

Reduzierung der Kopflunkerlänge bei großformatigen Vertikal- und Bogenstranggießanlagen durch numerische und experimentelle Untersuchungen

Von der Fakultät für Georessourcen und Materialtechnik der
Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen

zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktors der Ingenieurwissenschaften

genehmigte Dissertation

vorgelegt von

Gian Hauenstein, MSc FH

Berichter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Herbert Pfeifer
apl. Prof. Dr.-Ing. Hans-Jürgen Odenthal

Tag der mündlichen Prüfung: 21.06.2023

Diese Dissertation ist auf den Internetseiten der Universitätsbibliothek online verfügbar

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als Entwicklungsingenieur bei der SMS Concast AG in Zürich, Schweiz.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Herbert Pfeifer, der mir die Möglichkeit zur externen Promotion am Institut für Industrieofenbau und Wärmetechnik (IOB) der RWTH Aachen gegeben hat.

Für das Interesse an meiner Dissertation und die konstruktiven Anregungen danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Hans-Jürgen Odenthal, der meine Dissertation als Zweitgutachter betreut hat.

Für den wissenschaftlichen Austausch und das Korrekturlesen möchte ich mich bei Herrn Prof. Dipl.-Ing. Ralf Baumann bedanken, der mich seit Beginn meiner akademischen Ausbildung und Karriere begleitet und gefördert hat.

Ein großer Dank geht an die SMS Concast AG, dessen Geschäftsführer Dr.-Ing. Stephan Feldhaus und Leiter der Entwicklung Dipl.-Ing. Marcel Meier für das mir entgegengebrachte Vertrauen in meine Arbeit.

Ich bedanke mich bei allen Kolleginnen und Kollegen der SMS Concast AG und SMS group GmbH für die hervorragende Arbeitsatmosphäre und Zusammenarbeit sowie die großartige Hilfsbereitschaft im wissenschaftlichen Austausch und darüber hinaus.

Mein besonderer Dank gilt schließlich meinen Eltern, Geschwistern und Freunden, die meine Arbeit mit großem Engagement unterstützt haben.

Zürich, Juli 2023

Gian Hauenstein

Inhaltsverzeichnis

Nomenklatur.....	iv
1 Einleitung.....	1
1.1 Problemformulierung	2
1.2 Hot-Top-Verfahren beim Stranggießen	6
1.2.1 Funktionsweise.....	7
1.2.2 Auslegung und Materialwahl	8
1.3 Ziel der Arbeit	11
2 Stand der Technik	13
2.1 Entwicklung großer Vertikal-Blockgießanlagen.....	13
2.2 Kopflunker beim Stranggießen	16
2.3 Reduzierung des Kopflunkers mit aktiven Verfahren.....	18
2.4 Hot-Top-Verfahren und Erstarrung im Blockgießen	19
2.5 Zusammenfassung	21
3 Grundlagen.....	23
3.1 Stranggießen von Stahl.....	23
3.2 Stranggießanlagen	23
3.3 Stranggießformate	27
3.4 Wärmeabfuhr und Erstarrung am Strang	28
3.4.1 Wärmeabfuhr in der Primärkühlzone.....	29
3.4.2 Wärmeabfuhr in der Sekundärkühlzone	31
3.4.3 Wärmeabfuhr in der Tertiärkühlzone.....	32
3.4.4 Erstarrungsfront und -geschwindigkeit.....	33
3.4.5 Enderstarrung und Kopflunkerbildung	35
4 Betriebsversuche und Auslegedaten der Anlage	41
4.1 Stranggießanlage	41
4.2 Versuchsprogramm	43
4.3 Strangherstellung.....	46
4.3.1 Primärkühlzone	46
4.3.2 Sekundärkühlzone	47
4.3.3 Tertiärkühlzone	48
4.3.4 Strangerstarrung und Temperaturentwicklung	49
5 Numerische Simulation	51

5.1	Modellbeschreibung	51
5.1.1	Kontinuitäts-, Impuls- und Energieerhaltungsgleichung	51
5.1.2	Turbulenzmodell	52
5.1.3	Erstarrungsmodell	53
5.1.4	Mehrphasenmodell.....	54
5.2	Numerische Methode	56
5.2.1	Finite Volume Methode	57
5.2.2	Diskretisierung der Erhaltungsgleichungen.....	57
5.2.3	Zeitliche Diskretisierung.....	60
5.2.4	Zeitschrittkontrolle.....	61
5.2.5	Lineares Gleichungssystem.....	61
5.2.6	Unterrelaxation.....	62
5.2.7	Numerische Lösung	62
5.3	Modellimplementierung.....	63
5.3.1	Geometrie	63
5.3.2	Rechengitter und Sensitivitätsanalyse.....	64
5.3.3	Stoffeigenschaften.....	65
5.3.4	Anfangsbedingungen	67
5.3.5	Randbedingungen.....	68
5.3.6	Zeitschrittsteuerung.....	71
5.3.7	Rechenzeit	71
6	Ergebnisse	73
6.1	Kopflunker bei Betriebsversuchen	73
6.1.1	Ergebnisse ohne Hot-Top-Ring	73
6.1.2	Ergebnisse mit Hot-Top-Ring.....	75
6.1.3	Zusammenfassung.....	79
6.2	Validierung der numerischen Simulation.....	82
6.3	Parameterstudie	86
6.3.1	Eintauchtiefe des Hot-Top-Rings	86
6.3.2	Wanddicke des Hot-Top-Rings.....	89
6.3.3	Material des Hot-Top-Rings	93
7	Zusammenfassung und Ausblick.....	97
8	Summary and Outlook.....	101

