebene. Deshalb befindet sich dort eine zu einem analytischen Starrkörper deklarierte Ebene, welche die Kontaktbedingung zwischen den beiden Strangschalen abbildet. Auf diese Weise können Knoten des Modellstranges die Symmetrieebene nicht durchdringen, dürfen sich wohl aber von der Ebene lösen, etwa, wenn man beide Strangschalen nach außen zieht. Dies ist für die Simulation des Schalenwachstums und der Ausbauchungen des Modellstranges erforderlich. Mit Symmetrierandbedingungen alleine lassen sich diese Effekte nicht abbilden.

Bei der Positionierung des analytischen Starrkörpers muss ein Durchschlagen der Knoten des flüssigen Kernes verhindert werden. Außerdem darf es nicht zu einem Konflikt zwischen den Kontaktnebenbedingungen und den Randbedingungen der Knoten kommen, die auf der Symmetrieebene des durchgestarrten Teiles des Modellstranges liegen, siehe Abschnitt 3.4.2 auf Seite 35. Der Starrkörper bewegt sich während der Simulation nicht, sondern wird von der Länge her so dimensioniert, dass er den gesamten, vom Modellstrang durchlaufenden Bereich der Anlage abdeckt. Um die Lage und Größe des Starrkörpers korrekt zu bestimmen, werden vor der eigentlichen FEM-Berechnung die dazu erforderlichen Parameter aus der Steuerdatei gelesen. Die Definition des Starrkörpers wird dann in eine eigene Datei geschrieben, die später von einem Skript an der entsprechenden Stelle der Eingabedatei für das FEM-Paket eingefügt wird.

Bei den Simulationsberechnungen traten durch die numerische Diskretisierung des Kontaktes starke Oszillationen bei den Auszieh- und Rollenkräften auf. Durch geeignete Einstellung der Optionen des FEM-Paketes konnte dies deutlich gemildert werden: Einerseits wurde die zum Öffnen des Kontaktes notwendige Kraft angepasst, andererseits die Kontakttoleranz verschärft. Außerdem konnte durch diese Maßnahmen die Konvergenz verbessert und die Rechenzeit gesenkt werden. Es ist darauf zu achten, dass Knoten, die bereits Verschiebungsrandbedingungen haben, nicht auf Kontakt geprüft werden. Weil die Kontaktbedingung über Nebenbedingungen erzwungen wird, hätte dies ein überbestimmtes Gleichungssystem zur Folge. Typische Symptome dafür wären numerische Singularitäten, Null-Pivots oder schlechte Konvergenz. Der Einfachheit halber wurden zusätzlich alle Rollen intern zu einem

Kontaktkörper zusammengefasst. Als Gleichungslöser wurde ein direktes Verfahren für symmetrische und positiv-definite Matrizen benutzt. Bei Kontaktproblemen kann sich die Struktur der Systemmatrix während der Berechnung stark verändern, was eine Optimierung der Bandbreite erforderlich macht. Dazu wurde der Algorithmus von CUTHILL und MCKEE eingesetzt.

3.4 Lastgeschichte

Die gesamte Lastgeschichte der FEM-Berechnung wird vor der eigentlichen Berechnung von einem Skript erzeugt und an der entsprechenden Stelle der Eingabedatei für das FEM-Paket eingefügt.

Falls die Berechnung wegen Konvergenzproblemen abbricht, ist ein Neustart im abgebrochenen Inkrement oder kurz davor möglich. Die Ergebnisse des letzten konvergierten Inkrementes sind in solchen Fällen oft unbrauchbar, daher wurde sicher gestellt, dass mehrere Startpunkte für die Wiederaufnahme der Berechnung mit einer kleineren Zeitschrittweite zur Verfügung standen. Dies war allerdings selten nötig, da eine automatische Zeitschrittweitensteuerung benutzt wurde, die normalerweise schwierige Stellen der Simulation überwand. Die Zeitschrittweite für das nächste Inkrement wird abhängig von der Anzahl der Iterationen bestimmt, die das NEWTON-Verfahren für das letzte Inkrement benötigt hat: Waren sehr wenige Iterationen erforderlich, wird die Zeitschrittweite erhöht. Wurden sehr viele Iterationen benötigt, wird die Inkrementgröße verringert. Ansonsten wird die Zeitschrittweite beibehalten.

3.4.1 Temperaturfeld

Da der Modellstrang gemäß der LAGRANGESchen Betrachtungsweise durch die Gießanlage geführt wird, dürfen die Stranglelemente keine konstante Temperatur aufweisen, im Gegensatz zu einer EULERSchen Betrachtungsweise mit raumfestem Netz, durch welches das Material fließt. Vielmehr muss das Temperaturfeld des Modellstranges als Funktion der Ausziellänge in regelmäßigen Abständen neu berechnet und den Integrationspunkten der Elemente zugewiesen werden. Auf diese Weise wird die Abkühlung des Stranges in der Anlage genau genug berücksichtigt. In den FEM-Berechnungen erfolgt die Berechnung und Aktualisierung des Temperaturfeldes mit Hilfe einer in FORTRAN geschriebenen Benutzerunterroutine in Abständen von 10 s der simulierten Zeit. Dies ist ausreichend häufig, da sich im Bereich der Strangreduktion die Temperatur nicht mehr stark ändert. Innerhalb eines solchen Schrittes wird die Inkrementgröße automatisch vom FEM-Paket gewählt.

Für die Abschätzung der Schalendicke δ_s hat sich das \sqrt{t} -Gesetz bewährt:

$$\frac{\delta_s}{\text{mm}} = \frac{K}{\text{mm}/\sqrt{\text{min}}} \frac{\sqrt{t}}{\sqrt{\text{min}}} \quad (3.11)$$

Es gibt auch andere Näherungsformeln oder die Möglichkeit, thermische FEM-Berechnungen durchzuführen. Die Zuverlässigkeit darauf basierender mechanischer FEM-Berechnungen wird dadurch aber nicht signifikant erhöht: Für genauere thermische Berechnungen (etwa wie von STEINERT in [45] beschrieben) ist eine sehr hohe Netzdichte erforderlich. Eine solche Netzdichte würde bei einer dreidimensionalen mechanischen Berechnung zu unverträglich hohen Rechenzeiten führen. Daher müssten die Ergebnisse der hochauflösenden thermischen Berechnung auf ein vergleichsweise grobes Gitter der mechanischen Berechnung interpoliert werden, so dass der Bearbeitungsaufwand hoch, der Genauigkeitsgewinn dagegen gering wäre.

Nach Berechnung der Schalendicke in Abhängigkeit vom Abstand zum Meniskus aus dem \sqrt{t} -Gesetz (der K -Faktor wurde dabei aus Angaben von British Steel Scunthorpe und den Dillinger Hüttenwerken über das Sumpfende zurückgerechnet; siehe Tabelle 4.1 auf Seite 42, Tabelle 4.3 auf Seite 69 und Tabelle 5.1 auf Seite 78) wird Elementen, deren Integrationspunkt noch im flüssigen Kern liegt, die Solidustemperatur zugewiesen. Diese wird aus einer Gleichung in Abhängigkeit von den Kohlenstoff-, Mangan- und Siliziumgehalten des vergossenen Stahles berechnet [28, 30]:

$$\begin{aligned} \frac{T_{\text{sol}}}{\text{K}} &= 1805 - 562X_{\text{Mn}} \\ &\quad - 15565X_{\text{C}} - 238100X_{\text{C}}^2 \\ &\quad - 2112X_{\text{Si}} - 8000X_{\text{Si}}^2 + 36600X_{\text{Si}}^3 \end{aligned} \quad (3.12)$$

Die Zusammensetzung des Materials wurde Daten von British Steel Scunthorpe und den Dillinger Hüttenwerken entnommen.

Die Oberflächentemperatur des Stranges wurde abhängig vom Abstand zum Meniskus mit einer stückweise linearen Funktion modelliert. Im Vergleich zu hochauflösenden thermischen Berechnungen ist die Diskretisierung des Modelles grob. Feinheiten wie metallische Wärmeleitung im Rollenkontakt, Spritz- oder Stauwasser konnten daher nicht berücksichtigt werden. Deshalb wurden für die stückweise lineare Funktion nur etwa 10 Stützstellen verwendet. Für die Strangreduktionszone, in der die Temperatur (abgesehen vom metallischen Rollenkontakt) meist nicht mehr stark schwankt, ist dies ausreichend genau. Die experimentellen Daten stammten erneut von den Dillinger Hüttenwerken und British Steel Scunthorpe.

Das vollständige Temperaturfeld in der Strangschale wurde durch lineare

Interpolation zwischen der Soliduslinie und der Oberflächentemperatur ermittelt. Diese Temperaturdaten wurden anschließend zur Bestimmung der Materialeigenschaften benutzt, siehe Abschnitt 3.2 auf Seite 22. Durch die grobe Diskretisierung und die Interpolation weisen auch die Elemente an der Strangoberfläche *nicht* die Temperatur der Strangoberfläche auf. Für die Berechnung des Temperaturfeldes ist vielmehr der weiter innen liegende und somit heißere Integrationspunkt maßgeblich. Je dicker die Elemente an der Strangoberfläche gewählt werden, desto stärker tritt dieser Diskretisierungseffekt auf.

3.4.2 Schalenwachstum

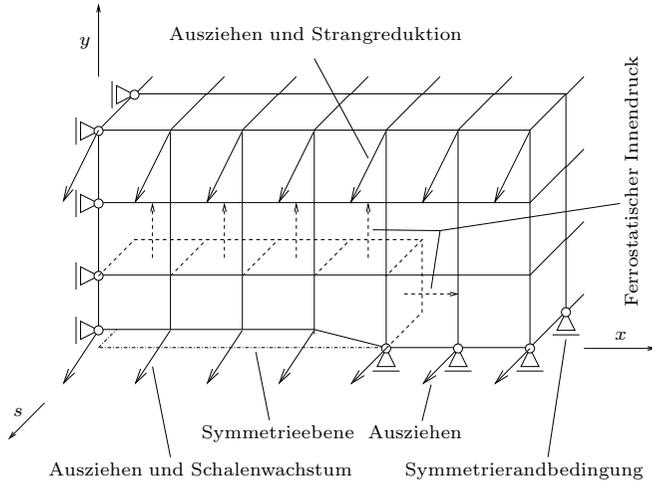
Bei Simulationsberechnungen, in denen die Strangreduktion berücksichtigt wird, ist das Zusammenwachsen der beiden Strangschalen ein wichtiger Effekt. Im Gegensatz zu Ausbauchungsberechnungen ist es nicht möglich, die Strangschale mit gleichmäßiger Dicke zu modellieren und auf diese Weise einen flüssigen Kern mit zeitlich konstanter Querschnittsgröße anzunehmen: In der Nähe des Sumpfes wäre die Schale des Modellstranges deutlich dünner als die wirkliche Schale. Trotz Strangreduktion träte kein Kontakt zwischen den beiden Strangschalen auf. Das Zusammenwachsen der beiden Strangschalen kann also nicht mit einem derartigen Hohlmodell abgebildet werden, weil der Einfluss der Durcherstarrung auf das mechanische Verhalten, insbesondere die Rollenkräfte, verloren ginge.

Oberhalb des Sumpfes erstreckt sich die Strangreduktion nur über die Schmalseiten, unterhalb des Sumpfes dagegen über den gesamten, vollständig durcherstarrten Strang. Bei einer Diskretisierung des vollen Strangquerschnittes mit Elementen würde diese Unstetigkeit des Zusammenwachsens ignoriert und der Modellstrang verhielte sich zu steif. Ein solches Modell ist also ebenfalls ungeeignet für die Simulation der Strangreduktion.

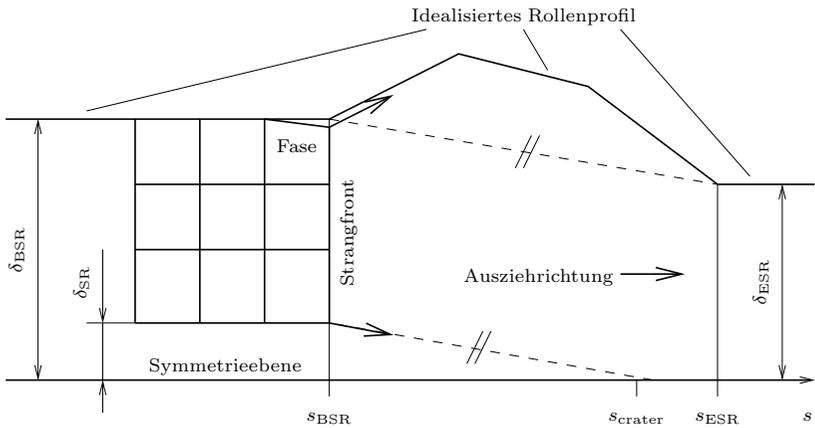
Das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Modell für das Schalenwachstum stellt einen Kompromiss zwischen den oben genannten Anforderungen dar, siehe Abbildung 3.6 auf der nächsten Seite. Die im flüssigen Kern liegenden Knoten der Oberfläche des Modellstranges werden mit einem geringen Abstand zur Symmetrieebene des Stranges platziert. Während der Berechnung werden diese Knoten mit Hilfe einer in FORTRAN geschriebenen Benutzerunterroutine durch Verschiebungsinckremente entsprechend der durchschnittlichen Strangreduktionsrate (siehe Abbildung 3.6b, gestrichelte Linien) allmählich auf die Symmetrieebene zu bewegt. Der Abstand errechnet sich aus

→ Abb. 3.6

$$\delta_{\text{SR}} = (s_{\text{crater}} - s_{\text{BSR}}) \frac{\frac{1}{2}(\delta_{\text{BSR}} - \delta_{\text{ESR}})}{s_{\text{ESR}} - s_{\text{BSR}}} \quad (3.13)$$



(a) Schalenwachstum, Ausziehen des Stranges und ferrostatischer Innendruck (Schrägansicht eines Modelles für konventionelle Strangreduktion)



(b) Schalenwachstum, Ausziehen des Stranges und Bestimmung des Abstandes zur Symmetrieebene (Seitenansicht eines Modelles für das IBSR-Verfahren)

Abbildung 3.6: Lastgeschichte

und ist derart bemessen, dass die Knoten die Symmetrieebene genau dann erreichen, wenn der Modellstrang das Sumpfende passiert. Da die Symmetrieebene in den Berechnungen als analytischer Starrkörper modelliert ist, wird eine Durchdringung der Symmetrieebene verhindert, zumal die Verschiebungsinkremente in der Benutzerunterroutine bei Erreichen des Sumpfendes auf Null gesetzt werden. Um das mechanische Verhalten nicht durch zu viele Randbedingungen einzuschränken, werden diese Verschiebungsinkremente nur am unteren Ende des Modellstranges, der so genannten „Strangfront“, aufgebracht. Sie können daher als Randeffekte angesehen werden.

Durch diese Modellierung und Wahl der Randbedingungen kann einerseits der plötzliche Kontakt zwischen den Strangschalen berücksichtigt werden (sehr wichtig bei der Untersuchung von Rollenkräften) und andererseits eine Schalendicke, die für den Strang kurz vor der Durcherstarrung realistisch ist, verwendet werden.

Da das Schalenwachstum in der Berechnung mit Verschiebungsinkrementen an der Strangfront simuliert wird, während der tatsächliche Zuwachs der Strangschale durch erstarrendes Material aus dem flüssigen Kern stammt, treten in den Simulationsberechnungen zusätzliche Dehnungen der Elemente der Strangfront auf, die es real nicht gibt. Aus diesem Grund muss der Spalt δ_{SR} klein gegen die Strangdicke sein. Im Modell beträgt die Spaltgröße maximal etwa 2 mm, so dass dies für eine typische Strangdicke von 300 mm gewährleistet ist. Es wird also annähernd der gesamte Strangquerschnitt mit finiten Elementen diskretisiert, so dass das Modell eher einem Vollmodell als einem Hohlmodell nahe kommt.

Eine über Abschnitt 3.4.1 auf Seite 33 und Abschnitt 3.4.4 auf der nächsten Seite hinaus gehende Modellierung des flüssigen Kernes, um z. B. strömungsmechanische Phänomene zu erfassen, wäre außerhalb des Rahmens dieser Arbeit gewesen.

3.4.3 Ausziehen des Stranges

Der Strang wird durch die Anlage geführt, indem allen Knoten der Strangfront Verschiebungsinkremente zugewiesen werden, die sich aus der Gießgeschwindigkeit und der Zeitschrittweite ergeben. Dies geschieht in den FEM-Berechnungen mit Hilfe einer in FORTRAN geschriebenen Benutzerunterroutine. Außerdem treibt das in der Berechnung berücksichtigte Eigengewicht des Stranges die Bramme durch die Strangreduktionszone.

Die auf der Breitseitenoberfläche liegenden Knoten der Strangfront werden zusätzlich entsprechend der Strangreduktionsrate verschoben (ebenfalls durch eine Benutzerunterroutine), um das Einfädeln des Modellstranges unter

die nächste Rolle zu erleichtern, siehe das idealisierte Rollenprofil in Abbildung 3.6a. Aus diesem Grunde besitzt der Modellstrang am unteren Ende auch eine Fase, siehe Abbildung 3.6b.

3.4.4 Ferrostatischer Innendruck

Das FEM-Modell berücksichtigt den ferrostatischen Innendruck des flüssigen Kernes auf die Breit- und die Schmalseite des Modellstranges, siehe Abbildung 3.6a. Als Folgelast modelliert, wirkt er bei großen Verformungen stets senkrecht zur Elementoberfläche.

Die Berücksichtigung des Druckes auf die Schmalseiten des Stranges im Modell hat die Simulationsergebnisse nicht wesentlich verändert. Dies deckt sich mit der Realität: Die Schalendicke ist in der Strangreduktionszone, also in der Nähe des Sumpfendes, schon ziemlich groß. Folglich ist die dem ferrostatischen Innendruck ausgesetzte Fläche klein. Außerdem ist die Schmalseite wegen der dort herrschenden niedrigen Temperaturen relativ steif.

Am oberen und unteren Ende des Modellstranges wird der ferrostatische Innendruck nicht mehr in voller Höhe aufgebracht, sondern bis auf Null skaliert. Die Länge dieser Bereiche mit abgesenktem Innendruck beträgt jeweils etwa eine halbe Rollenteilung. Auf diese Weise werden unrealistische Ausbauchungen der freien Enden des Modellstranges verhindert, die bei einem in Wirklichkeit kontinuierlichen Strang nicht auftreten. Erreicht der Modellstrang das Sumpfende, wird für die entsprechenden Elemente der Innendruck ganz abgeschaltet.

Die gesamte Berechnung des ferrostatischen Innendruckes erfolgt mit einer in FORTRAN geschriebenen Benutzerunterroutine. Sie berücksichtigt den Radius der Gießanlage und ist somit auch für Kreisbogenanlagen (wie die Vorblockanlage von British Steel Scunthorpe) geeignet.

3.5 Modellüberprüfung

Zur Überprüfung des Modelles zur Strangreduktion wurden einige in der Literatur dokumentierte experimentelle Befunde zur Ausbauchung bei Stranggießanlagen nachgerechnet [20, 31, 37, 46, 51]. In diesen Testläufen wurde das in Abschnitt 3.2.2 auf Seite 23 erläuterte quasi-sekundäre Kriechgesetz eingesetzt. Einen umfangreichen Überblick zu Ausbauchungsberechnungen gibt HAARDT in [21].

Durch Kriechphänomene erreicht die Ausbauchung ihr Maximum nicht bei der halben Rollenteilung, sondern weiter strangabwärts, etwa bei $2/3$ des Rollenabstandes. Die Ausbauchung verschwindet an den Rollen, während kurz dahinter oft die so genannte „negative Ausbauchung“ auftritt. Diese erreicht typischerweise etwa $1/3$ der Größe der eigentlichen Ausbauchung.

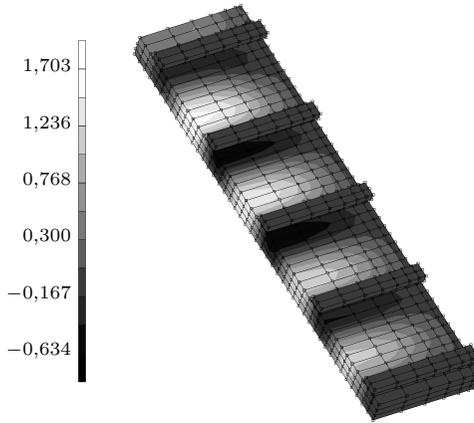


Abbildung 3.7: Verschiebung in Dickenrichtung (mm) für die Anlage in Dünkirchen

Stellvertretend für die zahlreichen Simulationen zeigt Abbildung 3.7 die Ausbauchungen für den Testfall Dünkirchen. Die Ergebnisse stimmen sehr gut mit den gemessenen Werten von 1,5 mm überein, siehe [13].

→ Abb. 3.7

In dieser Konturdarstellung wie in nahezu allen folgenden (Abweichungen werden erläutert) wird der Strang so dargestellt, dass man schräg auf die Breitseite und die Rollen der Losseite sieht. Links ist die x - y -Symmetrieebene und rechts die Schmalseite des Stranges. Die Koordinate s in Ausziehrichtung zeigt nach unten, wo die Stirnfläche des Modellstranges sichtbar ist. Die x - s -Symmetrieebene wird durch den Modellstrang verdeckt, der generell nur ein Viertel des realen Strangquerschnittes abbildet und oben (Richtung Meniskus) und unten (Richtung Schneidbrennanlage) abgeschnitten ist, siehe Abschnitt 3.1.1 auf Seite 18. Die weiter strangabwärts liegenden Rollen erscheinen durch den rechteckigen Bildausschnitt manchmal rechts abgeschnitten.