9	Literaturverzeichnis	105
10	Anhang.....	110

Nomenklatur

Lateinische Symbole

Symbol	Beschreibung	Einheit
A	Koeffizientenmatrix	variabel
$A_{M,l}$	Mantelfläche des Schmelzensumpfs	m^2
A_{Mushy}	Mushy-Zone-Konstante	-
A_{Pk}	Strangoberfläche in Primärkühlzone	m^2
A_{Sk}	Strangoberfläche in Sekundärkühlzone	m^2
A_{Tk}	Strangoberfläche in Tertiärkühlzone	m^2
a	Empirischer Parameter für Spritzkühlung	-
a_{HT}	Verjüngung des Hot-Top-Rings	°
a_q	Volumenanteil der Phase q	-
α_ϕ	Unterrelaxationsfaktor	-
B	Brammenbreite, Vorblockbreite, Formatbreite	m
b	Empirischer Parameter für Spritzkühlung	-
b_G	Dicke des Gasspalts in Kokille	m
b_K	Dicke der Kokillenwand	m
b_S	Dicke der Schlackenschicht in Kokille	m
C	Kohlenstoffgehalt der Stahlsorte	%
CFL	Courant-Friedrichs-Lewy-Zahl	-
c	Exponent für den Einfluss des B/W -Verhältnisses	-
c_p	Spezifische Wärmekapazität	$J/(kg K)$
$\bar{c}_{p,KW}$	Mittlere spezifische Wärmekapazität des Kokillenkühlwassers	$J/(kg K)$
$c_{p,s}$	Spezifische Wärmekapazität bei Solidustemperatur	$J/(kg K)$
D	Rundformat-Durchmesser	m
$D_{HT,i}$	Großer Innendurchmesser des Hot-Top-Rings	m
$D_{K,ein}$	Kokilleneintrittsdurchmesser	m
$D_{K,aus}$	Kokillenaustrittsdurchmesser	m
D_ϕ	Diffusiver Fluss	variabel
d	Verbindungsvektor benachbarten Kontrollvolumen	-

$d_{HT,i}$	Kleiner Innendurchmesser des Hot-Top-Rings	m
E	Gittergröße, Zellgröße	m
E	Spezifische innere Energie	J/kg
\vec{F}_E	Quellterm aus dem Erstarrungsmodell	N/m^3
\vec{F}_1	Quellterm der Impulsgleichung	N/m^3
\vec{F}_{CSF}	Quellterm aus der Oberflächenspannung	N/m^3
F_ϕ	Konvektiver Fluss	variabel
f	Oberfläche des Kontrollvolumens	m^2
f	Index für die Oberfläche des Kontrollvolumens	-
f_x	Interpolationsfaktor	-
h	Spezifische sensible Enthalpie	J/kg
h_f	Spezifische Schmelzenthalpie der Stahlsorte	J/kg
h_{HT}	Eintauchtiefe des Hot-Top-Rings	m
h_{ref}	Spezifische Referenzenthalpie	J/kg
I	Einheitsvektor	-
k	Mittlere Erstarrungskonstante	$m/min^{0.5}$
k	Max. Anzahl an Iterationen	-
k_P	Lokale Erstarrungskonstante in der Primärkühlzone	$m/min^{0.5}$
k_S	Lokale Erstarrungskonstante in der Sekundärkühlzone	$m/min^{0.5}$
l_c	Stranglänge	m
l_{ch}	Charakteristische Länge	m
$l_{c,max}$	Maximale Stranglänge	m
l_k	Metallurgische Länge	m
l_{Kl}	Kopflunkerlänge	m
$l_{Kl}(t)$	Kopflunkerlänge als Funktion der Zeit t	m
m_f	Massenstrom durch Zellfläche f	kg/s
n	Anzahl Zeitschritte	-
n_{st}	Stranganzahl	-
P	Gießleistung	t/a
p	Statischer Druck	Pa
p_{ES}	Volumenänderung beim Erstarrungsschrumpfen	%

p_{Fs}	Volumenänderung beim Flüssigkeitsschrumpfen	%/100 °C
p_{Sfz}	Volumenänderung beim Schrumpfen im festen Zustand	%
Q_f	Volumenstrom durch Zellfläche f	m^3/s
Q_{expl}	Expliziter Quellterm	variabel
Q_{impl}	Impliziter Quellterm	variabel
\dot{Q}_{Pk}	Wärmestrom in Primärkühlzone	W
\dot{Q}_{Sk}	Wärmestrom in Sekundärkühlzone	W
\dot{Q}_{Sta}	Wärmestrom am Stranganfang	W
\dot{Q}_{Ste}	Wärmestrom am Strangende	W
$\dot{Q}_{Tk,S}$	Wärmestrom durch Wärmestrahlung in Tertiärkühlzone	W
$\dot{Q}_{Tk,K}$	Wärmestrom durch freie Konvektion in Tertiärkühlzone	W
Q_ϕ	Quellterm der Feldgröße ϕ	variabel
q	Index der Phase	-
\dot{q}_{Pk}	Wärmestromdichte in Primärkühlzone	W/m^2
\dot{q}_{Sk}	Wärmestromdichte in Sekundärkühlzone	W/m^2
$\dot{q}_{Tk,S}$	Wärmestromdichte durch Wärmestrahlung in Tertiärkühlzone	W/m^2
$\dot{q}_{Tk,K}$	Wärmestromdichte durch freie Konvektion in Tertiärkühlzone	W/m^2
R	Gießradius	m
\mathbf{R}	Vektor mit den diskretisierten Termen	variabel
Re	Reynolds-Zahl	-
R_c	Erstarrungsgeschwindigkeit	m/s
R_i	Richtradius i	m
$R_{K,eff}$	Effektiver Wärmedurchgangswiderstand in der Kokille	$(m^2 K)/W$
R_α	Wärmeübergangswiderstand einer Schicht	$(m^2 K)/W$
R_λ	Wärmeleitwiderstand einer Schicht	$(m^2 K)/W$
S_f	Flächennormale der Oberfläche f	-
S_m	Quellterm der Kontinuitätsgleichung	$kg/(m^3 s)$
S_h	Quellterm der Energiegleichung	W/m^3
s	Halbe Strangdicke	m