Kapitel 4

Gelobt sei, was hart macht!

FRIEDRICH NIETZSCHE

„Also sprach Zarathustra“

Konventionelle Strangreduktion

Dieses Kapitel präsentiert die Ergebnisse für konventionelle Strangreduktion. Berechnungen dazu wurden für die *Anlage Nr. 5 der Dillinger Hüttenwerke* (Abschnitt 4.1) und die *Anlage Nr. 3 der Dillinger Hüttenwerke* (Abschnitt 4.2 auf Seite 67) durchgeführt.

In den entsprechenden Abschnitten werden zuerst die für die Strangreduktion relevanten *Anlagenparameter* zusammengestellt (Abschnitt 4.1.1 auf der nächsten Seite und Abschnitt 4.2.1 auf Seite 67), danach die in den Simulationen benutzten *Temperaturfelder* präsentiert (Abschnitt 4.1.2 auf der nächsten Seite und Abschnitt 4.2.2 auf Seite 67) und schließlich die Ergebnisse für einen simulierten *Standardfall* im Detail erläutert (Abschnitt 4.1.3 auf Seite 46 und Abschnitt 4.2.3 auf Seite 67). Für Anlage Nr. 5 der Dillinger Hüttenwerke wurden darüber hinaus einige *Parametervariationen* durchgeführt, deren Resultate in Abschnitt 4.1.4 auf Seite 57 vorgestellt werden. Dabei wurden das Brammenformat, die Rollenanzahl und die Gießgeschwindigkeit variiert. Die untersuchten Ergebnisse der Simulationsberechnungen umfassen Verschiebungen, Dehnungen, Spannungen und Reaktionskräfte (Rollen- und Ausziehkräfte). Die Rollenkräfte wurden mit vorhandenen empirischen Befunden der Dillinger Hüttenwerke verglichen.

4.1 Anlage Nr. 5 der Dillinger Hüttenwerke

Bei der Anlage Nr. 5 der Dillinger Hüttenwerke handelt es sich um eine relativ neue Vertikalabbiegeanlage (Baujahr 1998), mit der große Brammenformate, z. B. 2200 mm × 300 mm, sehr langsam vergossen werden. Das Biegen und Richten des Stranges findet im durcherstarten Zustand statt.

Die Möglichkeiten der Strangreduktion wurden schon in der Anlagenplanung berücksichtigt. Die Anlage verfügt über eine so genannte „dynamische Strangreduktion“, d. h. die Segmente in der Nähe des Sumpfes können mit einer variablen Strangreduktionsrate angestellt werden. Diese kann auch während des Betriebes verändert werden kann, um beispielsweise an ein

Tabelle 4.1: Parameter für Anlage Nr. 5 der Dillinger Hüttenwerke

Parameter	Format (mm × mm)			Einheit
	1600 × 230	2200 × 300 (Standardfall)	2200 × 400	
Solidustemperatur	1737	1691	1684	K
Kohlenstoffgehalt	0,16	0,47	0,55	%
Mangangehalt	0,55	0,71	0,72	%
Siliziumgehalt	0,27	0,33	0,33	%
Gießgeschwindigkeit	0,7	0,49	0,3	m/min
Strangreduktionsrate	0,6	0,8	1,0	mm/m
Sumpfende	12,096	14,596	14,506	m
K-Faktor	27,66	27,54	28,69	mm/ $\sqrt{\text{min}}$

Sumpfende angepasst zu werden, das durch Gießgeschwindigkeitsschwankungen wandert. Die Segmentkräfte werden dabei fortwährend messtechnisch erfasst. Der Rollenabstand in den unteren Segmenten beträgt 320 mm.

4.1.1 Anlagenparameter

→ Tab. 4.1 In Tabelle 4.1 werden die für die Simulation der Strangreduktion relevanten Parameter für drei häufig vergossene Formate aufgelistet. Sie wurden von den Dillinger Hüttenwerken zur Verfügung gestellt. Weitere Details zu der Anlage finden sich bei HARSTE [23, 25].

4.1.2 Temperaturfeld

Die hochauflösenden Messergebnisse der Dillinger Hüttenwerke für die Temperaturfelder des Stranges zeigen starke Temperaturschwankungen zwischen den Rollen, die auf die unterschiedlichen Wärmeabfuhrmechanismen innerhalb einer Rollenteilung zurückzuführen sind. Sie wurden gemäß Abschnitt 3.4.1 auf Seite 33 im FEM-Modell vereinfacht mit einem Polygonzug angenähert, siehe Abbildung 4.1 auf der nächsten Seite, Abbildung 4.2 und Abbildung 4.3.

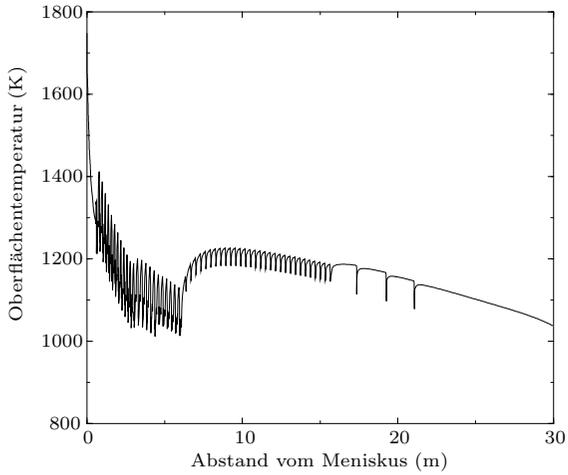
→ Abb. 4.1

→ Abb. 4.2

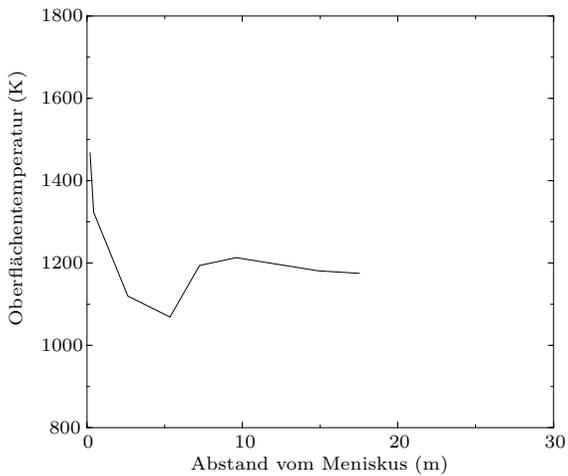
→ Abb. 4.3

→ Abb. 4.4

Abbildung 4.4 auf Seite 46 zeigt die Konturdarstellung des resultierenden Temperaturfeldes zu Beginn der Simulationsberechnung für den Standardfall von Anlage Nr. 5 der Dillinger Hüttenwerke. Die Bramme befindet sich unmittelbar vor der Strangreduktionszone und wird von der Symmetrieebene aus gesehen, so dass der flüssige Kern sichtbar ist. Die kühlere Strangschale mit

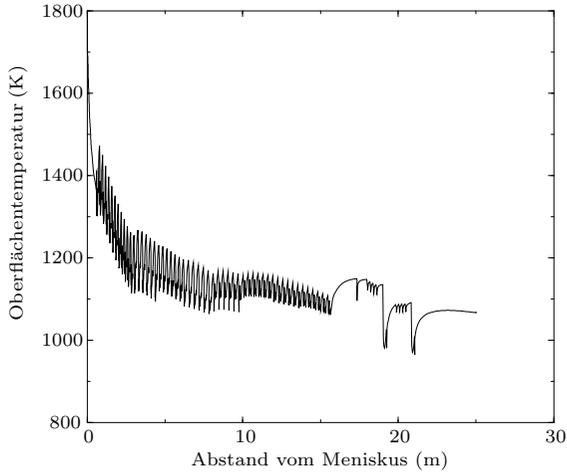


(a) Daten der Dillinger Hüttenwerke

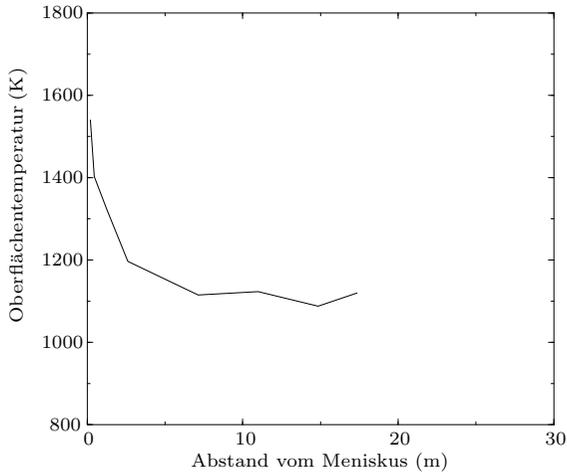


(b) Ausgleichskurve für FEM-Modell

Abbildung 4.1: Oberflächentemperatur für Anlage Nr. 5 der Dillinger Hüttenwerke, Standardfall

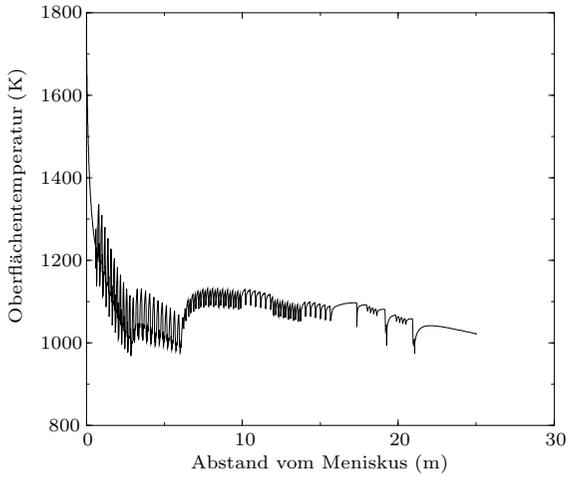


(a) Daten der Dillinger Hüttenwerke

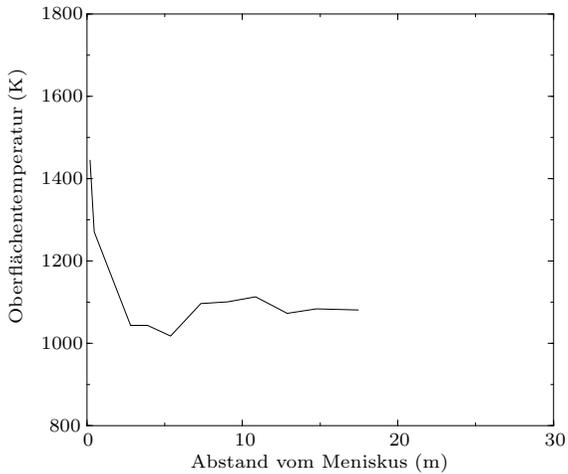


(b) Ausgleichskurve für FEM-Modell

Abbildung 4.2: Oberflächentemperatur für Anlage Nr. 5 der Dillinger Hüttenwerke, kleiner Querschnitt



(a) Daten der Dillinger Hüttenwerke



(b) Ausgleichskurve für FEM-Modell

Abbildung 4.3: Oberflächentemperatur für Anlage Nr. 5 der Dillinger Hüttenwerke, großer Querschnitt

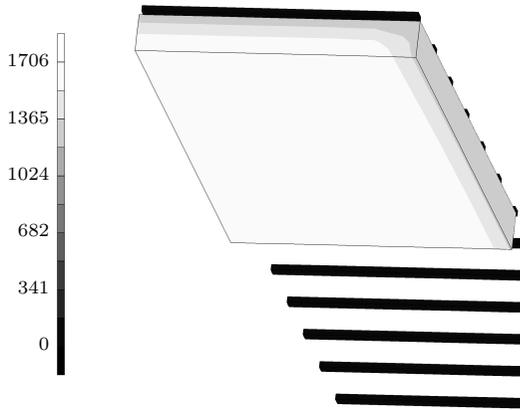


Abbildung 4.4: Temperatur (K) für Anlage Nr. 5 der Dillinger Hüttenwerke

ihren vergleichsweise kalten Kanten ist an den dunkleren Grautönen zu erkennen. Die Schmalseite liegt rechts, die Ausziehrichtung zeigt in dieser Darstellung nach oben. Die hier gezeigten Konturen benutzen allerdings interpolierte Knotentemperaturen, da die Größen am Integrationspunkt vom FEM-Paket nicht grafisch darstellbar sind. Das dargestellte Temperaturfeld weist daher auch über einzelne Elemente einen Temperaturverlauf auf, während in der Berechnung nur ein einziger Temperaturwert pro Element benutzt wird, der am Integrationspunkt in der Mitte des Elementes vorliegt.

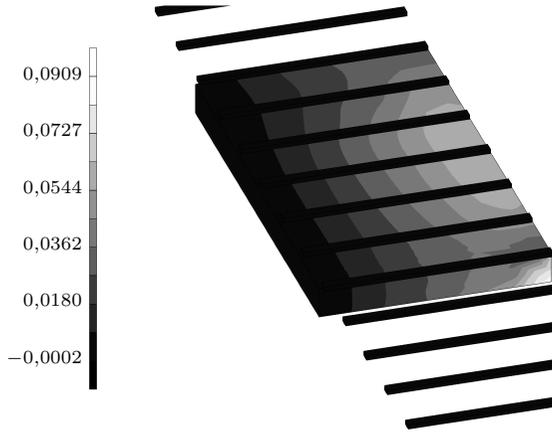
4.1.3 Standardfall

Das Vergießen des Formates $2200 \text{ mm} \times 300 \text{ mm}$ wird im Folgenden als „Standardfall“ betrachtet. Dies dient als Grundlage für die in Abschnitt 4.1.4 auf Seite 57 beschriebenen Parametervariationen. Die Anlage Nr. 5 der Dillinger Hüttenwerke wurde zu diesem Zweck ausgewählt, weil ihre dynamische Strangreduktionseinheit eine Vielzahl unterschiedlicher Betriebsbedingungen erlaubt.

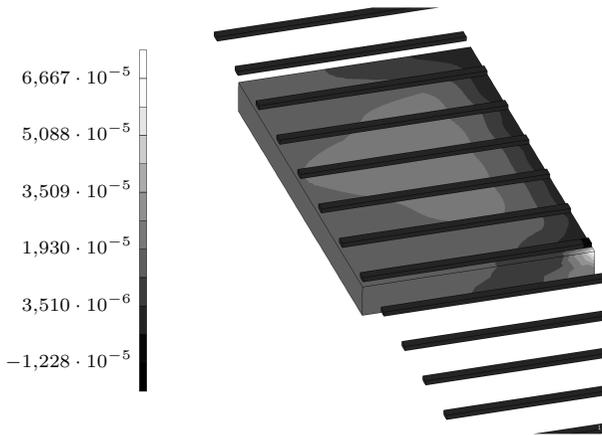
4.1.3.1 Verschiebungen

Die Verschiebung in Strangbreitenrichtung wird in Abbildung 4.5a auf der nächsten Seite gezeigt. Bis auf die Strangfront, welche die erste Rolle mit veringertem Maulweite passiert hat, befindet sich der Modellstrang noch oberhalb der Strangreduktionszone. Nahezu die gesamte Schmalseite wird durch

→ Abb. 4.5a



(a) *Verschiebung (mm)*



(b) *Dehnung*

Abbildung 4.5: *Breitenrichtung für Anlage Nr. 5 der Dillinger Hüttenwerke*

den ferrostatischen Innendruck gleichmäßig nach außen verschoben. Lediglich am oberen und unteren freien Ende des Modellstranges sind die Verschiebungen etwas kleiner, weil hier der Druck allmählich auf Null reduziert wird. Im oberen Abschnitt kann man die Ausbauchungen infolge des ferrostatischen Innendruckes beobachten. Da das unterste Ende des Modellstranges die Strangreduktionszone bereits erreicht hat, sind die Verschiebungen dort schon durch die sich verringernde Maulweite der Rollen geprägt. Auch hier können noch Ausbauchungen auftreten, sie werden aber bereits von der einsetzenden Strangreduktion überlagert. Der ferrostatische Innendruck auf die Schmalseiten und die resultierende Ausbauchung tragen dann nicht mehr viel zur Gesamtverschiebung in Breitenrichtung bei. Der Hauptanteil ist auf den Walzvorgang in Dickenrichtung zurückzuführen, der über die Querkontraktionszahl mit der Verschiebung in Breitenrichtung verknüpft ist. Für eine grobe Abschätzung der Verschiebung (Breitung) reicht demzufolge die Multiplikation der gesamten Strangreduktion mit der Querkontraktionszahl und dem Verhältnis von Breite zu Dicke des Stranges aus.

→ Abb. 4.6a

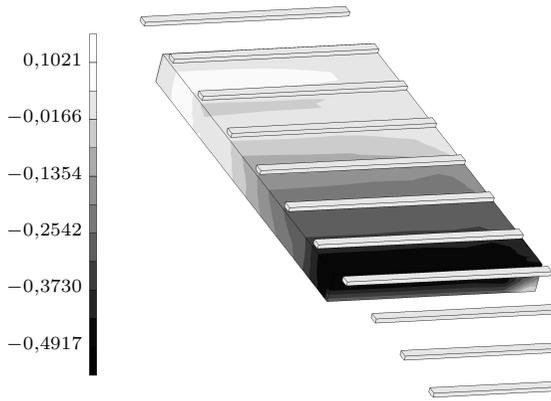
In Abbildung 4.6a auf der nächsten Seite werden die Verschiebungen in Strangdickenrichtung gezeigt. Der Modellstrang ist in Ausziehrichtung weitergewandert (siehe Abschnitt 3.4.3 auf Seite 37) und befindet sich schon zu gut einem Drittel in der Strangreduktionszone. Die Elemente oberhalb dieses Bereiches weisen nur sehr kleine Ausbauchungen von etwa 0,1 mm auf, eine Folge der kleinen Rollenteilung in dieser Anlage (320 mm). Die Elemente im unteren Bereich haben bereits etwa $\frac{2}{3}$ der Länge von Segment 6 passiert, des ersten Segmentes mit Strangreduktion. Ihre Knotenverschiebungen korrespondieren mit der Anstellung der Rollen und wachsen daher gleichmäßig bis auf $-0,5$ mm an.

→ Abb. 4.7

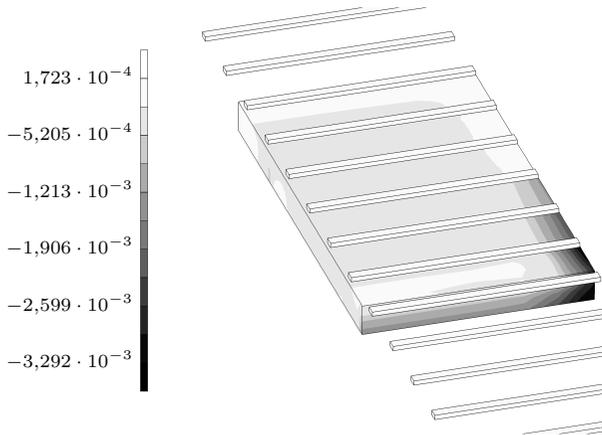
Abbildung 4.7 auf Seite 50 zeigt, dass die Verschiebung in Breitenrichtung in der Mitte der Schmalseite größer ist als an der Kante des Modellstranges. Dies ist eine Folge der Schmalseitenausbauchung und des Walzens durch die Strangreduktion. Der Effekt ist allerdings nur gering. Beide Verschiebungen sind vor der Strangreduktionszone klein (ausschließlich ferrostatische Anteile) und wachsen in der Strangreduktionszone stark an.