T	Temperatur	K
T_c	Gießtemperatur	K
\bar{T}_{KW}	Mittlere Kokillenkühlwasser-Temperatur	K
$T_{KW_{ein}}$	Kokillenkühlwasser-Eintrittstemperatur	K
$T_{KW_{aus}}$	Kokillenkühlwasser-Austrittstemperatur	K
T_{Lf}	Leidenfrosttemperatur	K
T_l	Liquidustemperatur	K
T_r	Rekristallisationstemperatur	K
T_{ref}	Referenztemperatur	K
T_s	Solidustemperatur	K
T_{So}	Strangoberflächentemperatur	K
T_{Skw}	Spritzkühlwasser-Temperatur	K
T_{Sz}	Temperatur im Strangzentrum	K
T_U	Umgebungstemperatur der Luft	K
$T_{U,K}$	Umgebungstemperatur bei Konvektion	K
$T_{U,S}$	Umgebungstemperatur bei Strahlung	K
$T_{0,HT}$	Anfangstemperatur des Hot-Top-Rings	K
t	Zeit, Erstarrungszeit	s
t_{HT}	Wanddicke des Hot-Top-Rings	m
V	Kontrollvolumen, Zellvolumen	m^3
$V_{HT,S}$	Umschlossenes Schmelzenvolumen des Hot-Top-Rings	m^3
V_l	Schmelzenvolumen	m^3
V_s	Kopflunkervolumen	m^3
\dot{V}_{PK}	Kokillenkühlwasser-Volumenstrom	m^3/s
\dot{V}_{Sk}	Spritzkühlwasser-Volumenstrom	l/min
v	Spezifisches Volumen	m^3/kg
\vec{v}	Strömungsgeschwindigkeitsvektor	m/s
v_c	Gießgeschwindigkeit	m/min

v_c	Spezifisches Volumen bei Gießtemperatur	m^3/kg
v_{ch}	Charakteristische Geschwindigkeit	m/s
v_l	Spezifisches Volumen bei Liquidustemperatur	m^3/kg
\vec{v}_p	Auszugsgeschwindigkeit aus Lösungsgebiet	m/s
v_s	Spezifisches Volumen bei Solidustemperatur	m^3/kg
\dot{v}_{Sk}	Spezifischer Spritzkühlwasser-Volumenstrom	$l/(min\ m^2)$
v_t	Strömungsgeschwindigkeit tangential zur Wand	m/s
v_U	Spezifisches Volumen bei Umgebungstemperatur	m^3/kg
v_x, v_y, v_z	Strömungsgeschwindigkeit in x -, y -, z -Richtung	m/s
W	Brammenweite, Vorblockweite, Formatweite	m
w_i	Massenanteil der Verbindung oder des Elements	%
$X(x, y, z)$	Räumliche Funktion der Phasengrenze fest/flüssig	m
$X(z)$	Abstand zwischen Strangachse und Phasengrenze fest/flüssig als Funktion der Distanz z ab Strangende	m
$x(z)$	Abstand zwischen Strangachse und Strangschale als Funktion der Distanz z ab Strangende	m
x_i	Stoffmengenanteil	mol/mol
z	Distanz ab Meniskus bzw. Strangende	m
z_{start}	Anfang der Sekundärkühlzone ab Meniskus	m
z_{ende}	Ende der Sekundärkühlzone ab Meniskus	m

Griechische Symbole

Symbol	Beschreibung	Einheit
α	Längenausdehnungskoeffizient	K^{-1}
α	Temperaturleitfähigkeit	m^2/s
$\alpha_{K,eff}$	Effektiver Wärmeübergangskoeffizient in der Kokille	$W/(m^2\ K)$
α_{Kw}	Wärmeübergangskoeffizient des Kühlwassers in der Kokille	$W/(m^2\ K)$
α_{Sk}	Wärmeübergangskoeffizient bei der Spritzkühlung in der Sekundärkühlzone	$W/(m^2\ K)$

$\alpha_{Sk,0}$	Grenzwert des Wärmeübergangskoeffizienten bei der Spritzkühlung in der Sekundärkühlzone	$W/(m^2 K)$
α_{Tk}	Wärmeübergangskoeffizient in der Tertiärkühlzone	$W/(m^2 K)$
β	Flüssigkeitsanteil	%
Γ_ϕ	Diffusionskoeffizient	-
γ	Oberflächenspannung	N/m
γ	Raumausdehnungskoeffizient	K^{-1}
γ_{BDS}	Mischungskoeffizient für BDS	-
ΔT	Schmelzenüberhitzung in der Kokille	K
Δt	Zeitschritt	s
ε_{So}	Emissionsgrad der Strangoberfläche	-
κ	Krümmung	m^{-1}
λ	Wärmeleitfähigkeit	$W/(m K)$
λ_{eff}	Effektive Wärmeleitfähigkeit	$W/(m K)$
λ_G	Wärmeleitfähigkeit des Gasspalts in der Kokille	$W/(m K)$
λ_K	Wärmeleitfähigkeit der Kokille	$W/(m K)$
λ_S	Wärmeleitfähigkeit der Schlacke in der Kokille	$W/(m K)$
μ	Dynamische Viskosität	$kg/(s m)$
ν	Kinematische Viskosität	m^2/s
ρ	Dichte	kg/m^3
$\bar{\rho}_{Kw}$	Mittlere Dichte des Kokillenkühlwassers	kg/m^3
ρ_l	Dichte bei Liquidustemperatur	kg/m^3
ρ_s	Dichte bei Solidustemperatur	kg/m^3
σ	Stefan-Boltzmann-Konstante	$W/(m^2 K^4)$
$\bar{\tau}$	Spannungstensor	N/m^2
ϕ	Feldgröße	variabel
ϕ	Vektor mit den Werten von ϕ	variabel

Abkürzungen

Symbol	Bezeichnung
AG	Aktiengesellschaft
AMG	Algebraic Multigrid
AR	Aspect Ratio

BD	Blending Differencing
BDF	Backward Differentiation Formula
CALPHAD	CALculation of PHAse Diagrams
CDS	Central Differencing-Scheme
CFD	Computational Fluid Dynamics
CFL	Courant-Friedrichs-Lewy
CSF	Continuum Surface Force
EAF	Electric Arc Furnace
EN	Europäische Norm
ESU	Elektroschlacke-Umschmelzverfahren
FDM	Finite Differenzen Methode
FEM	Finite Elemente Methode
FVM	Finite Volumen Methode
GmbH	Gesellschaft mit beschränkter Haftung
HT	Hot-Top
HTR	Hot-Top-Ring
Inc.	Incorporated
LF	Ladle Furnace
MEMS	Mould Electromagnetic Stirrer
PHC	Promising Hybrid Caster
Pk	Primärkühlzone
SEMS	Strand Electromagnetic Stirrer
SIMPLE	Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations
Sk	Sekundärkühlzone
Sta	Stranganfang
Ste	Strangende
Tk	Tertiärkühlzone
TW	Taewoong
UDS	Upwind Differencing Scheme
VD	Vacuum Degassing
Ver.	Versuch
VOD	Vacuum Oxygen Decarburization
VOF	Volume of Fluid

1 Einleitung

Flüssiger Stahl wurde früher als Block in Kokillen gegossen und anschließend auf die geforderten Endabmessungen geformt. Hierzu waren häufig mehrere Zwischenerwärmungen notwendig, wobei jeder Umformschritt mit einem Ausbringungsverlust verbunden war [1, 2]. Bereits Ende des 19. Jahrhunderts gab es Ideen, den Stahl kontinuierlich in einem Strang zu vergießen [3]. Hierdurch gelangte man näher an die Endabmessungen heran, Umformschritte wurden eingespart und gleichzeitig wurde eine über die Stranglänge gleichmäßige Qualität erreicht [1].

Das Stranggießen ist ein konventionelles Herstellungsverfahren für Stahl, das 2022 einen Anteil von rd. 95 % an den 1878 Millionen Tonnen der weltweiten Stahlproduktion ausmachte [4]. Der hohe Wert zeigt die Dominanz des Stranggießens hinsichtlich gleichbleibender Qualität bei umfassender Produktivität. Das Blockgießen wurde weitestgehend durch das Stranggießen abgelöst. Blockgießen wird noch verwendet, wenn die benötigten Abmessungen zu groß sind, die Stahlsorte nicht ausreichend homogen erstarrt oder rissanfällig ist, oder wenn die Losgrößen zu gering sind. Diese Problemstellungen werden in Zukunft mithilfe von kontinuierlichen oder halbkontinuierlichen Vertikalstranggießanlagen mit großen Formatabmessungen gelöst. Das heutzutage im Stranggießen hergestellte größte Vorblockformat mit einem Durchmesser von $D = 1200 \text{ mm}$ wurde 2021 von der SMS Concast AG [5] in Betrieb genommen. Solche großen Vorblöcke werden primär für die Herstellung von Windkraftanlagen, Turbinen und Antriebswellen verwendet und sollen zur laufenden Energiewende beitragen [6]. Rissanfällige Stahlsorten werden vorzugsweise in einer Vertikalstranggießanlage hergestellt. Der Vorteil ist, dass keine Biege- und Richtvorgänge des Strangs erfolgen, womit die Gefahr der Rissbildung minimiert wird. Kleine Losgrößen mit der Qualität eines Stranggusses werden auf halbkontinuierlichen Vertikalstranggießanlagen hergestellt [7, 8]. Ziel dabei ist, dass die Strangerstarrung und Morphologie des Gefüges analog zum kontinuierlichen Stranggießen in einer gekühlten Kokille beginnt und über die Sekundär- und Tertiärkühlung fortlaufend weiter erfolgt.