→ Abb. 4.8

Der Verlauf der Ausbauchung in Dickenrichtung für die Breitseite wird in Abbildung 4.8 auf Seite 50 gezeigt. Die durchgezogene Linie markiert die theoretischen Verschiebungen ohne Ausbauchung gemäß der Rollenordnung der Anlage. Die Linie mit Rauten zeigt die Verschiebung eines Knotens auf der Innenseite der Strangschale, während die Linie mit Kreuzen einen Knoten an der Brammenoberfläche repräsentiert. Der Oberflächenknoten folgt dem Strangreduktionsprofil ziemlich eng, nur kleine Ausbauchungen sind überlagert. Der Knoten auf der Innenseite der Strangschale erreicht das



(a) *Verschiebung (mm)*



(b) *Dehnung*

Abbildung 4.6: *Dickenrichtung für Anlage Nr. 5 der Dillinger Hüttenwerke*

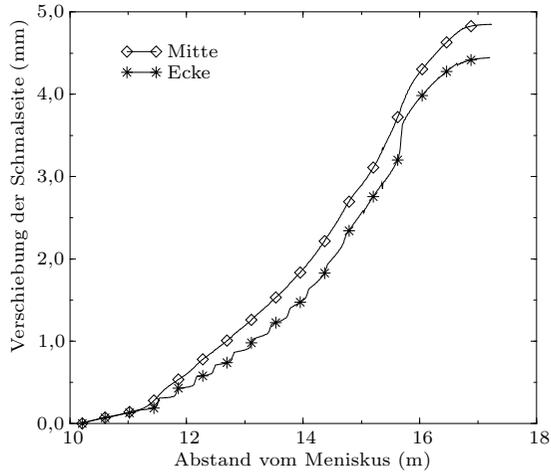


Abbildung 4.7: Verschiebung in Breitenrichtung für Anlage Nr. 5 der Dillinger Hüttenwerke, Schmalseite

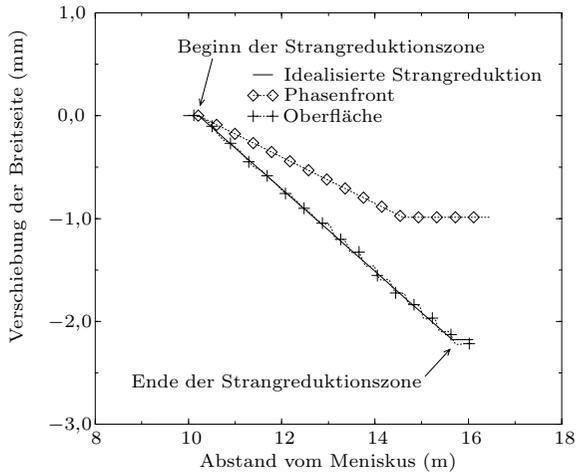


Abbildung 4.8: Verschiebung in Dickenrichtung für Anlage Nr. 5 der Dillinger Hüttenwerke, Breitseite

Sumpfbende bei etwa 14,6 m. Von hier an verhindert die Symmetrieebene weitere Verschiebungen durch die Strangreduktion, siehe dazu auch die Modellierung des Schalenwachstums in Abbildung 3.6b auf Seite 36. Da aber das Ende der Strangreduktionszone noch nicht erreicht worden ist, bewegt sich der Oberflächenknoten noch weiter in Richtung Brammenmitte, bis er bei 15,66 m die letzte Rolle von Segment 8 erreicht und somit das Ende der Strangreduktionszone passiert hat. Bei einer Strangreduktion von 2,15 mm und einer Querkontraktionszahl von 0,35 (aus Gleichung (3.2) auf Seite 22 für eine Oberflächentemperatur von 1200 K, siehe Abbildung 4.1b auf Seite 43) ergibt sich mit dem Seitenverhältnis des Querschnitts von 2200 mm zu 300 mm (Tabelle 4.1 auf Seite 42) für den Standardfall eine Breitung von 5,5 mm und somit eine befriedigende Übereinstimmung mit Abbildung 4.7.

4.1.3.2 Dehnungen

Die Situation für die Dehnungen in Strangbreitenrichtung (Abbildung 4.5b auf Seite 47) wird zu Beginn der Berechnung gezeigt, wenn der Modellstrang gerade eben die Strangreduktionszone erreicht hat. Die Schmalseite bewegt sich durch den ferrostatischen Innendruck nahezu als Starrkörper nach außen, so dass die Belastung weit gehend von den Elementen der Breitseite getragen wird, die dementsprechend leichte Zugdehnungen aufweisen. Die Elementschicht am unteren Ende der Bramme hat gerade die Strangreduktionszone erreicht, so dass die Elemente der Schmalseite in Strangdickenrichtung komprimiert werden. Über die Querkontraktionszahl ergibt sich aus dieser Dehnung eine kleine Zugdehnung in Strangbreitenrichtung. Wegen der oben erwähnten Druckreduzierung an den Enden des Modellstranges sind die Dehnungen nicht homogen über der Ausziehrichtung verteilt.

→ Abb. 4.5b

Abbildung 4.6b auf Seite 49 zeigt die Dehnungen in Strangdickenrichtung für einen Zeitpunkt der Simulation, bei dem schon gut ein Drittel des Modellstranges die Strangreduktionszone erreicht hat. Die Kompression der Schmalseiten und des flüssigen Kernes ist deutlich sichtbar. Die Breitseite selbst dagegen weist keine großen Dehnungen auf, da sie nur nach innen verschoben wird. Die Verformung durch die Strangreduktion wird in Dickenrichtung also größtenteils von den Schmalseiten getragen, die im weiteren Verlauf der Berechnung eine Dehnung von etwa $-1,5\%$ erreichen. Dies deckt sich mit den Ergebnissen aus [11].

→ Abb. 4.6b

4.1.3.3 Spannungen

Abbildung 4.9 auf der nächsten Seite zeigt die Spannungen in Strangdickenrichtung. Das untere Ende des Modellstranges hat gerade die erste Rollenteilung von Segment 6 passiert, so dass sich die Strangfront genau unter der

→ Abb. 4.9

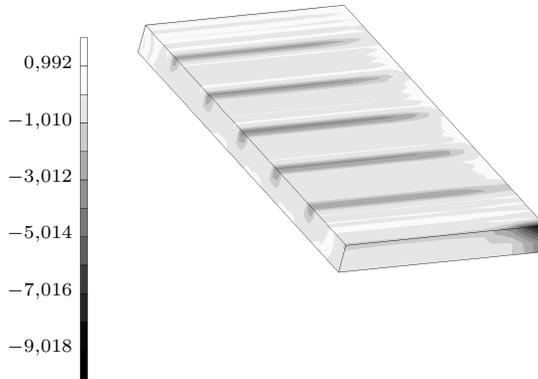


Abbildung 4.9: Spannung (MPa) in Dickenrichtung für Anlage Nr. 5 der Dillinger Hüttenwerke, ferrostatische Abdrücke

ersten Rolle mit verringerter Maulweite befindet. Die Rollen sind in der Darstellung weggelassen, um die Spannungen direkt unter den Rollen zu zeigen, die etwa 4 MPa betragen. Diese Spannungen sind *kein* Resultat der Strangreduktion, die erst weiter unten in der Anlage stattfindet, sondern eine Folge des ferrostatischen Innendruckes durch den flüssigen Kern und der Reaktionskräfte an den Rollen. Diese „ferrostatischen Abdrücke“ sind lange Rollenmarken von der Breitseitenmitte bis kurz vor die Schmalseite und erstrecken sich in Breitenrichtung nur so weit wie der flüssige Kern. Die Spannungen in der Schmalseite sind im oberen Teil des Modellstranges sehr klein, weil dort kein ferrostatischer Innendruck wirkt. Die Strangfront hat dagegen schon die erste Rolle mit verringerter Maulweite erreicht und ist der Strangreduktion ausgesetzt. Die Elemente der Schmalseite weisen dort folglich Druckspannungen in Dickenrichtung auf.

Weiter unten in der Gießanlage, wenn sich der Modellstrang fast völlig innerhalb der Strangreduktionszone befindet, treten die größten äquivalenten VON MISES-Spannungen in der Schmalseite von etwa 20 MPa erwartungsgemäß direkt unter den Rollen auf, also dort, wo die stärkste Komprimierung stattfindet, siehe Abbildung 4.10 auf der nächsten Seite, in der man auf die Schmalseite des Modellstranges blickt. Die Spannungen in den Rollen sind höher, da hier mit einem rein linear-elastischen Materialgesetz gerechnet wurde.

→ Abb. 4.10

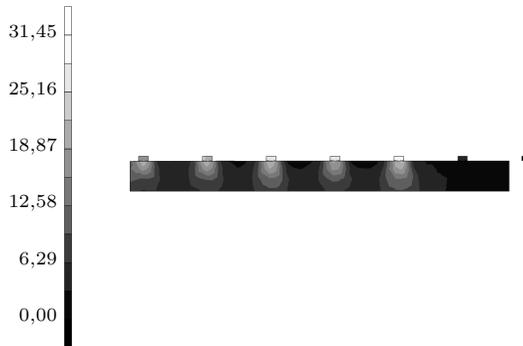


Abbildung 4.10: Vergleichsspannung nach VON MISES (MPa) für Anlage Nr. 5 der Dillinger Hüttenwerke

4.1.3.4 Kräfte

Im FEM-Modell erhält man die Rollenkräfte als Summe der Reaktionskräfte an den fest eingespannten Knoten der Kontaktkörper. Diese Reaktionskräfte sind zu Beginn der Berechnung Null, wenn der Modellstrang noch nicht den betreffenden Kontaktkörper erreicht hat und somit keine Kräfte übertragen werden können. Erreichen die Elemente des Modellstranges die entsprechende Rolle, steigen die Reaktionskräfte schnell an, bleiben während der Kontaktdauer etwa konstant und fallen wieder auf Null ab, nachdem der gesamte Modellstrang die Rolle passiert hat, siehe Abbildung 4.11 auf der nächsten Seite. Um daher in einer FEM-Berechnung die Rollenkräfte ermitteln und mit experimentellen Ergebnissen vergleichen zu können, müssen die Reaktionskräfte der fest eingespannten Knoten eines Kontaktkörpers zunächst aufsummiert werden. Dies geschieht bereits während der FEM-Berechnung mit Hilfe einer in FORTRAN geschriebenen Benutzerunterroutine, die für jede Rolle in jedem Inkrement die Summe der Reaktionskräfte in eine gesonderte Datei schreibt. Nach dem Ende der FEM-Berechnung ermittelt ein Skript die jeweilige Kontaktdauer und gibt für jede Rolle eine über der Kontaktdauer gemittelte Rollenkraft aus.

→ Abb. 4.11

Auch die Ausziehkräfte, die sich aus den Simulationsberechnungen ergeben, müssen nachbearbeitet werden, da der Modellstrang nur einen Teil des

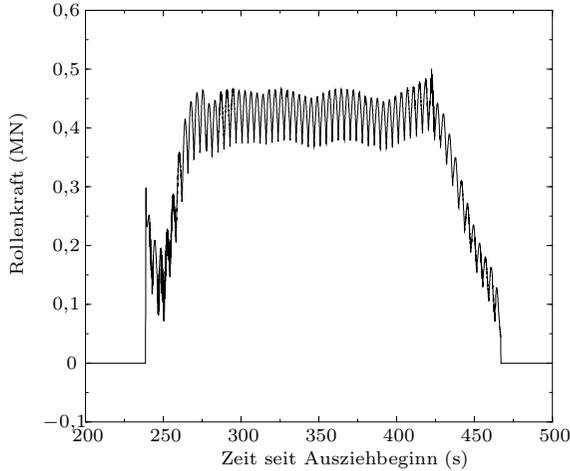


Abbildung 4.11: Beispielverlauf einer Rollenkraft

in Wirklichkeit kontinuierlichen Stranges abbildet und verschiebungsgesteuert durch die Anlage geführt wird, siehe Abschnitt 2.2.2 auf Seite 13, Abschnitt 3.1.1 auf Seite 18 und Abschnitt 3.4.3 auf Seite 37. Bereits während der FEM-Berechnung summiert eine in FORTRAN geschriebene Benutzerunterroutine in jedem Inkrement die Reaktionskräfte an den Knoten der Strangfront auf und schreibt die Summe in eine gesonderte Datei. Bis zum Beginn der Strangreduktionszone ($0 \leq s \leq s_{\text{BSR}}$) gilt bei Vernachlässigung der Ausbauchungen näherungsweise

$$F_w(t) = -\rho gh(t)b\delta. \quad (4.1)$$

Für $s > s_{\text{BSR}}$ gilt dann folgender, rekursiver Zusammenhang:

$$F_w(t) = F_{w,\text{FEM}}(t) + F_w\left(t - \frac{l_m}{v_c}\right) \quad (4.2)$$

Zu der Ausziehkraft aus der FEM-Berechnung muss also die Ausziehkraft eines Zeitpunktes addiert werden, zu dem sich die Strangfront dort befand, wo jetzt das Modellende liegt. Dies wird nach dem Ende der FEM-Berechnung von einem Skript durchgeführt.

Das Ergebnis einer solchen Aufbereitung zeigt Abbildung 4.12 auf der nächsten Seite. Im oberen Teil ist die Rollenanordnung der Anlage dargestellt, der mittlere und untere Teil zeigen mit den FEM-Berechnungen erhaltene Rollen- und Ausziehkkräfte, die im Folgenden erklärt werden.

→ Abb. 4.12

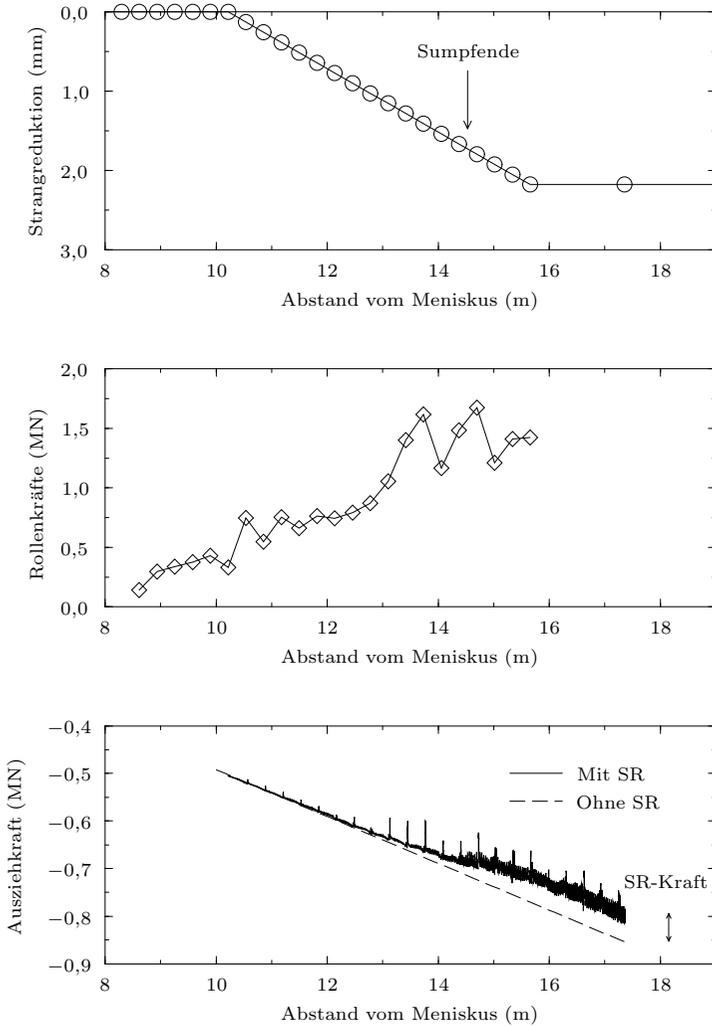


Abbildung 4.12: Rollenordnung, Rollen- und Ausziehkraft für Anlage Nr. 5 der Dillinger Hüttenwerke, Standardfall

Bis der Modellstrang die Strangreduktionszone erreicht, steigen die Rollenkräfte mit dem ferrostatischen Innendruck leicht an. Der Wert aus der FEM-Berechnung zu Beginn der Strangreduktionszone beträgt etwa 0,43 MN. Eine einfache Abschätzung für die Rollenkräfte in diesem Bereich durch Multiplikation des ferrostatischen Innendruckes mit der Strangbreite und der Rollenteilung liefert

$$\begin{aligned} F_{\text{roll}}(s < s_{\text{BSR}}) &\approx \rho g h b \Delta s \\ &= 7600 \text{ kg/m}^3 \cdot 9,81 \text{ m/s}^2 \cdot 10,216 \text{ m} \cdot 2,2 \text{ m} \cdot 0,32 \text{ m} \\ &= 0,53 \text{ MN} \end{aligned} \quad (4.3)$$

und damit eine (für die grobe Diskretisierung des Modells) befriedigende Übereinstimmung, zumal der ferrostatische Innendruck nicht über die gesamte Strangbreite wirkt. Innerhalb der Strangreduktionszone steigen die Rollenkräfte wegen der Kompression der Schmalseite weiter an. Nach diesen Resultaten liegen die Rollenkräfte aber nicht sehr viel höher als die rein ferrostatischen Lasten; der Innendruck ist also für den größten Anteil der Rollenkräfte verantwortlich. Bei Erreichen des Sumpfes ändert sich der Kurvenverlauf. Ab hier tritt Kontakt zwischen den Breitseiten auf, die gesamte Breite des Stranges muss komprimiert werden. Kurz vor der Durcherstarrung ist die Schalendicke bei diesem Brammenformat auf fast 150 mm angewachsen. Die zu reduzierende Breite setzt sich aus den beiden Schmalseiten zusammen und beträgt daher 300 mm. Nach der Durcherstarrung muss die volle Breite der Bramme von 2200 mm komprimiert werden, der Übergang vom flüssigen zum durcherstarrten Kern bedeutet also einen Faktor von 7,4. Dies erfordert natürlich höhere Rollenkräfte, obwohl die ferrostatischen Lasten wegfallen. Das Maximum der Rollenkräfte wird am Ende der Strangreduktionszone erreicht. Hier treten bislang noch nicht erklärte Schwankungen auf.

→ Tab. 4.2 Durch Summation aller Rollenkräfte eines Segmentes erhält man die Segmentkräfte. Einen Vergleich der Segmentkräfte aus den FEM-Berechnungen mit Messungen der Dillinger Hüttenwerke zeigt Tabelle 4.2 auf Seite 58. Sowohl die numerischen als auch die experimentellen Werte schwanken (die numerischen durch Diskretisierungseffekte, die experimentellen durch ungleichmäßige Betriebsbedingungen), so dass nur Mittelwerte gezeigt werden. Die Übereinstimmung ist außer für das letzte Strangreduktionssegment gut, besonders in Hinblick auf die in Kapitel 3 auf Seite 17 erwähnten Unsicherheiten.

Im unteren Teil von Abbildung 4.12 auf der vorherigen Seite, der die Ausziehungskraft zeigt, steht die gestrichelte Linie für die theoretische Ausziehungskraft ohne Strangreduktion (SR). Bei einer Vertikalabbliegeanlage ohne Strangreduktion „fällt“ der Strang von der Kokille aus durch die Anlage und muss

daher abgebremst werden, wenn die Gießgeschwindigkeit konstant bleiben soll. Die Ausziehkraft ist somit negativ und fällt mit dem Abstand vom Meniskus weiter, da die Gewichtskraft des Stranges oberhalb der betrachteten Position wächst. Durch das Wegdrücken der Ausbauchungsverformung weisen die Rollenkräfte auch eine Komponente in Ausziehrichtung auf, die jedoch verglichen mit dem Eigengewicht des Stranges klein ist. In Bereichen, in denen die Ausziehkraft negativ ist, sind keine angetriebenen Rollen erforderlich. Mit Strangreduktion entstehen wesentlich höhere Rollenkräfte, die über die Anstellung der Strangreduktionszone den Strang stark abbremsen, so dass je nach Anlagenlayout die Ausziehkraft positiv wird.

Der Verlauf der Ausziehkraft gestaltet sich wie folgt: Mit dem Eintreten des Modellstranges in die Strangreduktionszone weicht die Ausziehkraft langsam von der gestrichelten Linie ab, da jetzt die Schmalseiten komprimiert werden. Im zweiten Teil der Strangreduktionszone (nach dem Sumpfende bei etwa 14,6 m), wird dieser Unterschied deutlich größer, weil der Strang jetzt durcherstarrt ist und daher der gesamte Brammenquerschnitt komprimiert werden muss. Der Abstand zwischen den beiden Kurven erreicht sein Maximum bei der letzten Rolle der Strangreduktionszone und entspricht dort der zusätzlichen Kraft, die nötig ist, um den Strang durch die Strangreduktionszone hindurch zu ziehen. Die starken Schwankungen der Ausziehkraft sind eine Folge der Kontaktprozedur des FEM-Paketes und somit numerische Artefakte, die Maxima fallen mit den Rollenpositionen zusammen. Da die Kurve stets im negativen Bereich bleibt, sind in diesem Bereich der Anlage keine angetriebenen Rollen für die Strangreduktion erforderlich.

4.1.4 Parametervariationen

Die folgenden Parameter sind in Bezug auf den Standardfall variiert worden:

- Brammenformat
- Strangreduktionsrate
- Länge der Strangreduktionszone/Anzahl der angestellten Segmente
- Gießgeschwindigkeit/Position des Sumpfendes

4.1.4.1 Brammenformat

Für das Brammenformat wurden drei typische Größen untersucht. Die Parameter für diese Fälle sind in Tabelle 4.1 auf Seite 42 zusammengefasst, die Temperaturen in Abbildung 4.1 auf Seite 43, Abbildung 4.2 und Abbildung 4.3, die Ergebnisse finden sich in Tabelle 4.2 auf der nächsten Seite.

Tabelle 4.2: Dehnung in Dickenrichtung und Vergleichsspannung nach VON MISES für die Schmalseite am Ende der Strangreduktionszone sowie Segmentkräfte für Anlage Nr. 5 der Dillinger Hüttenwerke

Format	Dehnung		Spannung MPa	Segmentkraft							
	FEM			Segment 6		Segment 7		Segment 8			
	%	Geometrische Abschätzung		Berechnet MN	Gemessen MN	Ber. MN	Gem. MN	Ber. MN	Gem. MN		
1600 × 230	1,55	1,42	45	5,1	1,5	10,5	2,1	11,6	2,5		
2200 × 300	1,55	1,47	20	3,8	3,2	4,9	4,6	8,4	5,7		
2200 × 400	1,4	1,36	45	4,2	3,2	5,4	4,6	11,8	6,4		

Die geometrische Abschätzung für die Dehnung in Dickenrichtung resultiert aus

$$\varepsilon_y = \frac{\tau(s_{ESR} - s_{BSR})}{\delta} \quad (4.4)$$

und stimmt gut mit den Dehnungen aus den FEM-Berechnungen überein, was das Modell weiter bestätigt.