1.1 Problemformulierung

Durch die Entwicklung des Marktes von Langprodukten¹ etablieren sich größere Gießformate und höhere Gießgeschwindigkeiten auf kontinuierlichen und halbkontinuierlichen Stranggießanlagen. Infolge von Dichteunterschieden zwischen der flüssigen und der festen Phase einer Stahlsorte schrumpft das Stahlvolumen beim Erstarren und Abkühlen. Beim kontinuierlichen Stranggießen macht sich dieses Schrumpfen als eine Formatquerschnittskontraktion von den Kokillenaustrittsabmessungen bis zu denjenigen im kalten Zustand bemerkbar. Die gewünschten Abmessungen im kalten Zustand können mit angepassten Kokillenaustrittsabmessungen kompensiert werden. Nach dem regulären Stranggießen und dem Unterbrechen der Schmelzenzufuhr am Ende eines Gießvorgangs zeigt sich das Schrumpfen primär durch einen offenen Makrolunker – auch als Kopflunker bezeichnet – am Strangende. In Abb. 1-1 (a) ist die Definition des Kopflunkers am Strangende nach dem vollständigen Erstarren und Abkühlen auf Umgebungstemperatur dargestellt, Abb. 1-1 (b) zeigt den Kopflunker eines Betriebsversuchs. Letzterer wurde auf der Bogenstranggießanlage von Taewoong (Busan, Südkorea) [9] bei der Herstellung eines Strangs der Stahlsorte 42CrMo4 mit dem Gießradius $R = 18\text{ m}$, dem Vorblockdurchmesser $D = 1000\text{ mm}$, der Gießgeschwindigkeit $v_c = 0.14\text{ m/min}$, der mittleren Erstarrungskonstante $k = 34.4\text{ mm/min}^{0.5}$ und der Schmelzenüberhitzung (in der Kokille) $\Delta T = 25\text{ K}$ durchgeführt. In Abb. 1-1 (b) ist das aufgetrennte Strangende aus dem Betriebsversuch in der x,z -Ebene zu sehen, die parallel zur Seitenansicht der Stranggießanlage verläuft (vgl. Abb. 3-1). Die Kopflunkerlänge beträgt $l_{kl} = 1975\text{ mm}$. Innerhalb des Kopflunkers zeigen sich mehrere erstarrte Bereiche – auch als Brückenbildung bezeichnet – die über den Formatquerschnitt von einer zur anderen Seite verlaufen. Eine solche Brückenbildung entsteht durch die Erstarrung des Strangendes in z -Richtung und das kontinuierliche Absinken des Gießspiegels beim Erstarren. Die Kopflunkerform bildet sich trichterförmig aus und wird durch die Funktion $x(z)$ definiert, die den Abstand zwischen Strangachse und Strangschale als Funktion der Distanz z ab Strangende beschreibt. Die Kopflunkerlänge l_{kl} wird ab Strangende bis zum letzten offenen Lunker auf der Schnittebene entlang des Strangs gemessen. Das Kopf-

¹ Langprodukt wird als Sammelbegriff für die Herstellung von Knüppel- und Vorblockformaten mit dem Stranggießen verwendet.

lunkervolumen V_s – auch als Schrumpfvolumen bezeichnet – wird aus der Kopflunkerform $x(z)$ ab Strangende ($z = 0$) bis zur Kopflunkerspitze ($z = l_{kl}$) berechnet. Die Stranglänge l_c wird vom Strangende bzw. dem Meniskus bis zum Stranganfang gemessen.

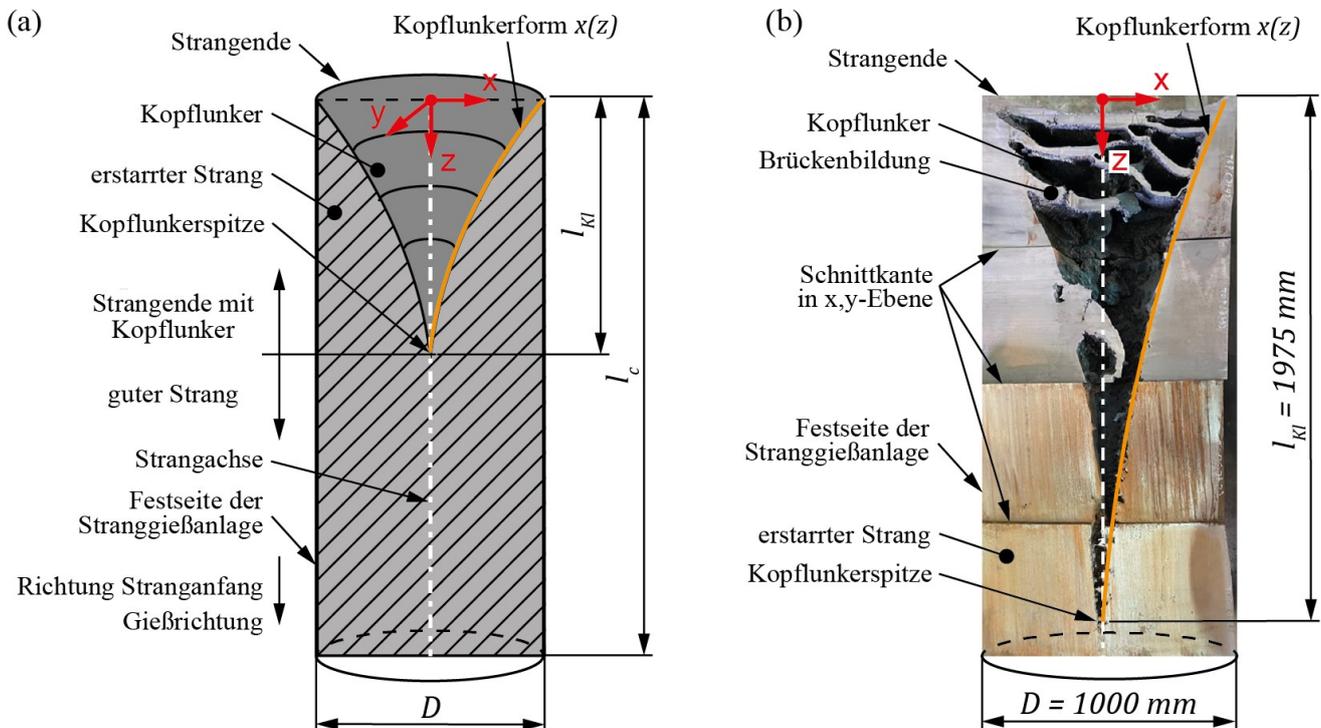


Abb. 1-1: (a) Definition des Kopflunkers am Strangende und (b) aufgetrenntes Strangende mit der Kopflunkerausbildung an einem Gießstrang aus einem Betriebsversuch (Bogenstranggießanlage Taewoong, $R = 18$ m, $42\text{CrMo}4$, $D = 1000$ mm, $v_c = 0.14$ m/min, $k = 34.4$ mm/min^{0.5}, $\Delta T = 25$ K)

Das Schrumpfen bzw. das Kopflunkervolumen ist abhängig vom Schmelzensumpf², der sich wiederum je nach Stahlsorte, Gießformat, Gießgeschwindigkeit und Strangkühlung unterscheidet. Das Thema Kopflunker und dessen Reduzierung gewinnt mit größeren Gießformaten und höheren Gießgeschwindigkeiten an Bedeutung. Das Strangende mit dem Kopflunker muss vom qualitativ hochwertigen Strang abgetrennt werden. Durch den Materialverlust wird das Ausbringen einer Stranggießanlage reduziert. Für kontinuierliche Stranggießanlagen, die im Sequenzguss betrieben werden, und für die die Stranglänge u. a. durch die feuerfesten Materialien der Verteilerrinne limitiert wird, stellt der entstehende Verlust qualitativ hochwertiger Stranglänge nicht das primäre Problem dar.

² Als Schmelzensumpf wird die flüssige Phase innerhalb eines Gießstrangs bezeichnet.

Beim Betrieb kontinuierlicher Stranggießanlagen steht u. a. die Optimierung der Schmelzenergiekosten des Stahls im Fokus. Mit der bereitgestellten Schmelze soll ein möglichst großes Ausbringen erreicht werden [10]. Dem gegenüber stehen halbkontinuierliche Stranggießanlagen, bei denen die maximale Stranglänge $l_{c,max}$ durch die Maschinenkonstruktion, d. h. den Abstand zwischen Maschinenendpunkt und dem untersten Punkt der Sekundärkühlung bzw. Strangführung, begrenzt wird (Abb. 2-1). Für halbkontinuierliche Stranggießanlagen steht die Optimierung der qualitativ hochwertigen Stranglänge im Vordergrund. Der wirtschaftliche Erfolg einer solchen Anlage im Vergleich zum Blockgießen hängt u. a. von dieser Optimierung ab. Mit der Reduzierung des Kopflunkers können demnach sowohl ökonomische als auch ökologische Aspekte beim Stranggießen verbessert werden.

In Abb. 1-2 (a) ist die Strangerstarrung und -kühlung gemäß den drei Kühlzonen Primär-, Sekundär- und Tertiärkühlung beim kontinuierlichen Stranggießen mit der Gießtemperatur T_c dargestellt. Der Schmelzensumpf wird ab dem Meniskus bis zur Sumpfspitze bezogen auf die Solidustemperatur T_s bestimmt und als metallurgische Länge l_k bezeichnet. Die Erstarrungsfront wird durch die Funktion $X(z)$ definiert, die den Abstand zwischen Strangachse (z -Achse) und Phasengrenze fest/flüssig bezogen auf die Solidustemperatur als Funktion der Distanz z ab dem Meniskus bzw. dem Strangende beschreibt. Bei der Erstarrung einer Legierung befindet sich zwischen der erstarrten Schicht und der Schmelze ein heterogener Bereich (Mushy Zone), der aus fester Phase und Restschmelze besteht. Der Anteil von flüssiger Phase im Strang wird als Schmelzenvolumen V_l bezeichnet. In Abb. 1-2 (b) ist die weitere Ausförderung des Strangs nach dem regulären Stranggießen und dem Unterbrechen der Schmelzenzufuhr am Ende des Gießvorgangs dargestellt. Beim Erstarren schrumpft das Stahlvolumen, wodurch die freie Oberfläche kontinuierlich absinkt und der Kopflunker beginnt sich zu bilden. In Abb. 1-2 (c) ist der Strang nach dem vollständigen Erstarren und Abkühlen auf Umgebungstemperatur zu sehen. Am Strangende ist der Kopflunker entstanden, der das Schrumpf- bzw. Kopflunkervolumen V_s aufweist.

Das Schrumpfen kann mit dem Dichteunterschied zwischen flüssiger und fester Phase und dem Schmelzenvolumen V_l bestimmt werden, das wiederum von der Stahlsorte, dem Gießformat, der Gießgeschwindigkeit und der Strangkühlung abhängig ist. Durch diese

Faktoren können prinzipiell nur die prozesstechnischen Einflussgrößen wie die Gießgeschwindigkeit und die Strangkühlung beeinflusst werden. Der Schmelzensumpf bzw. die Distanz vom Meniskus bis zur Sumpfspitze nimmt mit sinkender Gießgeschwindigkeit ab.