Ein Vergleich der berechneten mit den gemessenen Segmentkräften zeigt befriedigende Übereinstimmung nicht nur für den Standardfall, sondern auch für das große Format. Wie beim Standardfall treten allerdings deutlich größere Abweichungen im Segment 8 der Anlage auf. Die berechneten Segmentkräfte für das kleine Format liegen sogar durchweg weit über den gemessenen Werten. Die Gründe dafür konnten in dieser Arbeit nicht genau geklärt werden. Mehrere Ursachen können zu den Abweichungen beitragen [41]:

- Die gemessenen Kräfte weichen nicht sehr stark von den rein ferrostatischen Lasten ab. Dies könnte bedeuten, dass die Position des Sumpfendes in der Anlage deutlich weiter strangabwärts lag, als in der FEM-Berechnung angenommen. Insbesondere in einem Segment, in dem der Strang in der Anlage noch einen flüssigen Kern hat, in der Berechnung dagegen schon durcherstarrt ist und folglich auf der gesamten Breite komprimiert wird, können die berechneten Segmentkräfte deutlich über den gemessenen liegen.
- Der Strang kann in der Nähe des Sumpfendes ein W-Profil in Ausziehrichtung als Folge ungleichmäßiger Kühlung aufweisen. Das Modell nimmt dagegen ein sofortiges Ende des flüssigen Kernes an, was zu höheren Rollenkräften in der FEM-Berechnung führen kann. Ungewissheiten über die genaue Position des Sumpfendes machen die Interpretation empirischer Daten problematisch.
- Möglicherweise wird das Materialverhalten noch zu steif wiedergegeben. Die in der Literatur verfügbaren Daten für Kriechgesetze bei Temperaturen unmittelbar nach Unterschreiten der Soliduslinie streuen sehr stark (um etwa eine Größenordnung). Deshalb kann ungenaue Modellierung hier nicht ausgeschlossen werden, wenn auch diese Ungenauigkeit nicht die Abweichungen für das kleine Format vollständig erklären kann. Quasi-sekundäre Kriechgesetze verknüpfen die Dehnungsverfestigung mit der Verweilzeit in einer Rollenteilung. Dies ist für Ausbauchungs- und Richtberechnungen wie von HAARDT in [21] angemessen, bei denen die Verschiebung hauptsächlich von den äußeren, kalten Schichten der Strangschale bestimmt wird, die die zyklischen

Ausbauchungsverformungen durchläuft. Bei den in dieser Arbeit betrachteten Phänomenen ist die Ausbauchung nur von geringem Einfluss und die Rollenteilung daher möglicherweise kein idealer Parameter für den Verfestigungszustand: Gerade erst erstarrtes Material wird im flüssigen Kern verformt und könnte weicher als angenommen sein. Ein gegenläufiger Effekt ist der schnelle Abfall der Temperatur in der Mitte der Bramme nach der Durcherstarrung. Dieser wird im Modell nicht abgebildet.

→ Abb. 4.13 Für den kleineren Querschnitt zeigt Abbildung 4.13 auf der nächsten Seite, dass die Rollenkräfte höher sind als im Standardfall (Abbildung 4.12 auf Seite 55). Das Sumpfende liegt etwa 2,5 m weiter strangaufwärts (siehe Tabelle 4.1), und somit ist der Strang schon zu Beginn von Segment 7 vollständig durcherstarrt, was sich in deutlich höheren Kräften für dieses Segment bemerkbar macht, siehe Tabelle 4.2 auf Seite 58. Wegen der höheren Rollenkräfte des kleineren Stranges ist auch die Ausziehungskraft höher als im Standardfall, sie bleibt aber noch negativ. Die Steigung der Kurve ist wegen des geringeren Eigengewichtes des Stranges flacher. Die Gewichtskraft reicht aber aus, um den Strang durch die Strangreduktionszone zu drücken.

→ Abb. 4.14 Für den größeren Querschnitt zeigt Abbildung 4.14 auf Seite 62 ebenfalls Rollenkräfte, die höher liegen als im Standardfall. Da sich das Sumpfende an etwa der gleichen Position wie im Standardfall befindet (siehe Tabelle 4.1), lässt sich dieser Anstieg auf die höhere Strangreduktionsrate und die somit höhere gesamte Strangreduktion zurückführen. Verglichen mit dem Standardfall zeigen sowohl die Rollen- als auch die Ausziehungskräfte deutlich größere Schwankungen, ein Phänomen, das noch weiterer Untersuchung bedarf.

4.1.4.2 Strangreduktionsrate

→ Abb. 4.15 Abbildung 4.15 auf Seite 63 zeigt den Effekt von verschiedenen Strangreduktionsraten auf die Dehnung der Schmalseite in Dickenrichtung, die VON MISES-Spannung für die Schmalseite am Ende der Strangreduktionszone und die Segmentkräfte. Die Dehnungen folgen der einfachen geometrischen Abschätzung, außer für die höchste Strangreduktionsrate. Wie erwartet steigen auch die Spannungen mit der Strangreduktionsrate an, allerdings nicht ganz so deutlich. Dies lässt sich durch den Spannungsexponenten in Gleichung (3.4) auf Seite 24 begründen. Die Segmentkräfte steigen ebenfalls an, besonders deutlich für Segment 8, in dem der völlig durcherstarrte Strang komprimiert wird. Für Segment 6 erfolgt dieser Anstieg langsamer, da hier nur die Schmalseiten komprimiert werden müssen.

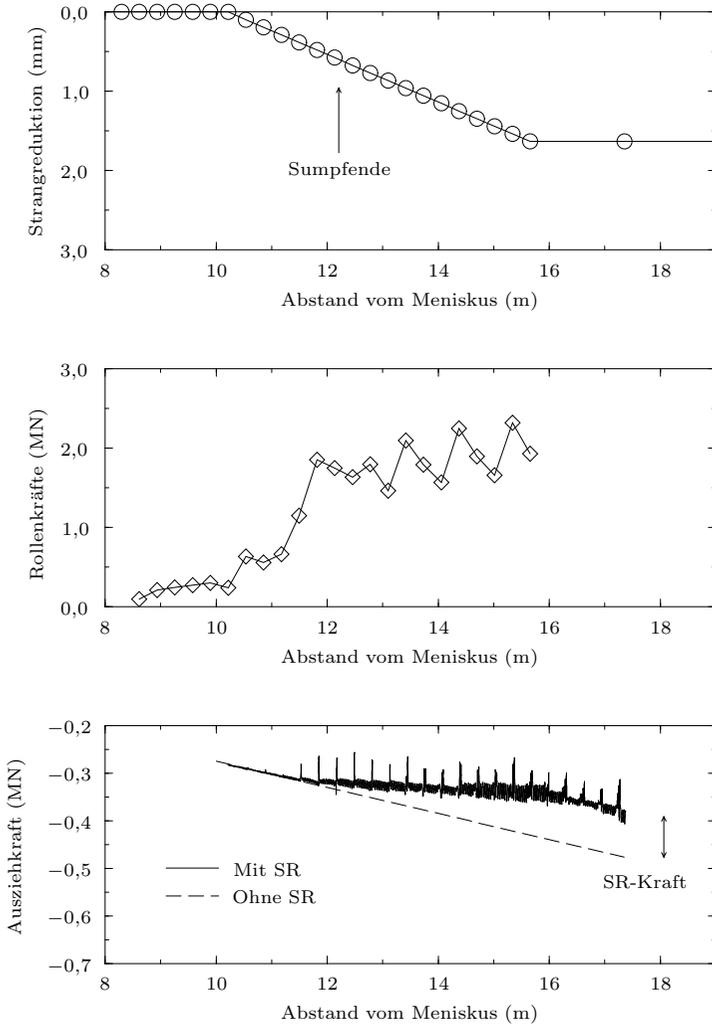


Abbildung 4.13: Rollenordnung, Rollen- und Ausziehkraft für Anlage Nr. 5 der Dillinger Hüttenwerke, kleiner Querschnitt

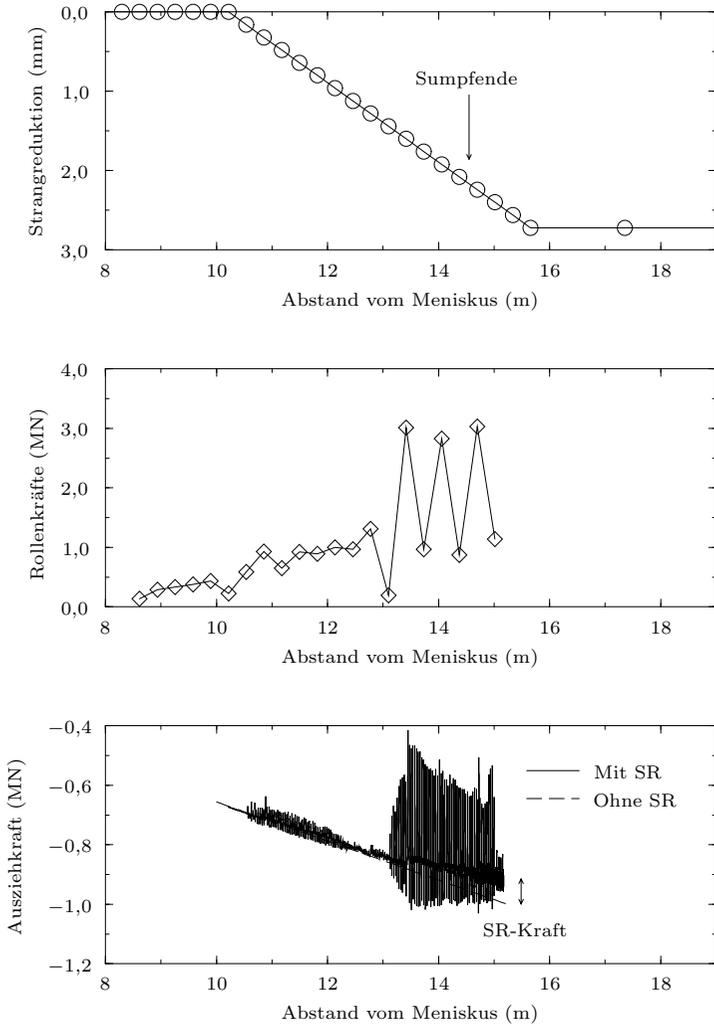


Abbildung 4.14: Rollenordnung, Rollen- und Ausziehkraft für Anlage Nr. 5 der Dillinger Hüttenwerke, großer Querschnitt

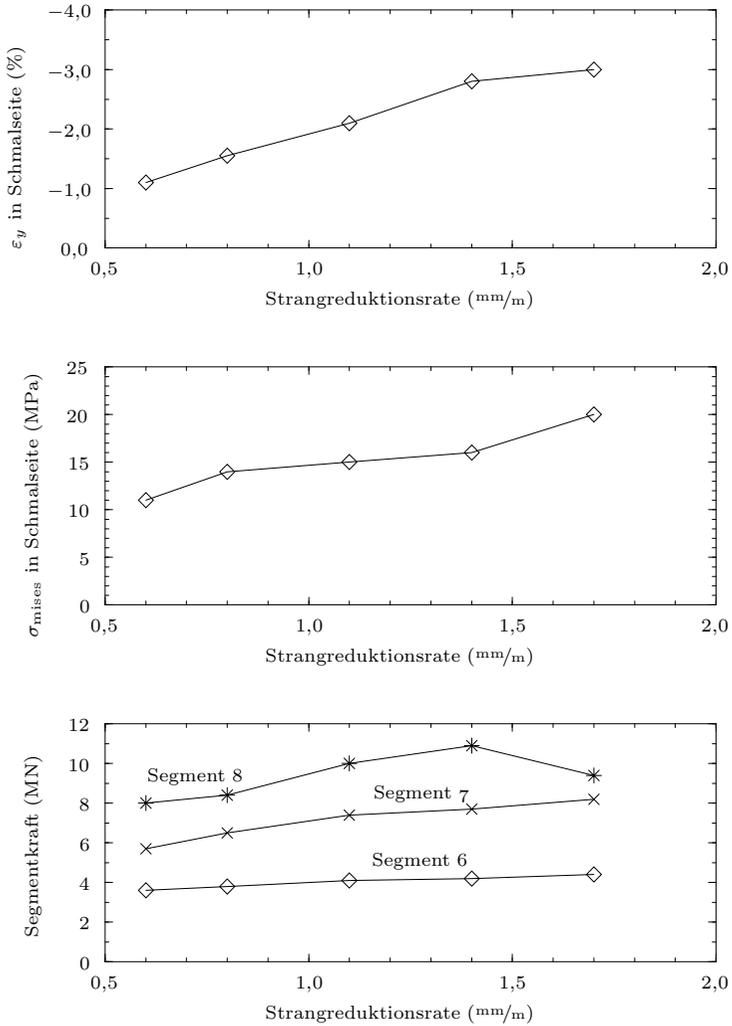


Abbildung 4.15: *Dehnung in Dickenrichtung und Vergleichsspannung nach VON MISES für die Schmalseite am Ende der Strangreduktionszone sowie Segmentkräfte für Anlage Nr. 5 der Dillinger Hüttenwerke, Strangreduktionsrate variiert*

4.1.4.3 Länge der Strangreduktionszone

→ Abb. 4.16 In Abbildung 4.16 auf der nächsten Seite wird der Einfluss einer veränderten Länge der Strangreduktionszone (realisiert durch unterschiedliche Anzahl der angestellten Segmente) gezeigt. Da die Strangreduktionsrate konstant gehalten wurde ($\tau = 0,8 \text{ mm/m}$), resultiert eine größere Anzahl von angestellten Segmenten in einer höheren Strangreduktion. Deshalb war ein Anstieg der Schmalseitendehnung und -spannung zu erwarten, der sich mit der FEM-Berechnung aber nur für die Spannungen bestätigen ließ. Der Graph für die Segmentkräfte zeigt, dass im Falle nur eines angestellten Segmentes die gesamte Kompression in Segment 8 erfolgen muss, während das Segment davor (Segment 7) nur dem viel kleineren ferrostatischen Druck ausgesetzt ist. Sind die Segmente 7 und 8 angestellt, weist Segment 6 nur ferrostatischen Druck auf und die Strangreduktion erfolgt in den Segmenten 7 und 8, mit mittleren bzw. hohen Segmentkräften. Wenn alle drei Segmente angestellt werden, sind die Segmentkräfte am besten ausgeglichen. Das absolute Niveau der Segmentkräfte ändert sich allerdings nicht wesentlich, da die Strangreduktionsrate unverändert bleibt.

4.1.4.4 Gießgeschwindigkeit

→ Abb. 4.17 Bei höheren Gießgeschwindigkeiten erhält man wie erwartet niedrigere Segmentkräfte (Abbildung 4.17 auf Seite 66), da das Material durch die entsprechend höheren Temperaturen weicher ist und die zu komprimierenden Schmalseiten dünner sind. Durch Erhöhung der Gießgeschwindigkeit wandert außerdem das Sumpfbereich durch ein Segment allmählich nach unten, so dass sich der Bereich der Kompression des durchgestarteten Stranges eventuell um ein ganzes Segment verschiebt. Die Kurven sollten daher drei Bereiche zeigen: Reduktion des durchgestarteten Stranges, langsamer Übergang sowie Schmalseitenkompression bei höheren Gießgeschwindigkeiten. Diese Bereiche sind im Diagramm nicht deutlich ausgeprägt, da wegen der hohen Rechenzeiten von bis zu zwei Wochen nur wenige Stützstellen berechnet wurden. Bei hoher Gießgeschwindigkeit scheinen die Kurven auf einem für Schmalseitenkompression typischen Wert konstant zu bleiben. Dehnungen und Spannungen ändern sich nicht wesentlich, da die Anlagengeometrie, die für diese Größen hauptsächlich verantwortlich ist, unverändert bleibt. Bei höheren Gießgeschwindigkeiten steigt zwar die Dehnrate, der Anstieg der Spannungen ist aber wegen des Spannungsexponenten im Kriechgesetz kleiner (Gleichung (3.4) auf Seite 24), so dass dieser gegenläufige Effekt nicht so groß ist.

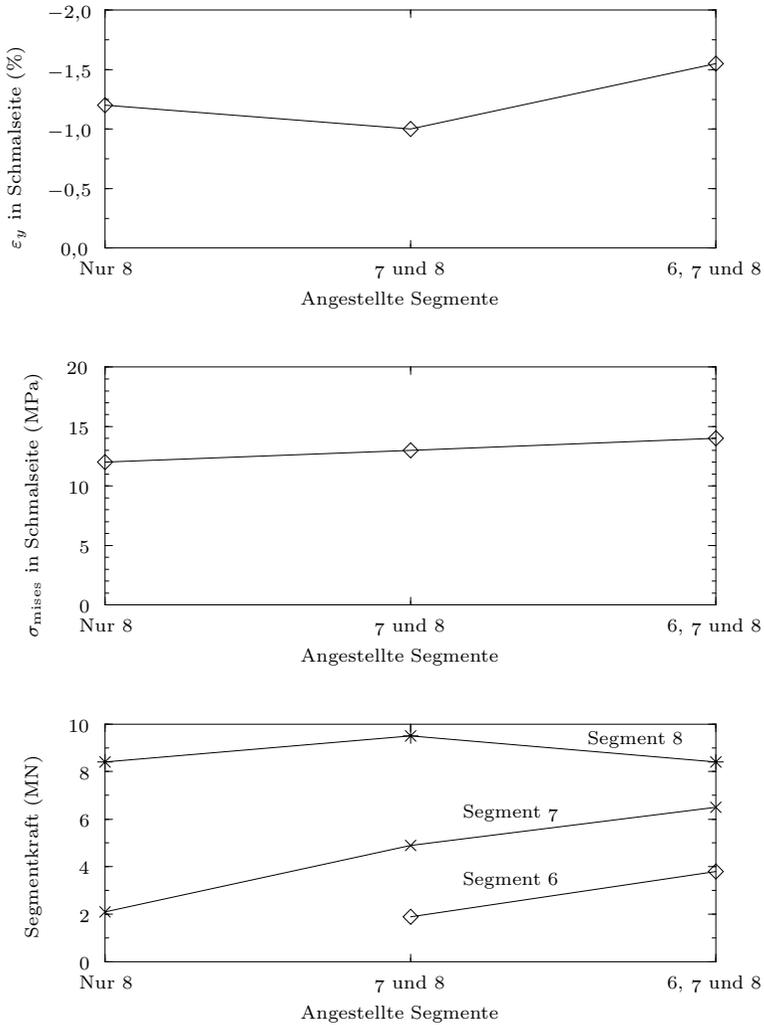


Abbildung 4.16: Dehnung in Dickenrichtung und Vergleichsspannung nach von Mises für die Schmalseite am Ende der Strangreduktionszone sowie Segmentkräfte für Anlage Nr. 5 der Dillinger Hüttenwerke, Anzahl der angestellten Segmente variiert

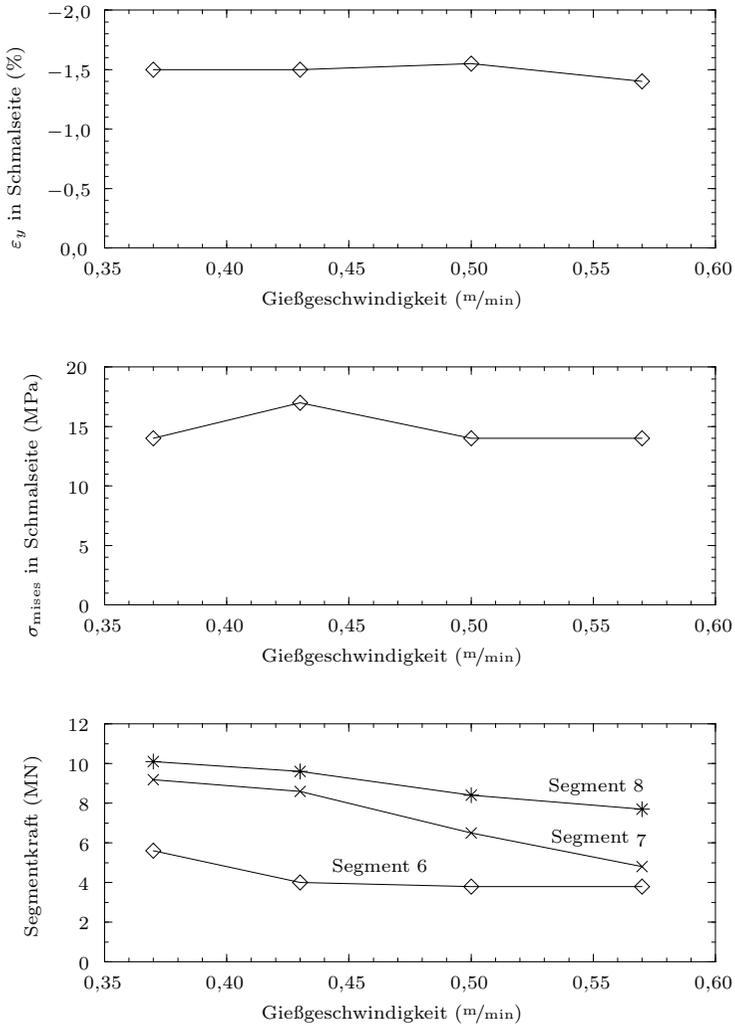


Abbildung 4.17: Dehnung in Dickenrichtung und Vergleichsspannung nach VON MISES für die Schmalseite am Ende der Strangreduktionszone sowie Segmentkräfte für Anlage Nr. 5 der Dillinger Hüttenwerke, Gießgeschwindigkeit variiert

4.2 Anlage Nr. 3 der Dillinger Hüttenwerke

Die Anlage Nr. 3 der Dillinger Hüttenwerke ist eine ältere Vertikalabbiegeanlage ohne Segmente. Die Brammen werden wie bei Anlage Nr. 5 sehr langsam vergossen, auch hier findet Biegen und Richten des Stranges im durchgestarteten Zustand statt. Der Rollenabstand im unteren Teil der Anlage beträgt 310 mm bzw. 350 mm.