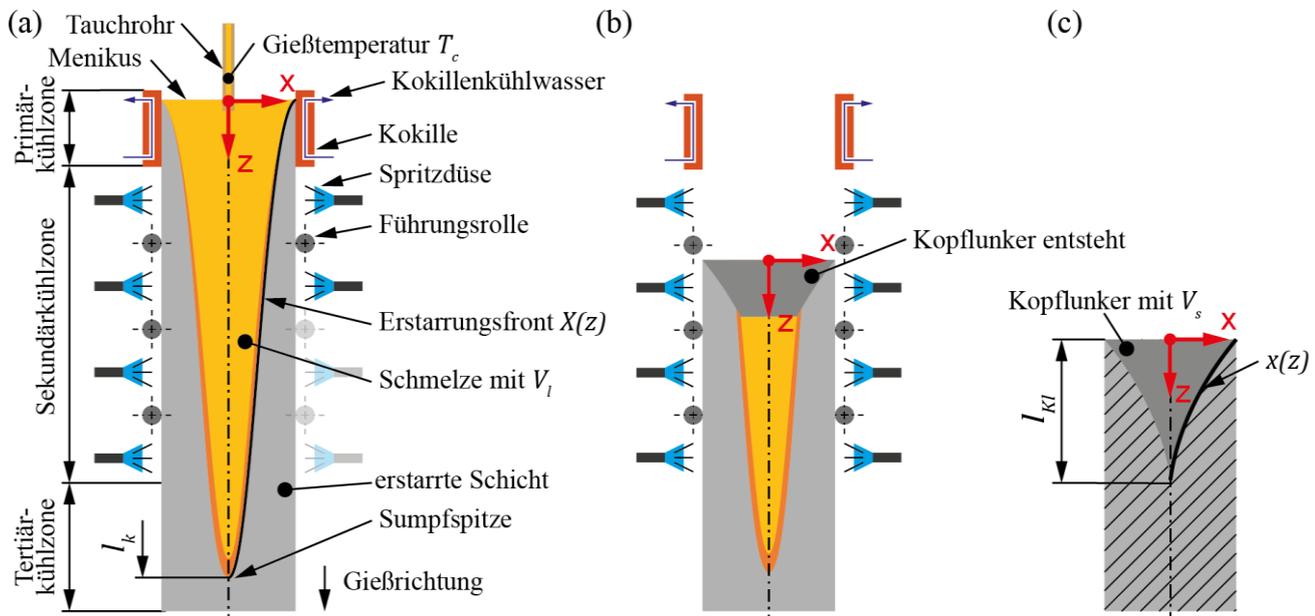


Abb. 1-2: (a) Strangerstarrung und -kühlung mit den drei Kühlzonen beim kontinuierlichen Stranggießen, (b) Ausförderung des Strangs nach dem regulären Stranggießen mit dem Beginn der Kopflunkerbildung und (c) Strangende mit Kopflunker nach dem vollständigen Erstarren und Abkühlen auf Umgebungstemperatur

In [11] wurden gegen Ende des Stranggusses eine reduzierte Gießgeschwindigkeit und eine modifizierte Strangkühlung erfolgreich angewandt, um eine Reduktion des Schrumpfens zu erreichen. Durch die zeitlich veränderlichen Prozessbedingungen entstehen Qualitätsunterschiede im Gießprodukt, die bei einem kontinuierlichen Prozess unerwünscht sind. Eine reduzierte Gießgeschwindigkeit führt zur Verringerung der Produktivität der Anlage. Aus wirtschaftlichen und qualitativen Gründen lässt sich diese Praxis daher nicht großflächig umsetzen. In [12] werden Verfahren mit Wärmequellen für das Nachwärmen oder Nachspeisen des Strangs nach dem regulären Stranggießen vorgeschlagen. Die Anwendung dieser Verfahren setzt einen verhältnismäßig kostenintensiven Aufbau mit aktiven Wärmequellen voraus. Hinsichtlich des Prozesses und der physikalischen Eigenschaften der Stahlsorte kann das Schrumpfen nicht ohne Qualitätsveränderungen des Gießprodukts beeinflusst werden. Die Aufgabe der Prozessoptimierung muss es sein, diese Nachteile weitgehend zu beheben und ein Verfahren zu schaffen, das sich

beim kontinuierlichen und halbkontinuierlichen Gießen großformatiger Stränge durch eine einfache Handhabung auszeichnet, und mit dem durch eine geringere trichterförmige Ausprägung des Kopflunkers ein höheres Ausbringen des qualitativ hochwertigen Gießprodukts erreicht werden kann.

1.2 Hot-Top-Verfahren beim Stranggießen

Die Reduzierung des Kopflunkers wird beim Blockgießen erreicht, indem im oberen Bereich des Gussblocks ein thermisch isolierender Bereich – auch Hot-Top-Bereich genannt – geschaffen wird [13]. Die Schmelze soll hier verzögert erstarren und als Schmelzreservoir für den restlichen Gussblock dienen. Die SMS Concast AG adaptierte dieses Blockgussprinzip auf den Strangguss [8]. In Abb. 1-3 ist die Anwendung des Hot-Top-Verfahrens beim Stranggießen anhand eines Betriebsversuchs dargestellt.