Die Anordnung der Strangreduktion kann nicht während des Betriebes verändert werden, sondern erfordert ein Abschalten der Anlage für wenigstens zwei Tage. Entsprechend aufwändig ist bei dieser Anlage das Durchführen von Versuchen zur Strangreduktion oder zum IBSR-Verfahren.

4.2.1 Anlagenparameter

Die Parameter für Anlage Nr. 3 der Dillinger Hüttenwerke sind in Tabelle 4.3 auf Seite 69 zusammengestellt. Zusätzlich zur Anstellung der Zonen bei konventioneller Strangreduktion finden sich dort auch die Daten für die Versuche mit dem IBSR-Verfahren (Abschnitt 5.1 auf Seite 73).

→ Tab. 4.3

4.2.2 Temperaturfeld

Wie für Anlage Nr. 5 wurden die Daten der Dillinger Hüttenwerke zu den Temperaturfeldern des Stranges im FEM-Modell vereinfacht mit einem Polygonzug angenähert, siehe Abbildung 4.18 auf der nächsten Seite.

→ Abb. 4.18

Das sich aus diesen Daten ergebende Temperaturfeld wird in Abbildung 4.19 auf der nächsten Seite gezeigt, diesmal von der Rollenseite aus gesehen, im Gegensatz zu Abbildung 4.4 auf Seite 46. Dadurch ist die Abkühlung der Brammenkante in Ausziehrichtung gut erkennbar, weiter unten in der Gießanlage sind die kühleren, hier dunkel schattierten Bereiche größer. Der Abstand der Strangfront vom Meniskus beträgt etwa 8,75 m.

→ Abb. 4.19

4.2.3 Standardfall

In Abbildung 4.20 auf Seite 70 werden die Dehnungen in Breitenrichtung dargestellt. Der Modellstrang befindet sich fast vollständig in der Strangreduktionszone. Durch die Komprimierung entsteht über die Querkontraktion in den Schmalseiten eine Zugdehnung. Die Zugdehnungen in der Breitseite als Folge der Schmalseitenausbauchung sind im Vergleich klein, die Verformung durch Strangreduktion überwiegt.

→ Abb. 4.20

In Abbildung 4.21 auf Seite 71 sind die zwei Phasen des Strangreduktionsprozesses erkennbar. Abbildung 4.21a zeigt die Rollenabdrücke innerhalb der Strangreduktionszone, aber noch oberhalb des Sumpfes. Da der Kern

→ Abb. 4.21

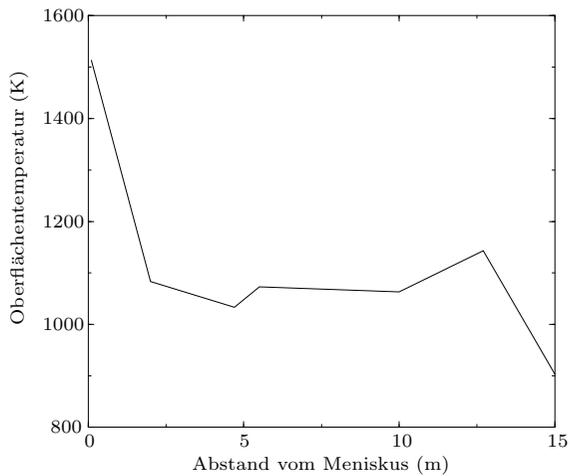


Abbildung 4.18: Oberflächentemperatur für Anlage Nr. 3 der Dillinger Hüttenwerke

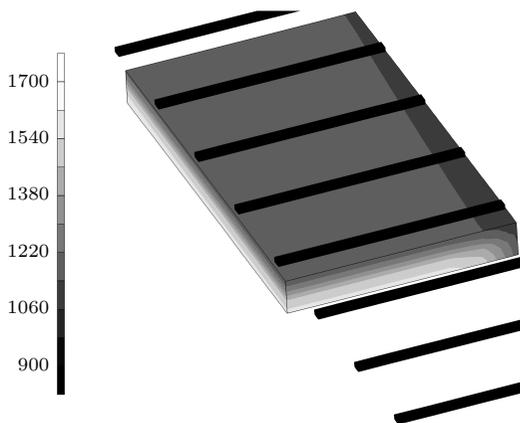


Abbildung 4.19: Temperatur (K) für Anlage Nr. 3 der Dillinger Hüttenwerke

Tabelle 4.3: Parameter für Anlage Nr. 3 der Dillinger Hüttenwerke

(a) Allgemeine Gießparameter

Parameter	Wert
Format	1600 mm × 250 mm
Solidustemperatur	1693 K
Kohlenstoffgehalt	0,55 %
Mangangehalt	0,72 %
Siliziumgehalt	0,33 %
Gießgeschwindigkeit	0,45 m/min
Sumpfende	8,718 m
K -Faktor	28,4 mm/ $\sqrt{\text{min}}$

(b) Strangreduktionsraten

Zonennummer	Zonenlänge m	Konventionelle Strangreduktion mm/m	IBSR-Verfahren	
			Fall 1 mm/m	Fall 2 mm/m
2	3	0,28	-0,3	-0,3
3	2,52	1	1	0,6
4	2,95	1	1	1,4

noch flüssig ist, sind die Schmalseiten den größten Druckspannungen ausgesetzt. Es ergeben sich „Schmalseitenabdrücke“, also kurze Rollenmarken, die sich nur über die Schmalseite erstrecken. Abbildung 4.21b zeigt die Situation in der Nähe des Sumpfendes. Der untere Teil des Modellstranges ist bereits vollständig durcherstarrt, daher erstrecken sich die Rollenabdrücke hier über nahezu die gesamte Strangbreite, während nach oben hin die Rollenabdrücke kürzer werden. Diese „Breitseitenabdrücke“ sind lange Rollenmarken, die von der Schmalseite ausgehen und bis kurz vor die Breitseitenmitte reichen. Abbildung 4.9 auf Seite 52 zeigte im Gegensatz dazu ferrostatische Abdrücke oberhalb der Strangreduktionszone, die als Folge des ferrostatischen Innendruckes von der Mitte der Bramme ausgehen und nicht ganz bis zur Schmalseite reichen. Es lassen sich also drei typische Muster für die Verteilung der Druckspannungen auf der Strangoberfläche unterscheiden.

Abbildung 4.22 auf Seite 72 zeigt die Rollen- und Ausziehkräfte für die

→ Abb. 4.22

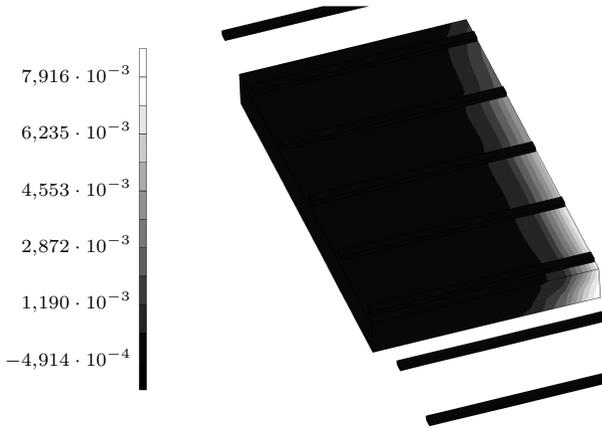
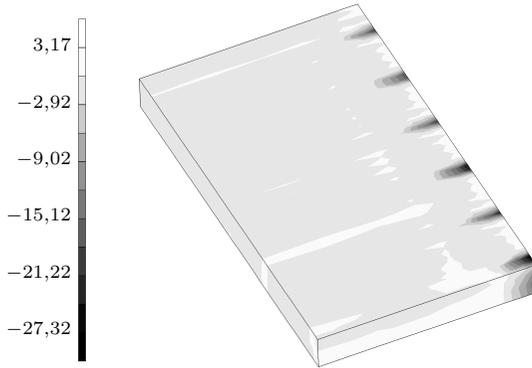


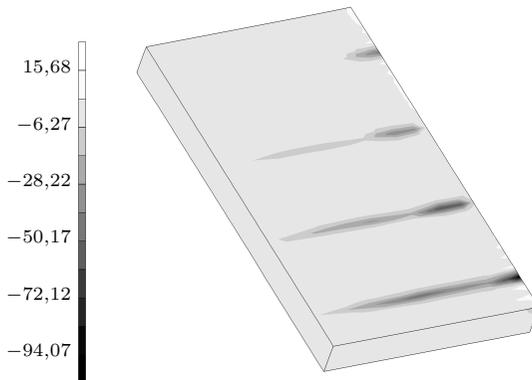
Abbildung 4.20: *Dehnungen in Breitenrichtung für Anlage Nr. 3 der Dillinger Hüttenwerke*

konventionelle Strangreduktion. Diese Berechnung umfasst nahezu die gesamte Länge der Anlage. Dabei wurde eine relativ hohe Strangreduktionsrate von 1 mm/m simuliert. Zu Beginn der Strangreduktionszone steigen die Rollenkräfte nur langsam mit dem ferrostatischen Innendruck an. In der Nähe des Sumpfes (8,718 m) kommt es zu einem deutlichen Anstieg. Die Rollenkräfte erreichen ihr Maximum an der letzten Rolle der Strangreduktionszone (Rolle Nr. 49 bei 11,1 m Abstand vom Meniskus). Die Schwankungen der Rollenkräfte, wie auch der Ausziehkraft, sind sehr hoch.

In dieser Berechnung tritt durch die Kombination der hohen Strangreduktionsrate mit dem geringen Eigengewicht des Stranges (Format $1600 \text{ mm} \times 250 \text{ mm}$) bei der Ausziehkraft an den größten Ausschlägen des Graphen ein Vorzeichenwechsel auf.



(a) *Innerhalb der Strangreduktionszone, Schmalseitenabdrücke*



(b) *In der Nähe des Sumpfes, Breitseitenabdrücke*

Abbildung 4.21: *Spannung (MPa) in Dickenrichtung für Anlage Nr. 3 der Dillinger Hüttenwerke*

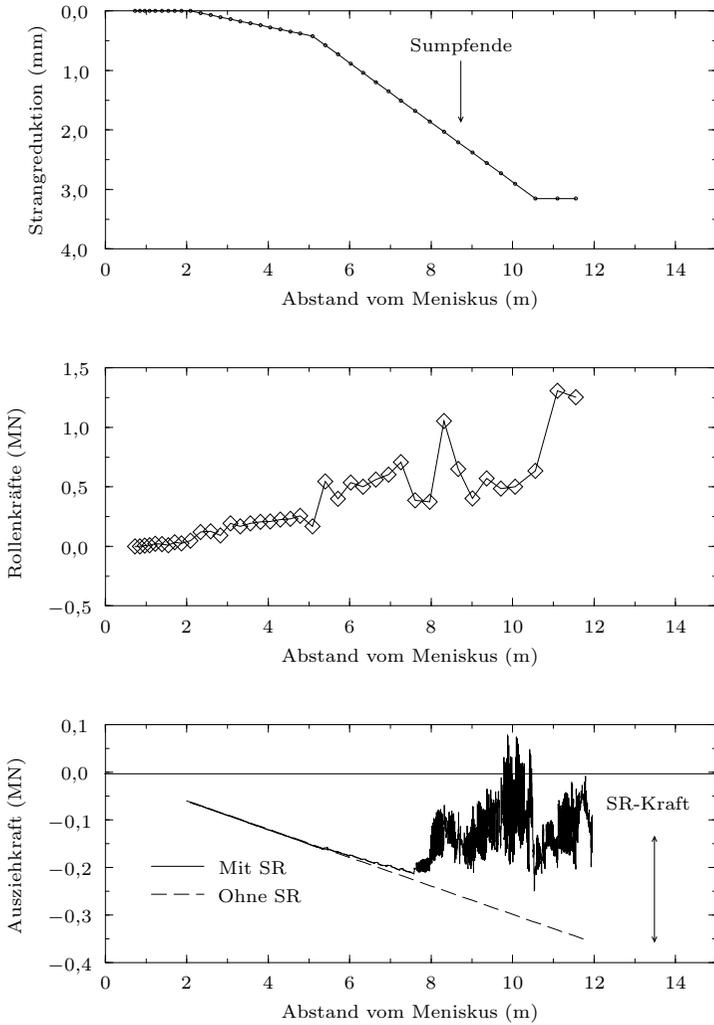


Abbildung 4.22: Rollenanzordnung, Rollen- und Ausziehkräfte für Anlage Nr. 3 der Dillinger Hüttenwerke, konventionelle Strangreduktion

Kapitel 5

Es ist ebenso leicht, sich selbst zu täuschen,
ohne es zu merken,
wie es schwer ist, die andern zu täuschen,
ohne dass sie es bemerken.

FRANÇOIS DE LA ROCHEFOUCAULD

Das IBSR-Verfahren

Dieses Kapitel präsentiert die Ergebnisse für das IBSR-Verfahren, zu dem Berechnungen sowohl für die *Anlage Nr. 3 der Dillinger Hüttenwerke* (Abschnitt 5.1) wie auch die *Vorblochanlage von British Steel Scunthorpe* (Abschnitt 5.2 auf Seite 77) durchgeführt wurden. Auf Grund der Fülle der Simulationsberechnungen werden hier nur die wichtigsten Resultate gezeigt.

5.1 Anlage Nr. 3 der Dillinger Hüttenwerke

Die Anlagenparameter und das Temperaturfeld für die Anlage Nr. 3 der Dillinger Hüttenwerke sind beim IBSR-Verfahren dieselben wie für die konventionelle Strangreduktion und wurden bereits in Tabelle 4.3 auf Seite 69 gezeigt. Lediglich die benutzten Strangreduktionsraten wurden geändert, siehe Tabelle 4.3b.

5.1.1 Variation der Strangreduktionsrate

In Abbildung 5.1 auf der nächsten Seite ist die Verschiebung in Dickenrichtung für zwei Knoten in der Mitte der Breitseite aufgetragen. Die gestrichelte Linie zeigt die Verschiebung eines Knotens auf der Innenseite der Strangschale, während die durchgezogene Linie einen Knoten an der Brammenoberfläche repräsentiert. Beide Knoten werden innerhalb der Ausbauchungszone nach außen geschoben und folgen dann dem Profil der Strangreduktion. Bei Erreichen des Sumpfes verhindert die Symmetrieebene die weitere Verschiebung des inneren Knotens. Der Oberflächenknoten wird durch die Strangreduktion weiter verschoben, bis das Ende der Strangreduktionszone erreicht ist.

→ Abb. 5.1

Die aus der ersten Rollenordnung mit IBSR-Verfahren resultierenden Rollenkräfte sind, wie in Abbildung 5.2 auf Seite 75 gezeigt, geringfügig kleiner als bei konventioneller Strangreduktion (Abbildung 4.22 auf der vorherigen Seite), weisen aber einen ähnlichen Verlauf auf. Innerhalb der Ausbauchungszone steigen die Rollenkräfte nur durch den ferrostatischen Druck an, im Gegensatz zur konventionellen Strangreduktion, wo in diesem Bereich

→ Abb. 5.2

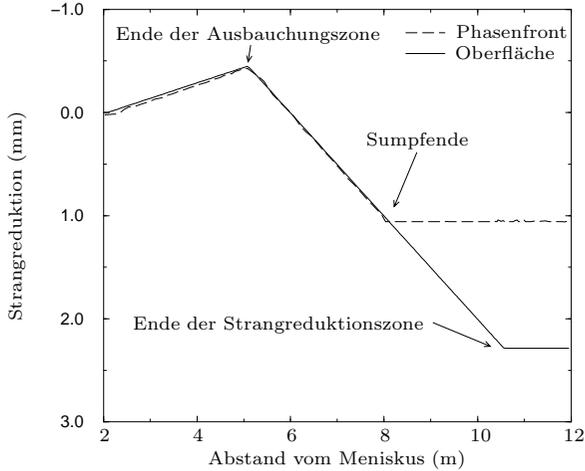


Abbildung 5.1: Verschiebung in Dickenrichtung für Anlage Nr. 3 der Dillinger Hüttenwerke, Breitseite, IBSR-Fall 1

der Anlage eine leichte Anstellung benutzt wurde, die zu einem deutlicheren Anstieg führte. Die Ausziehkraft bleibt bei dieser Rollenordnung negativ.

Die zweite Rollenordnung mit IBSR-Verfahren hat eine Ausbauchungszone und zwei aufeinander folgende Zonen mit unterschiedlichen Strangreduktionsraten (Abbildung 5.3 auf Seite 76). Die Rollenkräfte in der Ausbauchungszone sind etwa gleich wie im IBSR-Fall 1 mit konstanter Strangreduktionsrate. Der Beginn der Strangreduktionszone zeigt dagegen einen gleichmäßigeren Anstieg der Rollenkräfte, da der Übergang von der Ausbauchungszone zur Strangreduktionszone nicht so abrupt erfolgt wie bei der ersten Rollenordnung mit IBSR-Verfahren. Die Ausziehkraft zeigt keine signifikant unterschiedlichen Ergebnisse.

→ Abb. 5.3

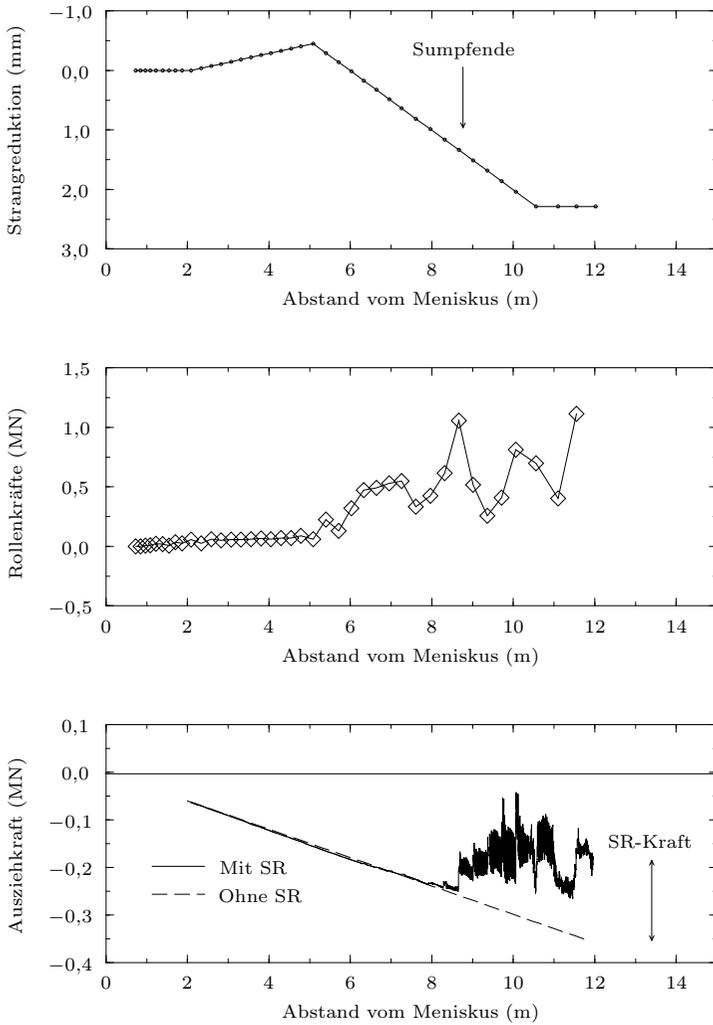


Abbildung 5.2: Rollenordnung, Rollen- und Ausziehkraft für Anlage Nr. 3 der Dillinger Hüttenwerke, IBSR-Fall 1

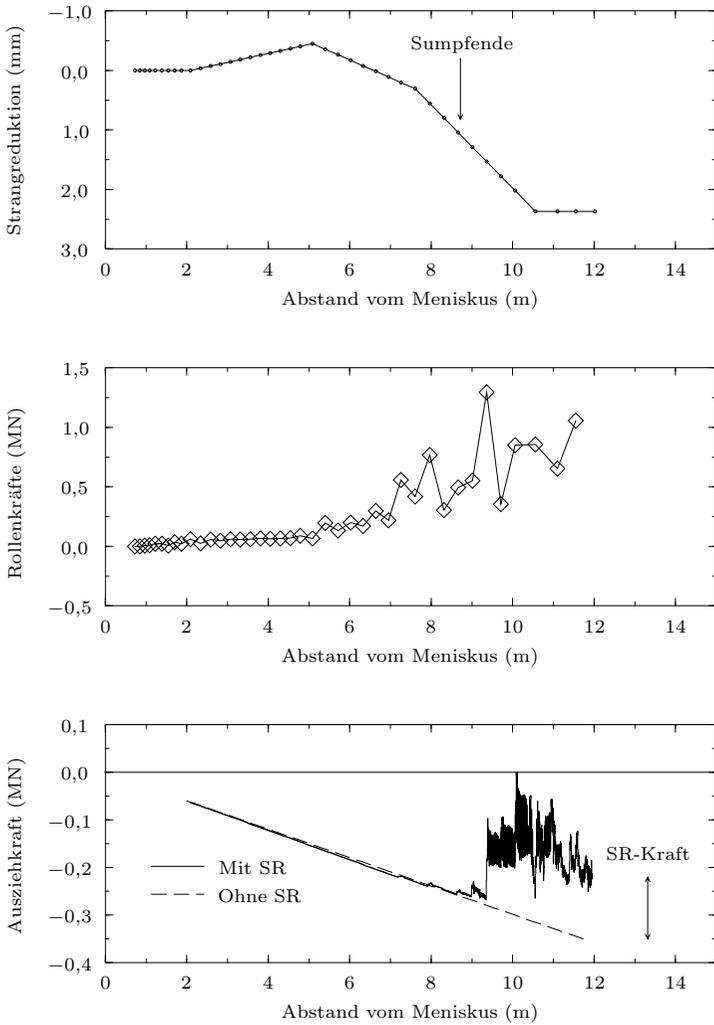


Abbildung 5-3: Rollenordnung, Rollen- und Ausziehkräfte für Anlage Nr. 3 der Dillinger Hüttenwerke, IBSR-Fall 2

5.2 Vorblockanlage von British Steel Scunthorpe

Simulationsberechnungen zum IBSR-Verfahren wurden auch für die Vorblockanlage von British Steel Scunthorpe durchgeführt. Bei dieser Anlage handelt es sich um eine ältere Kreisbogenanlage mit einem Anlagenradius von 12,192 m. Für die Rollenlagerung werden keine Distanzstücke benutzt, die Maulweite eines Rollenpaares stellt sich also gemäß dem über die Hydraulikzylinder aufgetragenen Druck ein, siehe Abschnitt 3.3.3 auf Seite 27. Die Positionen der einzelnen Rollen (und damit die Strangreduktionsraten) wurden deshalb Versuchsdaten zur Strangreduktion entnommen, die von British Steel Scunthorpe durchgeführt wurden. Grundsätzlich wird dabei eine bestimmte, von der Gießgeschwindigkeit abhängige Rolle angehoben, so dass der Strang in diesem Bereich ausbauchen kann, während die folgenden Rollen mit erhöhtem hydraulischem Druck beaufschlagt werden. Wegen der großen Rollenteilung dieser Anlage (550 mm) entsteht so eine Ausbauchungszone von 1,1 m Länge.

5.2.1 Anlagenparameter

Die Parameter für die Vorblockanlage von British Steel Scunthorpe sind in Tabelle 5.1 auf der nächsten Seite zusammengestellt. Von British Steel Scunthorpe wurden außerdem einige Versuche zum IBSR-Verfahren durchgeführt, leider mit deutlich höheren Gießgeschwindigkeiten ($0,45 \text{ m/min}$ und $0,5 \text{ m/min}$) als im normalen Betrieb. Aus den dabei gemessenen Strangreduktionen wurden die in Tabelle 5.1b dargestellten Strangreduktionsraten abgeleitet. Da die Simulationsberechnungen mit den normalen Gießgeschwindigkeiten durchgeführt werden sollten, mussten die Werte hierfür aus den Messergebnissen inter- bzw. extrapoliert werden und geben deshalb nicht unbedingt die realen Strangreduktionsraten wieder. Dies macht einen Vergleich der gemessenen und berechneten Werte, etwa bei den Ausbauchungen und den Rollenkräften, problematisch.

→ Tab. 5.1

5.2.2 Temperaturfeld

Wie für die Anlagen der Dillinger Hüttenwerke wurde aus von British Steel Scunthorpe zur Verfügung gestellten Temperaturdaten ein vereinfachter Polyzonzug abgeleitet und in den FEM-Berechnungen benutzt (Abbildung 5.4).

→ Abb. 5.4

Tabelle 5.1: Parameter für die Vorblockanlage von British Steel Scunthorpe

(a) Allgemeine Gießparameter

Parameter	Wert
Format	750 mm × 355 mm
Solidustemperatur	1665 K
Kohlenstoffgehalt	0,73 %
Mangangehalt	0,54 %
Siliziumgehalt	0,25 %

(b) Strangreduktionsraten

v_c	K-Faktor	Sumpfende	Angehobene Rolle	Strangreduktionsrate bei Rollen		
				31-33	33-38	38-44
m/min	mm/ $\sqrt{\text{min}}$	m		mm/m	mm/m	mm/m
0,36	27,05	15,5	32	0,676	1,418	1,289
0,4	26,84	17,5	32	1,502	1,564	1,273
0,42	26,71	18,55	36	1,915	1,636	1,265

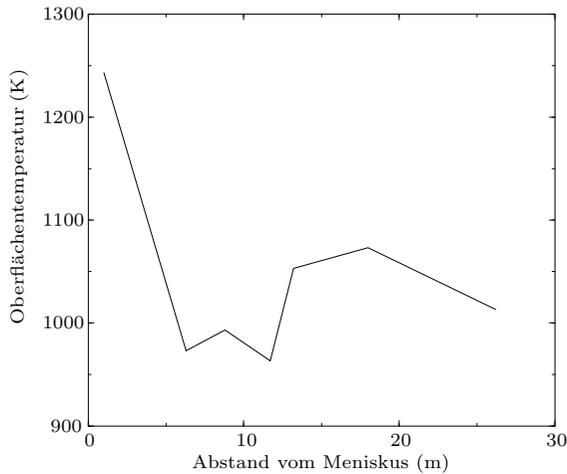


Abbildung 5.4: Oberflächentemperatur für Vorblockanlage von British Steel Scunthorpe

5.2.3 Standardfall

Im Folgenden wird das Hauptaugenmerk auf den so genannten „Standardfall“ mit einer Gießgeschwindigkeit von $0,36 \text{ m/min}$ gelegt. Von den Simulationsberechnungen mit höheren Gießgeschwindigkeiten werden nur die wichtigsten Resultate präsentiert.

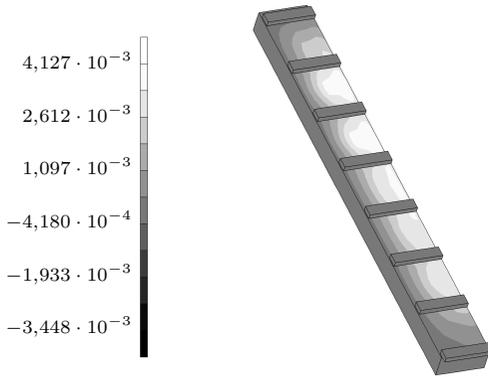
Durch das von British Steel Scunthorpe praktizierte Anheben einer Rolle steigen die Ausbauchungen stark an. Wie in Abschnitt 3.5 auf Seite 38 beschrieben, tritt die maximale Ausbauchung nicht in der Mitte der Rollenteilung auf, sondern strangabwärts verschoben, bei etwa $\frac{2}{3}$ der Rollenteilung. Diese Verformung wird durch die nächsten Rollen nicht nur kompensiert, sondern der Strang wird in der angestellten Zone auch entsprechend der Strangreduktionsrate komprimiert. Weiter strangabwärts treten nur noch kleine Ausbauchungen im Bereich von wenigen Zehntelmillimetern auf, weil die Rollenteilung jetzt wieder ihre normale Größe hat. Außerdem rücken das Sumpfende und die komplette Durcherstarrung näher, so dass die Strangschale steifer ist.

Abbildung 5.5 auf der nächsten Seite zeigt die Verschiebung und die Dehnung in Breitenrichtung für die Vorblockanlage von British Steel Scunthorpe, kurz bevor der Modellstrang in die Ausbauchungszone eintritt. Die Ergebnisse ähneln sehr denen in Abbildung 4.5 auf Seite 47. Die Verformungen sind im oberen Bereich des Modellstranges größer als im unteren, weil die höheren Temperaturen von den näher am Meniskus liegenden Bereichen ein weiches Materialverhalten zur Folge haben. Der hierzu gegenläufige Effekt des strangaufwärts niedrigeren ferrostatischen Druckes ist bei einer Kreisbogenanlage nicht so groß wie bei einer Vertikalabbiegeanlage.

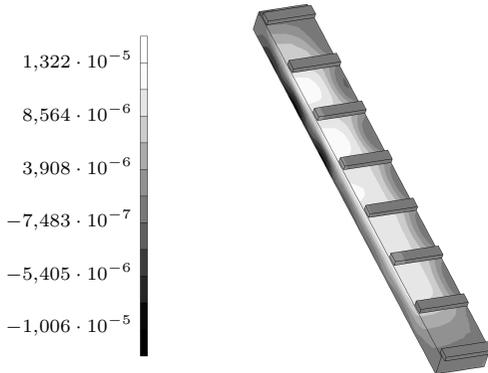
→ Abb. 5.5

Die Verschiebung in Dickenrichtung (Ausbauchung) wird in Abbildung 5.6 auf Seite 81 gezeigt. In Abbildung 5.6a hat nur die Strangfront schon die Strangreduktionszone erreicht. Die Ausbauchung bei der (angehobenen) Rolle 32 ist offensichtlich. Die maximale Ausbauchung wird bei etwa $\frac{2}{3}$ dieser Rollenteilung erreicht. In den Bereichen mit normaler Rollenteilung sind die Ausbauchungen strangaufwärts größer. In Abbildung 5.6b befindet sich ein größerer Teil des Modellstranges innerhalb der Strangreduktionszone und ist daher der Kompression ausgesetzt (dunkle Schattierung). In Abbildung 5.6c ist nur noch der obere Teil des Modellstranges innerhalb der Ausbauchungszone, der Rest befindet sich im Bereich der Strangreduktionszone. Die berechnete Ausbauchung von $0,35 \text{ mm}$ ist deutlich kleiner als von British Steel gemessen (1 mm bis 2 mm). Es ist möglich, dass die im Modell benutzten Strangreduktionsraten nur ungenau die Positionen der Rollen in der Anlage wiedergeben. Diese Positionen wurden nicht für die in der Simulation verwendete Gießgeschwindigkeit des normalen Betriebs gemessen, siehe Abschnitt 5.2.1 auf Seite 77

→ Abb. 5.6

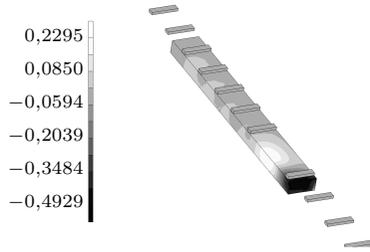


(a) *Verschiebung (mm)*

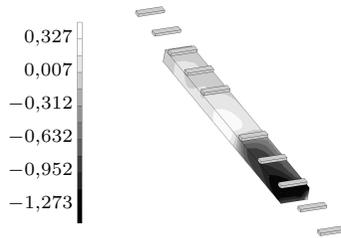


(b) *Dehnung*

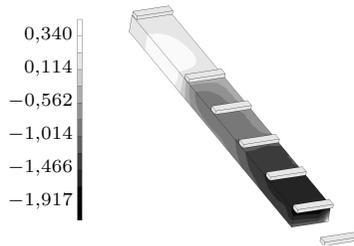
Abbildung 5.5: *Breitenrichtung für Vorblockanlage von British Steel Scunthorpe*



(a) Strangfront erreicht Strangreduktionszone



(b) Modell innerhalb IBSR-Zone



(c) Modellende verlässt Ausbauchungszone

Abbildung 5.6: Verschiebung (mm) in Dickenrichtung für Vorblockanlage von British Steel Scunthorpe, $v_c = 0,36 \text{ m/min}$

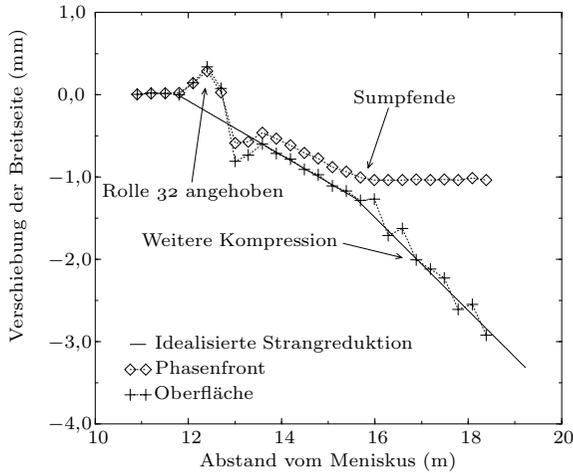
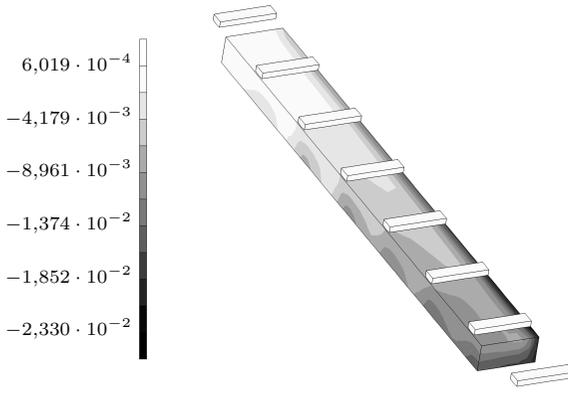


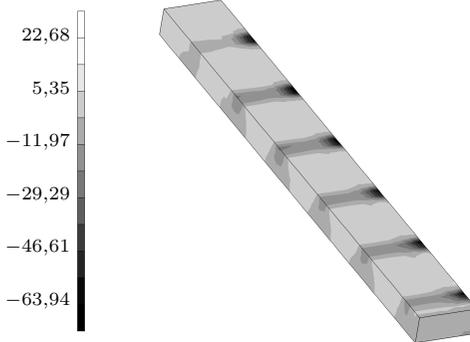
Abbildung 5.7: Verschiebung in Dickenrichtung für Vorblockanlage von British Steel Scunthorpe, Breitseite

→ Abb. 5.7 Verfolgt man die Verschiebungen in Dickenrichtung eines Knotens an der Strangoberfläche und eines Knotens auf der Innenseite der Strangschale beim Lauf durch die Anlage, ergibt sich Folgendes, siehe Abbildung 5.7: Im Bereich mit noch flüssigem Kern werden beide Knoten ähnlich verschoben, da die Strangschale nahezu als Starrkörper verschoben wird. Knoten in der Mitte der Breitseite erfahren in der Ausbauchungszone große Verschiebungen. Knoten auf der Strangkante (hier nicht gezeigt) sind keinem ferrostatischen Innendruck in Dickenrichtung ausgesetzt, weil die Schmalseiten bereits durcherstarrt sind. Hinter der ersten Rolle nach der Ausbauchungszone, die bereits verringerte Maulweite aufweist, tritt negative Ausbauchung auf. Von dieser Stelle an strangabwärts wird der Strang komprimiert, bis das Sumpfende erreicht ist und die Verschiebung des Knotens an der Innenseite der Strangschale durch die Symmetrieebene gestoppt wird. Der Knoten an der Strangoberfläche wird dagegen durch die Strangreduktion noch weiter verschoben, bis das Ende der Strangreduktionszone erreicht ist.

→ Abb. 5.8 Abbildung 5.8 auf der nächsten Seite zeigt die Ergebnisse für die Dickenrichtung. Der Modellstrang befindet sich vollständig in der Strangreduktionszone. In Abbildung 5.8a kann man bei den Schmalseiten die Strangreduktion erkennen, während in Breitseitenmitte die Dehnung noch durch Ausbauchungen dominiert wird. Beide Verformungsanteile überlagern einander.



(a) *Dehnung*



(b) *Spannung (MPa) unter den Rollen, Schmalseitenabdrücke*

Abbildung 5.8: *Dickenrichtung für Vorblockanlage von British Steel Scunthorpe*

Abbildung 5.8b zeigt die Rollenabdrücke als Resultat der Schmalseitenkompression und des ferrostatischen Innendruckes. Das Sumpfende ist noch nicht erreicht, so dass die Spannungen ungleichmäßig über die Breite verteilt sind, mit ihrem Maximum an der Schmalseite.

Ein interessanter Effekt der Praxis von British Steel Scunthorpe, eine Rolle anzuheben und dann für die folgenden Rollen den hydraulischen Druck zu erhöhen, wird in Abbildung 5.9 auf der nächsten Seite gezeigt. Rolle 33 weist wegen der großen Ausbauchung zwischen Rolle 31 und 33 eine hohe Rollenkraft auf, während Rolle 34 eine geringere Rollenkraft zeigt, wahrscheinlich eine Folge der negativen Ausbauchung. Von Rolle 35 an zeigt der Graph den üblichen Verlauf mit einem deutlichen Anstieg beim Sumpfende und der höchsten Rollenkraft bei der letzten Rolle der Strangreduktionszone. Nachdem der Modellstrang die letzte angestellte Rolle passiert und somit seine endgültige Dicke erreicht hat, fallen die Rollenkraften sehr schnell ab und bleiben auf einem Sättigungsniveau konstant, das den elastischen Verformungen des komprimierten Stranges entspricht. Insgesamt sind die Rollenkraften ziemlich hoch und liegen über den von British Steel berichteten Werten. Dies fällt mit den berechneten, zu kleinen Ausbauchungen zusammen. Das Material wurde also zu steif modelliert, wahrscheinlich eine Folge unzureichender Daten für die Legierungsbestandteile, die von British Steel wegen Vertraulichkeit nicht zur Verfügung gestellt werden konnten. Bei der Kurve für die Ausziehkraft wurde der Einfluss des Anlagenradius bei der Berechnung des ferrostatischen Innendruckes berücksichtigt. Daher ist der Graph für die theoretische Ausziehkraft ohne Strangreduktion keine Gerade mehr, sondern gekrümmt. Der Richtprozess findet in diesem Modell allerdings keine Berücksichtigung.

5.2.4 Variation der Gießgeschwindigkeit

Bei einer höheren Gießgeschwindigkeit von $0,4 \text{ m}/\text{min}$ sind die Ergebnisse für die Rollenkraften sehr ähnlich zum Standardfall, siehe Abbildung 5.10 auf Seite 86. Auch die Ausziehkraft weicht nicht deutlich von dem Verlauf bei geringerer Gießgeschwindigkeit ab.

Bei einer Gießgeschwindigkeit von $0,42 \text{ m}/\text{min}$ liegt das Sumpfende weiter strangabwärts, so dass die Strangreduktionszone und die Ausbauchungszone ungefähr 2 m nach unten verschoben werden. Typischerweise wird bei dieser Gießgeschwindigkeit die Rolle 36 angehoben. Die Ausbauchungen sind in diesem Bereich wegen der dickeren Strangschale und des auf Grund der geringeren Temperaturen steiferen Materials weniger ausgeprägt als beim Anheben von Rolle 32 und zudem von der Strangreduktion überlagert. Abbildung 5.11 auf Seite 87 zeigt die Verschiebungen in Dickenrichtung.

Der Unterschied zwischen den Rollenabdrücken oberhalb und innerhalb

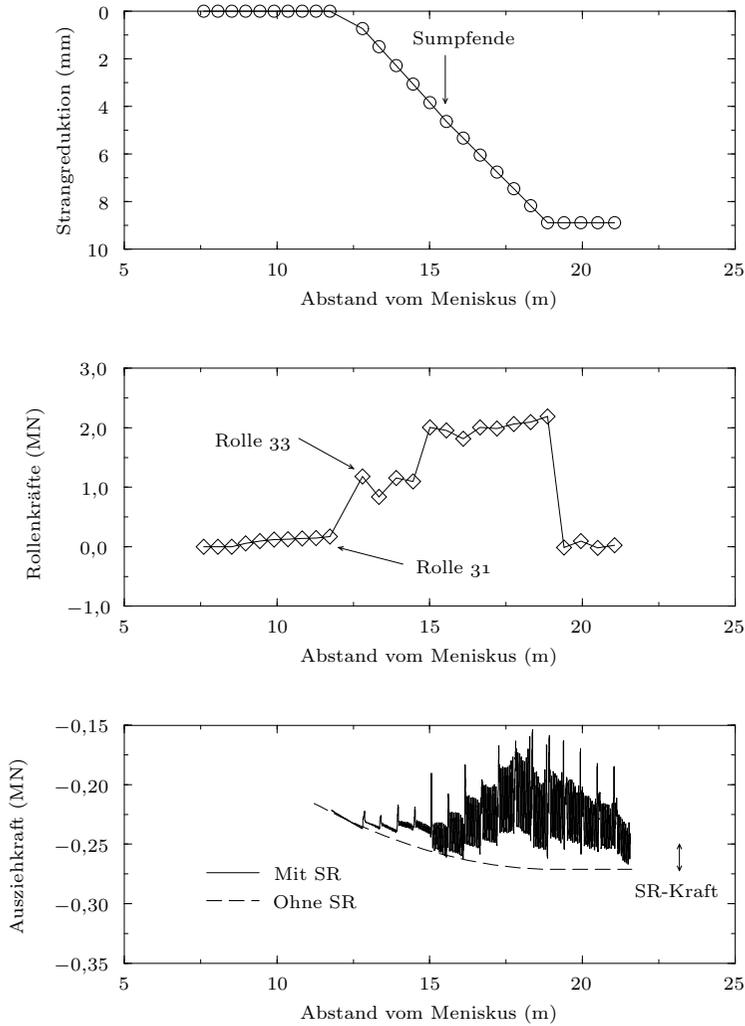


Abbildung 5.9: Rollenordnung, Rollen- und Ausziehkraft für Vorblockanlage von British Steel Scunthorpe, $v_c = 0,36 \text{ m/min}$

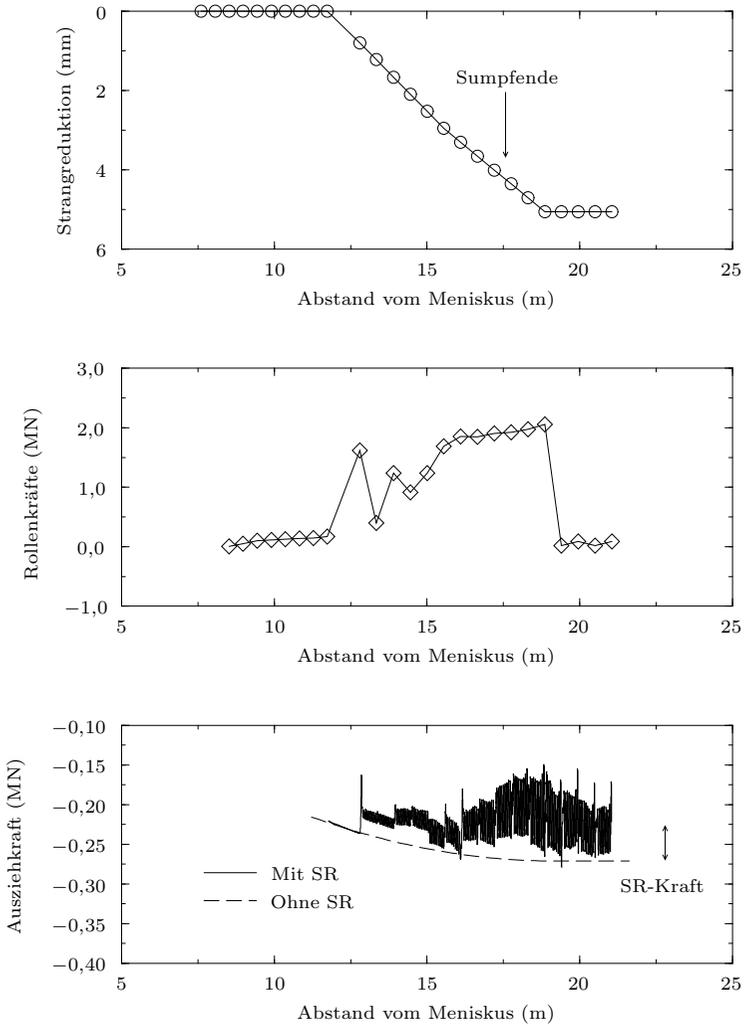


Abbildung 5.10: Rollenordnung, Rollen- und Ausziehkräfte für Vorblockanlage von British Steel Scunthorpe, $v_c = 0,4 \text{ m/min}$

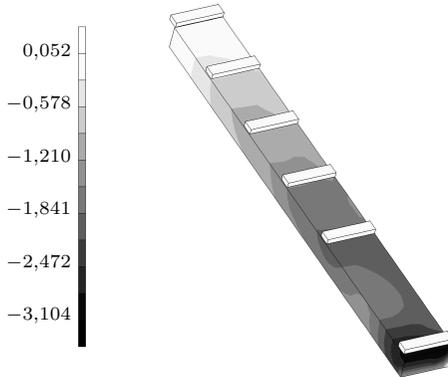


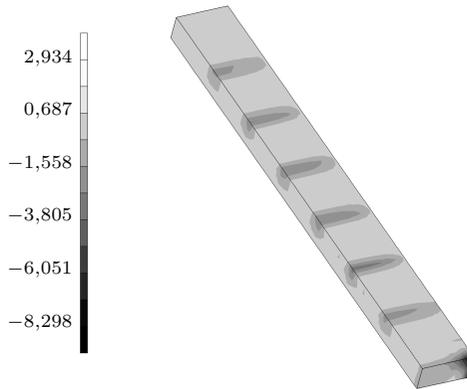
Abbildung 5.11: Verschiebung (mm) in Dickenrichtung für Vorblockanlage von British Steel Scunthorpe, $v_c = 0,42 \text{ m/min}$

der Strangreduktionszone kann auch bei der Vorblockanlage von British Steel Scunthorpe beobachtet werden (Abbildung 5.12 auf der nächsten Seite). Abbildung 5.12a zeigt ferrostatische Abdrücke, also nur moderate Spannungen für die Breitseite infolge des ferrostatischen Innendruckes und nahezu keine Spannungen für die noch unkomprimierte Schmalseite. Lediglich das unterste Ende des Modellstranges weist Druckspannungen in der Schmalseite auf, da es gerade in die Strangreduktionszone eintritt. Abbildung 5.12b zeigt dagegen die Situation knapp oberhalb des Sumpfes. Hier sind durch die Strangreduktion die Spannungen im Bereich der Schmalseite höher als für die Breitseite, und die Rollenabdrücke erstrecken sich über die gesamte Breite des Modellstranges (Breitseitenabdrücke).

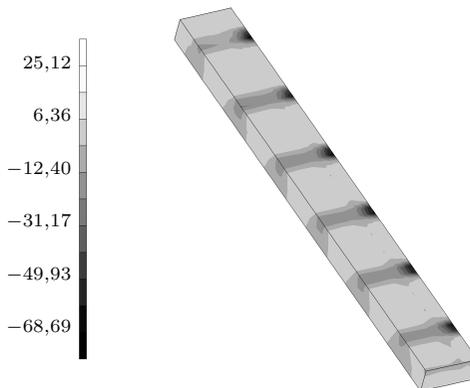
→ Abb. 5.12

Der Verlauf der Rollenkräfte ist bei der höchsten Gießgeschwindigkeit anders, siehe Abbildung 5.13 auf Seite 89. Die Rollenkräfte steigen an, und zwar zunächst durch den wachsenden ferrostatischen Innendruck, später durch die einsetzende Strangreduktion. Die angehobene Rolle 36 (und damit die Ausbauchungszone) befindet sich bei dieser Gießgeschwindigkeit mitten in der Strangreduktionszone. Nach der dadurch vergrößerten Rollenteilung steigt die Rollenkraft bei Rolle 37 stark an, weil diese Rolle eine große Ausbauchung wegdrücken muss. Bei der nächsten Rolle fällt die Rollenkraft wieder deutlich ab, ein Anzeichen für negative Ausbauchung nach Rolle 37. Danach nehmen die Rollenkräfte wie in den anderen Simulationen bis zum Ende der Strangreduktionszone zu. Die Kurve für die Ausziehkraft zeigt starke Schwankungen,

→ Abb. 5.13



(a) Oberhalb der Strangreduktionszone, ferrostatische Abdrücke



(b) In der Nähe des Sumpfes, Breitseitenabdrücke

Abbildung 5.12: Spannung (MPa) in Dickenrichtung für Vorblockanlage von British Steel Scunthorpe, $v_c = 0,42 \text{ m/min}$

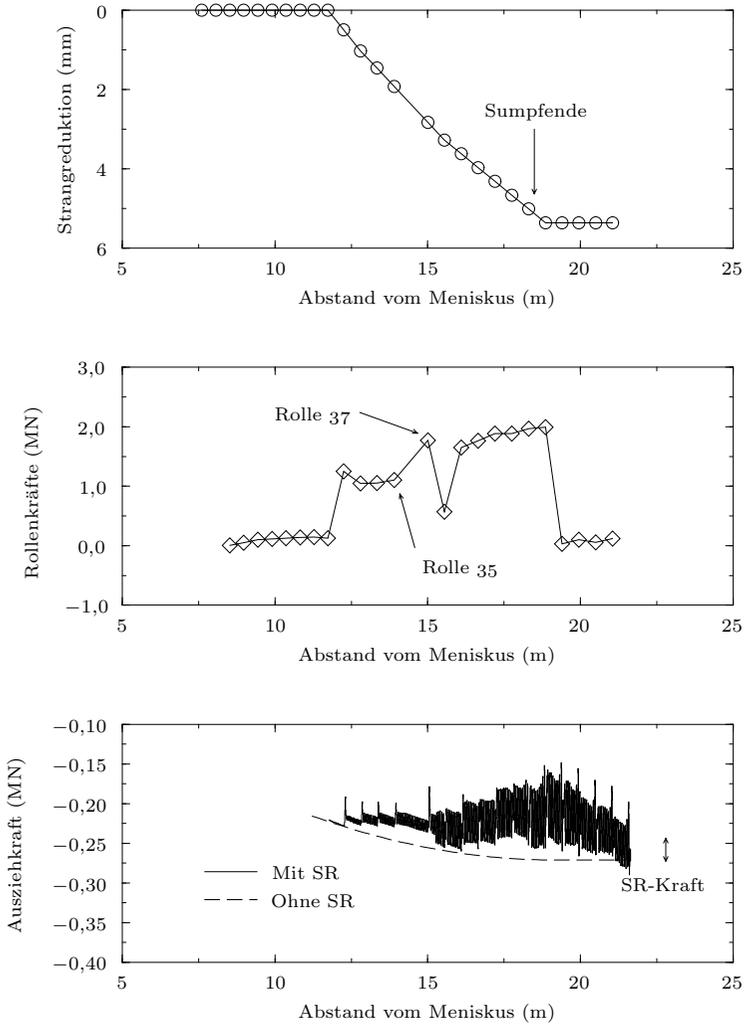


Abbildung 5.13: Rollenordnung, Rollen- und Ausziehkkräfte für Vorblockanlage von British Steel Scunthorpe, $v_c = 0,42 \text{ m/min}$

scheint aber ansonsten keine signifikanten Unterschiede zu den Ergebnissen für die geringeren Gießgeschwindigkeiten aufzuweisen.

Kapitel 6

Die Wissenschaft fängt eigentlich erst da an,
interessant zu werden, wo sie aufhört.

JUSTUS VON LIEBIG

„Briefe“

Zusammenfassung

In dieser Arbeit wurde ein dreidimensionales, mechanisches FEM-Modell mit sequenzieller thermischer Kopplung für die Strangreduktion bei flüssigem oder durcherstarrtem Kern entwickelt. In den Simulationsberechnungen wurde ein Modellstrang durch die Anlage geführt (LAGRANGESche Betrachtungsweise). Schalenwachstum und ferrostatischer Innendruck wurden berücksichtigt, der flüssige Kern durch temperaturabhängige Materialeigenschaften abgebildet. Die Führungsrollen wurden fest eingespannt und mit Kontaktkörpern modelliert. Damit beinhaltet das Modell alle drei möglichen Ursachen für Nichtlinearität (Geometrie, Material, Randbedingungen). Die Ergebnisse umfassen Verschiebungen, Dehnungen und Spannungen. Aus den Reaktionskräften an den Knoten des Modelles wurden Rollen- und Ausziehkräfte errechnet, so dass die Informationen über die Belastungen auf Strang und Anlage vollständig vorliegen. Das entwickelte Modell ist das erste komplexe FEM-Modell zur Strangreduktion in der Literatur, das die mechanischen Phänomene in der Strangreduktionszone untersucht und quantitative Resultate für Rollenkräfte liefert.

Während der Modellstrang in den Simulationsberechnungen durch die Strangreduktionszone geführt wurde, wurde er komprimiert, entweder nur an den Schmalseiten (wenn der Kern noch flüssig war) oder über die volle Breite des Stranges (wenn der Kern durcherstarrt war). Die Simulationsberechnungen zeigen, dass Strangreduktion mit flüssigem Kern zu Rollenkräften führt, die nur wenig über den rein ferrostatischen Lasten liegen. Wenn der Strang völlig durcherstarrt ist, steigen die Rollenkräfte sofort deutlich an. Segmentkräfte erhält man aus der Summe der Rollenkräfte in einem Segment. Sie verändern sich gleichmäßig mit der Position des Sumpfes innerhalb eines Segmentes.

Berechnungen wurden für drei Gießanlagen und verschiedene Formate durchgeführt, dabei wurden weitere Parameter variiert. Für die Rollenkräfte lässt sich ein leichter Anstieg sowohl bei Erhöhung der Strangreduktionsrate als auch bei Senkung der Gießgeschwindigkeit feststellen. Beim Anheben einer Rolle als Sonderfall des IBSR-Verfahrens kann man eine große Rollenkraft auf die nächste Rolle und eine kleine Rollenkraft auf die übernächste Rolle

beobachten. Entscheidend für die Rollenkräfte ist aber, ob die Strangreduktion mit noch flüssigem oder schon durcherstartetem Kern erfolgt. Es lassen sich drei Arten von Rollenabdrücken feststellen, die sowohl bei konventioneller Strangreduktion als auch beim IBSR-Verfahren auftreten, unabhängig davon, ob es sich um eine Brammen- oder Vorblockanlage handelt. Oberhalb der Strangreduktionszone beginnen die Rollenabdrücke in der Mitte der Breitseite und erstrecken sich über die Breite des flüssigen Kernes ohne die Schmalseiten (ferrostatistische Abdrücke). Innerhalb der Strangreduktionszone, aber noch oberhalb des Sumpfes, liegen die Rollenabdrücke über den Schmalseiten (Schmalseitenabdrücke). Unterhalb des Sumpfes gehen die Rollenabdrücke über die volle Breite des Stranges (Breitseitenabdrücke).

Das Modell zeigte gewisse Beschränkungen, die in dieser Arbeit aufgezeigt wurden. Die größten Schwierigkeiten traten bei der Modellierung des Kontaktes zwischen Strang und Rollen und bei der Auswahl des Stoffgesetzes auf. Durchdringungen im Kontakt konnten durch saubere Modellierung und eine geeignete Diskretisierung weit gehend beseitigt werden. Trotzdem kommt es immer noch zu deutlichen numerischen Schwankungen bei den Rollen- und Ausziehkräften, so dass die Genauigkeit der Ergebnisse begrenzt ist. Hier sind noch weitere Verbesserungen nötig.

Beim Materialverhalten wurden verschiedene Modellierungsmöglichkeiten erprobt. Sowohl sekundäre Kriechgesetze als auch primäre Kriechgesetze mit Dehnungsverfestigung ergaben ein zu steifes Verhalten. Deshalb wurde ein in einem anderen Projekt entwickelter Ansatz mit quasi-sekundärem Kriechen angewandt. Mit diesem Stoffgesetz stimmen die gemessenen und errechneten Werte für die Segmentkräfte für zwei Formate der Anlage Nr. 5 der Dillinger Hüttenwerke gut überein. Für eine dünnere Bramme und die Anlage von British Steel Scunthorpe sind die Werte jedoch zu hoch. Mögliche Ursachen wurden erörtert. Die Suche nach einer verbesserten Beschreibung der Materialeigenschaften wird eine wichtige Aufgabe für die Zukunft sein.

Durch diese Arbeit wird das Verständnis der mechanischen Vorgänge bei der Strangreduktion vertieft. Das Modell ermöglicht, die Auswirkungen dieses Verfahrens sowohl auf den Strang als auch auf die Anlage abzuschätzen. Qualitative und zum Teil auch quantitative Aussagen über die durch Strangreduktion hervorgerufenen Belastungen können getroffen werden. So ließen sich zum Beispiel schon während des Baus der Anlage Nr. 5 der Dillinger Hüttenwerke Abschätzungen für die Kräfte an einzelnen Rollen machen. Selbst die fertige, mit kostspieligen Messgeräten versehene Anlage liefert dagegen nur die Kräfte für die Hydraulikzylinder eines ganzen Segmentes.

Nachdem sich das Modell bei bestehenden Anlagen bewährt hat, kann es auch in der Planungsphase für neue Gießanlagen eingesetzt werden, um schon vorab Aussagen über die Eigenschaften im Betrieb zu gewinnen. Je

früher solche Simulationsrechnungen in der Entwicklung eingesetzt werden, desto größer ist ihr Potenzial zur Kosteneinsparung.

Weil das Modell für eine transiente Analyse des Stranges entwickelt wurde, lässt es sich leicht auch auf instationäre Phänomene wie Rollenschlag, Gießgeschwindigkeitsschwankungen oder Strangstillstand verallgemeinern. Auf diese Weise werden weitere Verbesserungen des Prozessablaufs und der Produktqualität ermöglicht.

Wenn die Welt für nichts anderes gut wäre,
so ist sie doch ein ausgezeichneter Gegenstand
der Betrachtung.

WILLIAM HAZLITT

Abbildungsverzeichnis

1.1	Schematische Darstellung von Stranggießanlagen	2
2.1	Nichtlineare Effekte beim Stranggießen	11
2.2	Phasen beim Kriechversuch	12
2.3	Problemdimensionalität	16
3.1	Diskretisierung des Modellstranges und der Rollen	18
3.2	Temperaturabhängigkeit des Elastizitätsmodules	23
3.3	Modellierung der Rollenlagerung	28
3.4	Modellierung der Rollen	29
3.5	Vermeidung von Durchdringungen bei Kontaktkörpern	30
3.6	Lastgeschichte	36
3.7	u_y für Anlage in Dünkirchen	39
4.1	T_{surf} für Anlage Nr. 5, Standardfall	43
4.2	T_{surf} für Anlage Nr. 5, kleiner Querschnitt	44
4.3	T_{surf} für Anlage Nr. 5, großer Querschnitt	45
4.4	T für Anlage Nr. 5	46
4.5	u_x und ε_x für Anlage Nr. 5	47
4.6	u_y und ε_y für Anlage Nr. 5	49
4.7	u_x für Anlage Nr. 5, Schmalseite	50
4.8	u_y für Anlage Nr. 5, Breitseite	50
4.9	σ_y für Anlage Nr. 5	52
4.10	σ_{mises} für Anlage Nr. 5	53
4.11	Beispielverlauf einer Rollenkraft	54
4.12	F_{roll} und F_w für Anlage Nr. 5, Standardfall	55
4.13	F_{roll} und F_w für Anlage Nr. 5, kleiner Querschnitt	61
4.14	F_{roll} und F_w für Anlage Nr. 5, großer Querschnitt	62
4.15	ε_y , σ_{mises} und F_s für Anlage Nr. 5, τ variiert	63
4.16	ε_y , σ_{mises} und F_s für Anlage Nr. 5, Segmentzahl variiert	65
4.17	ε_y , σ_{mises} und F_s für Anlage Nr. 5, v_c variiert	66

4.18	T_{surf} für Anlage Nr. 3	68
4.19	T für Anlage Nr. 3	68
4.20	ε_x für Anlage Nr. 3	70
4.21	σ_y für Anlage Nr. 3	71
4.22	F_{roll} und F_w für Anlage Nr. 3, konventionelle Strangreduktion	72
5.1	u_y für Anlage Nr. 3, Breitseite, IBSR-Fall 1	74
5.2	F_{roll} und F_w für Anlage Nr. 3, IBSR-Fall 1	75
5.3	F_{roll} und F_w für Anlage Nr. 3, IBSR-Fall 2	76
5.4	T_{surf} für Vorblockanlage	78
5.5	u_x und ε_x für Vorblockanlage	80
5.6	u_y für Vorblockanlage, $v_c = 0,36 \text{ m/min}$	81
5.7	u_y für Vorblockanlage, Breitseite	82
5.8	ε_y und σ_y für Vorblockanlage	83
5.9	F_{roll} und F_w für Vorblockanlage, $v_c = 0,36 \text{ m/min}$	85
5.10	F_{roll} und F_w für Vorblockanlage, $v_c = 0,4 \text{ m/min}$	86
5.11	u_y für Vorblockanlage, $v_c = 0,42 \text{ m/min}$	87
5.12	σ_y für Vorblockanlage, $v_c = 0,42 \text{ m/min}$	88
5.13	F_{roll} und F_w für Vorblockanlage, $v_c = 0,42 \text{ m/min}$	89

Es gibt keine trockene Wissenschaft.
Es gibt nur trockene Gelehrsamkeit
und trockene Gelehrte.

JOSEPH UNGER

„Bunte Betrachtungen und Bemerkungen“

Tabellenverzeichnis

3.1	Diskretisierung des Modellstranges	19
3.2	Koeffizienten für sekundäre Kriechgesetze	24
4.1	Parameter für Anlage Nr. 5 der Dillinger Hüttenwerke	42
4.2	Dehnung, Spannung und Segmentkräfte für Anlage Nr. 5	58
4.3	Parameter für Anlage Nr. 3 der Dillinger Hüttenwerke	69
5.1	Parameter für die Vorblockanlage von British Steel Scunthorpe	78

Mathematik ist das Alphabet, mit dessen Hilfe
Gott das Universum beschrieben hat.

GALILEO GALILEI

Symbolverzeichnis

Variable	Einheit	Bedeutung
A	Pa^{-n}/s	Temperaturabhängiger Term in Kriechgesetzen
A_0	Pa^{-n}/s	Koeffizient im temperaturabhängigen Term in Kriechgesetzen
b	m	Breite des Stranges
c	K/Pa	Koeffizient im hyperbolischen Koppelterm in Kriechgesetzen
c_F	N/m	Federsteifigkeit
d_{roll}	m	Rollendurchmesser
E	Pa	Elastizitätsmodul
E_0	Pa	Elastizitätsmodul beim absoluten Nullpunkt
E_{min}	Pa	Elastizitätsmodul bei Temperaturen über Solidus
F_{hyd}	N	Kraft der Hydraulikzylinder
F_{roll}	N	Rollenkraft
F_s	N	Segmentkraft
F_w	N	Ausziehkraft
$F_{w,\text{FEM}}$	N	Ausziehkraft aus FEM-Berechnung
g	m/s^2	Fallbeschleunigung
h	m	Höhendifferenz zum Meniskus
K	$\text{mm}/\sqrt{\text{min}}$	Koeffizient im \sqrt{t} -Gesetz
l_m	m	Länge des Modellstranges
$l_{s,\text{CB}}$	m	Länge der Rollenelemente in Ausziehrichtung
$l_{s,\text{strand}}$	m	Länge der Strangelemente in Ausziehrichtung
$l_{x,\text{CB}}$	m	Länge der Rollenelemente in Breitenrichtung
$l_{x,\text{roll}}$	m	Breite der Rollen
$l_{x,\text{strand}}$	m	Länge der Strangelemente in Breitenrichtung
$l_{y,1,\text{CB}}$	m	Größere Länge der Rollenelemente in Dickenrichtung
$l_{y,2,\text{CB}}$	m	Kleinere Länge der Rollenelemente in Dickenrichtung
m	1	Spannungsexponent in Kriechgesetzen
n	1	Dehnungs- oder Zeitexponent in Kriechgesetzen
Q_a	J/mol	Aktivierungsenergie

Variable	Einheit	Bedeutung
R_g	$J/\text{mol}\cdot\text{K}$	Allgemeine Gaskonstante
s	m	Koordinate in Ausziehrichtung
s_{BSR}	m	Abstand des Beginns der Strangreduktionszone vom Meniskus
s_{crater}	m	Abstand des Sumpfes vom Meniskus
s_{ESR}	m	Abstand des Endes der Strangreduktionszone vom Meniskus
T	K	Temperatur
t	s	Zeit
T_{sol}	K	Solidustemperatur
T_{surf}	K	Oberflächentemperatur
u_x	m	Verschiebung in Breitenrichtung
u_y	m	Verschiebung in Dickenrichtung
v_c	m/s	Gießgeschwindigkeit
x	m	Koordinate in Breitenrichtung
X_C	1	Kohlenstoffgehalt
X_{Mn}	1	Mangengehalt
X_{Si}	1	Siliziumgehalt
y	m	Koordinate in Dickenrichtung
δ	m	Dicke des Stranges
δ_{BSR}	m	Strangdicke zu Beginn der Strangreduktionszone
δ_{CB}	m	Durchdringung bei Kontakt
δ_{ESR}	m	Strangdicke am Ende der Strangreduktionszone
δ_s	m	Schalendicke
δ_{SR}	m	Abstand der Knoten der Innenseite der Strangschale von der Symmetrieebene
Δs	m	Rollenteilung
ε	1	Dehnung
ε_0	1	Anfangsdehnung
$\varepsilon_{\text{creep}}$	1	Kriechdehnung
$\dot{\varepsilon}_{\text{creep}}$	$1/\text{s}$	Kriechdehnrate
ε_x	1	Dehnung in Breitenrichtung
ε_y	1	Dehnung in Dickenrichtung
μ	1	Querkontraktionszahl
ρ	kg/m^3	Dichte
σ	Pa	Spannung
σ_{mises}	Pa	Vergleichsspannung nach VON MISES
σ_y	Pa	Spannung in Dickenrichtung
τ	m/m	Strangreduktionsrate

Um das Gute lesen zu können, ist Bedingung,
dass man das Schlechte nicht lese.

ARTHUR SCHOPENHAUER

Literaturverzeichnis

- [1] ABOUTALEBI, M. R.; HASAN, M.; GUTHRIE, R. I. L.: „Heat Flow Modelling of Continuous Casting of Arbitrary Sections.“ In: *75th Steelmaking Conference Proceedings*, Bd. 75, S. 929–938. Iron and Steel Society, Chicago, 1992. Zitiert auf S. 4, 13
- [2] ABOUTALEBI, M. R.; HASAN, M.; GUTHRIE, R. I. L.: „Thermal modelling and stress analysis in the continuous casting of arbitrary sections.“ *Steel Research*, Bd. 65, Nr. 6, S. 225–233, 1994. Zitiert auf S. 4
- [3] AYATA, K.; KOYAMA, S.; NAKATA, H.; KAWASAKI, S.; et al.: „Improvement of Center Segregation in Continuously Cast Bloom by Hard Reduction near the Crater End.“ In: *Proceedings of the International Iron and Steel Congress*, Bd. 6. Nagoya, Okt. 1990. Zitiert auf S. 1, 3
- [4] BARBER, B.; LECKENBY, B. M.; LEWIS, B. A.: „Finite element analysis of roll misalignment during continuous casting.“ *Ironmaking and Steelmaking*, Bd. 18, Nr. 6, S. 431–436, 1991. Zitiert auf S. 5
- [5] BARGEL, H. J.; SCHULZE, G. (Hg.): *Werkstoffkunde*. VDI, Düsseldorf, 5. Aufl., 1988. Zitiert auf S. 12
- [6] BELLET, M.; DECULTIEUX, F.; MÉNAÏ, M.; BAY, F.; et al.: „Thermomechanics of the Cooling Stage in Casting Processes: Three-Dimensional Finite Element Analysis and Experimental Validation.“ *Metallurgical and Materials Transactions B*, Bd. 27, Nr. 1, S. 81–99, Febr. 1996. Zitiert auf S. 4, 5
- [7] BEUTELSPACHER, A.: „Das ist o. B. d. A. trivial“. *Mathematik für Studienanfänger*. Vieweg, Braunschweig, 3. Aufl., 1995. Zitiert auf S. vi
- [8] BRAUN, H.; HELLER, H. P.; JANKE, D.; SEHER, B.: „Computersimulation thermischer und mechanischer Vorgänge beim Brammenstranggießen von Stahl.“ *Stahl und Eisen*, Bd. 116, Nr. 9, S. 79–86, Sept. 1996. Zitiert auf S. 4, 5
- [9] CHIANG, L. K.: „Application of Soft Reduction Technique for Improving Centerline Segregation in Continuously Cast Slab.“ In: *72nd Steelmaking Conference Proceedings*, Bd. 72, S. 81–89. Iron and Steel Society, Chicago, Apr. 1989. Zitiert auf S. 1, 3
- [10] CHOUDHARY, S. K.; MAZUMDAR, D.; GHOSH, A.: „Mathematical modelling of heat transfer phenomena in continuous casting of steel.“ *ISIJ International*, Bd. 33, Nr. 7, S. 764–774, 1993. Zitiert auf S. 4, 5, 13

- [11] CREMER, A.; PAWELSKI, O.; RASP, W.: „Deformation behaviour of continuously cast slabs with liquid core, rolled in a continuous-casting-machine under consideration of ferrostatic pressure.“ In: *1st International Conference on Modelling of Metal Rolling Processes*, S. 80–90. Rolling Committee of the Manufacturing Technology Division, London, Sept. 1993. Zitiert auf S. [5](#), [29](#), [31](#), [51](#)
- [12] CRISTALLINI, A.; FERRETTI, A.; MORETTI, R.; SIMONI, S.: „Improvements of Billet Internal Quality by Means of Soft Reduction Technique.“ In: *77th Steelmaking Conference Proceedings*, Bd. 77, S. 309–315. Iron and Steel Society, Chicago, März 1994. Zitiert auf S. [1](#)
- [13] DALIN, J. B.; CHENOIT, J. L.; GERMAIN, Y.: „Prevention against Internal Cracks Caused by Bulging in Continuously Cast Steel Using a Finite Element Viscoplastic Model.“ In: Owen, D.; Hinton, E.; Oviato, E. (Hg.), *Computational Plasticity (Models, Software and Applications) Proceedings International Conference*, S. 435–448. Barcelona, Apr. 1987. Zitiert auf S. [39](#)
- [14] DEISINGER, M.: *Der Richtvorgang mit flüssigem Kern beim Stranggießen von Brammen*. Nr. 423 in Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 2: Fertigungstechnik. VDI, Düsseldorf, 1997. Zitiert auf S. [5](#)
- [15] EBINA, K.; AYATA, K.; SHIMONO, S.; TAKAGI, I.; et al.: „Improvement in Center Segregation of Cast Bloom by Heavy Reduction.“ *Technology Review* 15, Kobelco, Okt. 1992. Zitiert auf S. [3](#), [4](#), [5](#)
- [16] ELBEALY, M.: „On the mechanism of halfwaycracks and macro-segregation in continuously cast steel slabs (I). Halfway cracks.“ *Scandinavian Journal of Metallurgy*, Bd. 24, Nr. 2, S. 63–80, 1995. Zitiert auf S. [4](#), [5](#)
- [17] ELBEALY, M.; LESKINEN, N.; FREDRIKSSON, H.: „Simulation of cooling conditions in secondary cooling zones in continuous casting process.“ *Ironmaking and Steelmaking*, Bd. 22, Nr. 3, S. 246–255, 1995. Zitiert auf S. [4](#)
- [18] FERGUSON, H. S.: „Physical modelling of continuous casting.“ *Steel Technology International*, S. 150–154, 1994. Zitiert auf S. [5](#)
- [19] FUKUHARA, M.; SANPEI, A.: „Elastic Moduli and Internal Friction of Low Carbon and Stainless Steels as a Function of Temperature.“ *ISIJ International*, Bd. 33, Nr. 4, S. 508–512, 1993. Zitiert auf S. [4](#)
- [20] GANCARZ, J.; LAMANT, J. Y.; M., L.; RAHIER, P.: „Mechanical behaviour of the slab during continuous casting.“ *Revue de Metallurgie, Cahiers d'Informations Techniques*, Bd. 89, Nr. 11, S. 985–995, 1992. Zitiert auf S. [5](#), [38](#)
- [21] HAARDT, R.: *Numerische Simulation von Ausbauchungs- und Richtvorgängen beim Stranggießen von Stahl*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, Aachen, 2001. Zitiert auf S. [5](#), [15](#), [16](#), [19](#), [20](#), [26](#), [38](#), [59](#)
- [22] HAGGART, J. E.; HARDIE, A. W.; BRUCE, D. W.: „Control of Segregation in Continuously Cast Slabs for High Quality Rate Application at British Steel Ravenscraig Works.“ *Ironmaking and Steelmaking*, Bd. 17, Nr. 2, S. 130–134, 1990. Zitiert auf S. [3](#), [5](#)
- [23] HARSTE, K.; KLINGBEIL, J.; SCHMITZ, W.; WEYER, A.; et al.: „Neubau einer Vertikalstranggießanlage bei der AG der Dillinger Hüttenwerke.“ *Stahl und Eisen*, Bd. 117, Nr. 11, S. 73–79, Nov. 1997. Zitiert auf S. [42](#)

- [24] HARSTE, K.; SUZUKI, T.; SCHWERDTFEGER, K.: „Thermomechanical properties of steel: viscoplasticity of γ iron and γ Fe-C alloys.“ *Materials Science and Technology*, Bd. 8, S. 23–33, Jan. 1992. Zitiert auf S. **22, 25**
- [25] HARSTE, K.; TACKE, K.H.: „Slab Caster Design Criteria for High Quality Steel.“ In: *80th Steelmaking Conference Proceedings*, Bd. 80. Iron and Steel Society, Chicago, Apr. 1997. Zitiert auf S. **42**
- [26] HATTORI, M.; NAGATA, S.; INABA, A.; ISHITOBI, S.; et al.: „Development of Technology for Elimination of Segregation in Continuously Cast Slabs.“ In: *72nd Steelmaking Conference Proceedings*, Bd. 72, S. 91–96. Iron and Steel Society, Chicago, Apr. 1989. Zitiert auf S. **3**
- [27] IRVING, W. R.: *Continuous Casting of Steel*. The Institute of Materials, London, 1993. Zitiert auf S. **3, 4**
- [28] KAGAWA, A.; OKAMOTO, T.: „Influence of alloying elements on temperature and composition for peritectic reaction in plain carbon steels.“ *Materials Science and Technology*, Bd. 2, Nr. 10, S. 997–1008, 1986. Zitiert auf S. **34**
- [29] KONRADI, G. G.; ZAMILATSKIUI, E. P.: „Opređenje Konstant Uprugosti V Širokom Diapazone Temperatur.“ *Zavodskaya Laboratoriya*, Bd. 27, Nr. 10, S. 1296–1299, 1961. Zitiert auf S. **22**
- [30] KUBASCHEWSKI, O.: *Iron Binary Phase Diagrams*. Springer, Berlin, 1982. Zitiert auf S. **34**
- [31] LAMANT, J. Y.; LARRECQ, M.; BIRAT, J. P.; HENSGEN, J. L.; et al.: „Study of slab bulging in continuous caster.“ In: The Institute of Metals (Hg.), *Proceedings Conference Continuous Casting*, S. 37.1–37.8. London, 1985. Zitiert auf S. **38**
- [32] LOUHENKILPI, S.; LAITINEN, E.; NIEMINEN, R.: „Real-Time Simulation of Heat Transfer in Continuous Casting.“ *Metallurgical and Materials Transactions B*, Bd. 24, Nr. 4, S. 685–693, Aug. 1993. Zitiert auf S. **4**
- [33] MARC Analysis Research Corporation, Palo Alto. *Volume A: User Information*, 1994. Zitiert auf S. **10, 12, 14**
- [34] MARC Analysis Research Corporation, Palo Alto. *Volume B: Element Library*, 1994. Zitiert auf S. **21**
- [35] MIYAZAWA, K.; SCHWERDTFEGER, K.: „Computation of bulging of continuously cast slabs with simple bending theory.“ *Ironmaking and Steelmaking*, Bd. 6, Nr. 2, S. 68–74, 1979. Zitiert auf S. **26**
- [36] MIYAZAWA, K.; SCHWERDTFEGER, K.: „Macrosegregation in continuously cast steel slabs: preliminary theoretical investigation on the effect of steady state bulging.“ *Archiv für das Eisenhüttenwesen*, Bd. 52, Nr. 11, S. 415–422, Nov. 1981. Zitiert auf S. **3**
- [37] MOSTERT, R.; HAARDT, R.; TACKE, K.H.: „Optimization of the Straightening Process in Continuous Casting.“ Draft final report 7210-CA/602, 7210-CA/184, Europäische Gemeinschaft für Kohle und Stahl, 1999. Zitiert auf S. **38**
- [38] OGIBAYASHI, S.; KOBAYASHI, M.; YAMADA, M.; MUKAI, T.: „Influence of Soft Reduction with One-piece Rolls on Center Segregation in Continuously Cast Slabs.“ *ISIJ International*, Bd. 31, Nr. 12, S. 1400–1407, 1991. Zitiert auf S. **1, 5**

- [39] OGIBAYASHI, S.; YAMADA, M.; YOSHIDA, Y.; MUKAI, T.: „Influence of Roll Bending on Center Segregation in Continuously Cast Slabs.“ *ISIJ International*, Bd. 31, Nr. 12, S. 1408–1415, 1991. Zitiert auf S. 5
- [40] PALMAERS, A.: „High Temperature Mechanical Properties of Steel as a Means for Controlling Continuous Casting.“ *Techn. Ber.* 53, C. R. M., 1978. Zitiert auf S. 24
- [41] REICHERT, A.; TACKE, K.H.; HARSTE, K.; HECHT, M.; et al.: „Strand reduction in continuous casting and its effect on product quality.“ Draft final report 7210-CA/186, 7210-CA/187, 7210-CA/840, 7210-CA/188, Europäische Gemeinschaft für Kohle und Stahl, 2001. Zitiert auf S. 1, 59
- [42] SAEKI, T.; IMURA, H.; OONISHI, Y.; NIIMI, H.; et al.: „Effect of Bulging and Solidification Structure on Segregation in Continuously Cast Slab.“ *Transactions of the ISIJ*, Bd. 24, S. 907–916, 1984. Zitiert auf S. 5
- [43] SAKAKI, G. S.; KWONG, A. T.; PETOZZI, J. J.: „Soft Reduction of Continuously-Cast Blooms at Stelco’s Hilton Works.“ In: *78th Steelmaking Conference Proceedings*, Bd. 78, S. 295–300. Iron and Steel Society, Nashville, Apr. 1995. Zitiert auf S. 5
- [44] SCHREWE, H.: *Stranggießen von Stahl*. Stahleisen, Düsseldorf, 1987. Zitiert auf S. 1, 3, 5
- [45] STEINERT, I.: *Mathematische Modelle zur Spannungs- und Rißentstehung beim Stranggießen*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, Aachen, Apr. 1999. Zitiert auf S. 5, 13, 15, 34
- [46] SUGITANI, Y.; NAKAMURA, M.; KANAZAWA, T.; et al.: „Measurement of Bulging Amount and Profile on the Experimental Continuous Caster.“ *Transactions of the ISIJ*, Bd. 25, S. B–9, 1985. Zitiert auf S. 38
- [47] SUZUKI, T.; TACKE, K.H.; WÜNNENBERG, K.; SCHWERTDFEGER, K.: „Creep properties of steel at continuous casting temperatures.“ *Ironmaking and Steelmaking*, Bd. 15, Nr. 2, S. 90–100, 1988. Zitiert auf S. 24, 26
- [48] TACKE, K.H.: „Multi-beam model for strand straightening in continuous casting.“ *Ironmaking and Steelmaking*, Bd. 12, Nr. 2, S. 87–94, 1985. Zitiert auf S. 24
- [49] TIEDJE, N.; LANGER, E. W.: „Numerical modelling of heat transfer and solidification of continuously cast billets.“ *Scandinavian Journal of Metallurgy*, Bd. 22, Nr. 2, S. 55–60, 1993. Zitiert auf S. 4
- [50] TSUCHIDA, Y.; NAKADA, M.; SUGAWARA, I.; MIYAHARA, S.; et al.: „Behavior of Semi-macroscopic Segregation in Continuously Cast Slabs and Technique for Reducing the Segregation.“ *Transactions of the ISIJ*, Bd. 24, S. 899–906, 1984. Zitiert auf S. 3
- [51] WÜNNENBERG, K.: „Strangausbauchung zwischen Stützrollen beim Stranggießen von Brammen.“ *Stahl und Eisen*, Bd. 98, Nr. 6, S. 254–259, März 1978. Zitiert auf S. 38

Die Vergangenheit sollte ein Sprungbrett sein,
nicht ein Sofa.

HAROLD MACMILLAN

Lebenslauf

Persönliche Daten

Axel Reichert

E-Mail: mail@axel-reichert.de

Geb. 1970-08-03 in Düsseldorf
Ledig, deutsch

Schulbildung

1976-08/1989-05 Grundschole und Gymnasium in Mettmann mit Leistungskursen Mathematik und Physik

Wehrdienst

1989-10/1990-09 Fernmeldeaufklärer in Clausthal-Zellerfeld und Rotenburg/Wümme

Studium

1990-10/1992-09 Maschinenbauvordiplom an der Universität Hannover

1992-10/1993-06 Wissenschaftliche Hilfskraft am Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen in Hannover, Mitarbeit an Projekt der Deutschen Forschungsgemeinschaft: Implementation eines Stoffgesetzes in das FEM-Paket ABAQUS

1992-10/1996-08 Maschinenbaudiplom an der Universität Hannover, Entwicklungs- und Konstruktionstechnik mit Schwerpunkten FEM, Elasto-/Plastomechanik und Schwingungstechnik

1994-10/1996-04 Mathematikvordiplom an der Universität Hannover

Berufserfahrung

- 1996-08/2000-03 Max-Planck-Institut für Eisenforschung GmbH in Düsseldorf, wissenschaftlicher Mitarbeiter der Abteilung Metallurgie
- seit 2000-04 ABACOM Software GmbH in Aachen, Support- und Schulungsingenieur für das FEM-Paket ABAQUS

Die Gedanken sind frei.
CLEMENS BRENTANO
„Des Knaben Wunderhorn“

Kolophon

Dieser Text wurde aus der Schriftart „Computer Modern“ mit der Distribution „T_EX Live“ unter dem Betriebssystem „FreeBSD“ gesetzt. Als Makropaket wurde „L^AT_EX“ verwendet. Das Layout stammt vom Autor. Die Zeichnungen wurden mit dem Vektorgrafikprogramm „xfig“ erstellt, die *xy*-Daten mit „xmgr“ geplottet. Die gesamte Arbeit wurde mit „dvips“ in eine druckfertige PostScript-Datei konvertiert, die mit dem „Ghostscript“-Aufsatz „gv“ betrachtet wurde. Für die Erzeugung der PDF-Datei wurden „ps2pdf“ und „thumbpdf“ benutzt.

Auch der Rest der „Produktionskette“ bestand aus freier Software (Open Source): Als Fenstermanager kam „fvwm2“ zum Einsatz, als Terminaldiente „rxvt“. Die Kommandozeilen wurden durch die Shell „bash“ interpretiert. Die Versionsverwaltung der Quelltexte wurde mit „cvs“ durchgeführt, die Dateien selbst mit dem Editor „XEmacs“ unter der Entwicklungsumgebung „AUC T_EX“ bearbeitet. Für größere, automatisierbare Aufgaben wurde die Skriptsprache „Perl“ verwendet.

Die Stabilität, die Zuverlässigkeit und die Leistungsfähigkeit der freien Software waren herausragend, der Support beispielhaft. Besondere Erwähnung und ein Dankeschön verdienen an dieser Stelle die Stammschreiber und Mitstreiter aus der Diskussionsgruppe „de.comp.text.tex“, ohne die das Setzen dieser Arbeit nur halb so viel Spaß gemacht hätte.