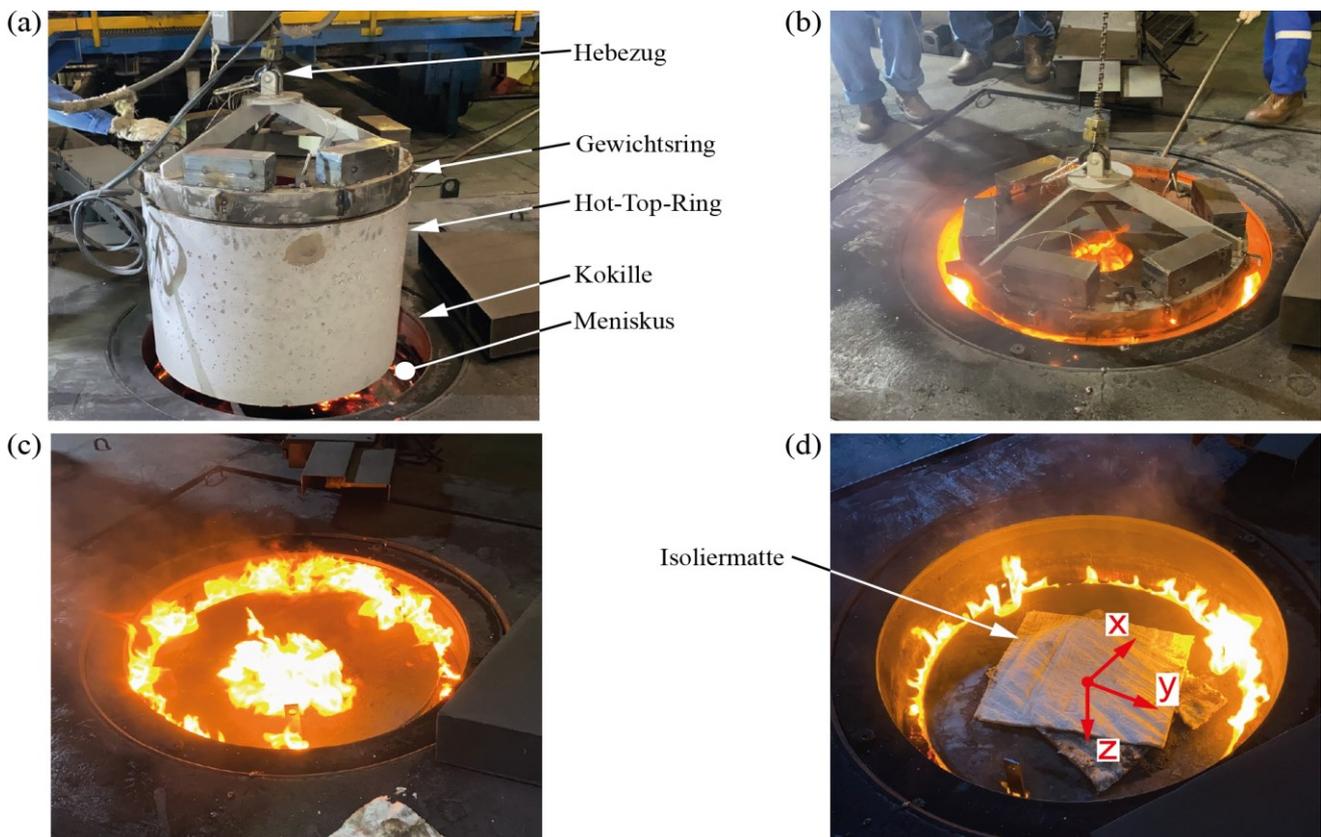


Abb. 1-3: Anwendung des Hot-Top-Verfahrens beim Stranggießen mit dem Vorblockdurchmesser $D = 1000 \text{ mm}$; Gießbühne mit Kokillenbereich. (a) Hot-Top-Ring am Hebezug über der Kokille vor dem Einsetzen in die Schmelze, (b) Hot-Top-Ring eingesetzt in die Schmelze am Strangende, (c) Hebezug und Gewichtsring sind vom Hot-Top-Ring abgekoppelt, (d) weitere Ausförderung des Strangs mit zusätzlichen Isoliermatten

Bei dem patentierten Verfahren wird ein rohrförmiger Ring aus feuerfestem Material – im Weiteren als Hot-Top-Ring bezeichnet – nach dem Gießende am Strangende in die Schmelze eingesetzt. In Abb. 1-3 (a) ist der Hot-Top-Ring am Hebezug vor dem Einsetzen in die Schmelze zu sehen. Die Abb. 1-3 (b) zeigt den Hot-Top-Ring, als er in die Schmelze am Strangende eingesetzt ist. In Abb. 1-3 (c) werden Hebezug und Gewichtsring vom Hot-Top-Ring abgekoppelt und entfernt. In Abb. 1-3 (d) erfolgt die weitere Ausförderung des Strangs mit zusätzlichen Isoliermatten am Strangende.

1.2.1 Funktionsweise

Mit dem Hot-Top-Ring wird ein thermisch isolierter Bereich am Strangende geschaffen, wodurch dort eine verzögerte Erstarrung der Schmelze erreicht wird. Die Schmelze in diesem Bereich dient als Schmelzreservoir und soll das Schrumpfen im guten Stranggießprodukt ausgleichen. Der Ablauf des Hot-Top-Verfahrens beim Stranggießen ist in Abb. 1-4 schematisch dargestellt. In Abb. 1-4 (a) ist der Zustand direkt nach dem Gießende und dem Unterbrechen der Schmelzenzufuhr zu erkennen. Die Verteilerrinne wird zunächst angehoben, anschließend wird das Tauchrohr aus der Kokille entfernt und die Verteilerrinne zur Seite gefahren, um über der Kokille genügend Platz für das Einsetzen des Hot-Top-Rings bereitzustellen. Anschließend wird der Hot-Top-Ring mit einem Hebezug über der Kokille positioniert und in die Schmelze eingesetzt. Hierfür wird der Gießprozess kurzzeitig unterbrochen, d. h. die Gieß- bzw. Ausfördergeschwindigkeit ist $v_c = 0$. Gemäß praktischer Erfahrung werden für das Einsetzen des Hot-Top-Rings zwischen 2 *min* und 4 *min* benötigt. Die Abb. 1-4 (b) zeigt den Zustand nach dem Einsetzen des Hot-Top-Rings in die Schmelze. Durch einen zusätzlichen Gewichtsring auf dem Hot-Top-Ring wird die gewünschte Eintauchtiefe h_{HT} erzielt. Optional kann zusätzlich Abdeckpulver auf den Gießspiegel gegeben werden, um eine bessere thermische Isolierung am Strangende zu gewährleisten. Nach dem Einsetzen und der Fixierung des Hot-Top-Rings wird der Hebezug abgekoppelt. Die Ausförderung des Strangs wird wieder aufgenommen und die ursprüngliche Gieß- bzw. Ausfördergeschwindigkeit eingestellt. Der Hot-Top-Ring friert am Strangende ein, isoliert die Schmelze und wird mit dem Strang ausgefördert. In Abb. 1-4 (c) ist die weitere Ausförderung des Strangs mit dem Beginn der Kopflunkerbildung innerhalb des Hot-Top-Rings dargestellt. In Abb. 1-4 (d) ist das Strangende mit dem eingefrorenen Hot-Top-Ring nach vollständiger Erstarrung

und Abkühlung auf Umgebungstemperatur zu erkennen. Der Hot-Top-Ring ist ein Verbrauchsgegenstand und wird nur einmalig verwendet.

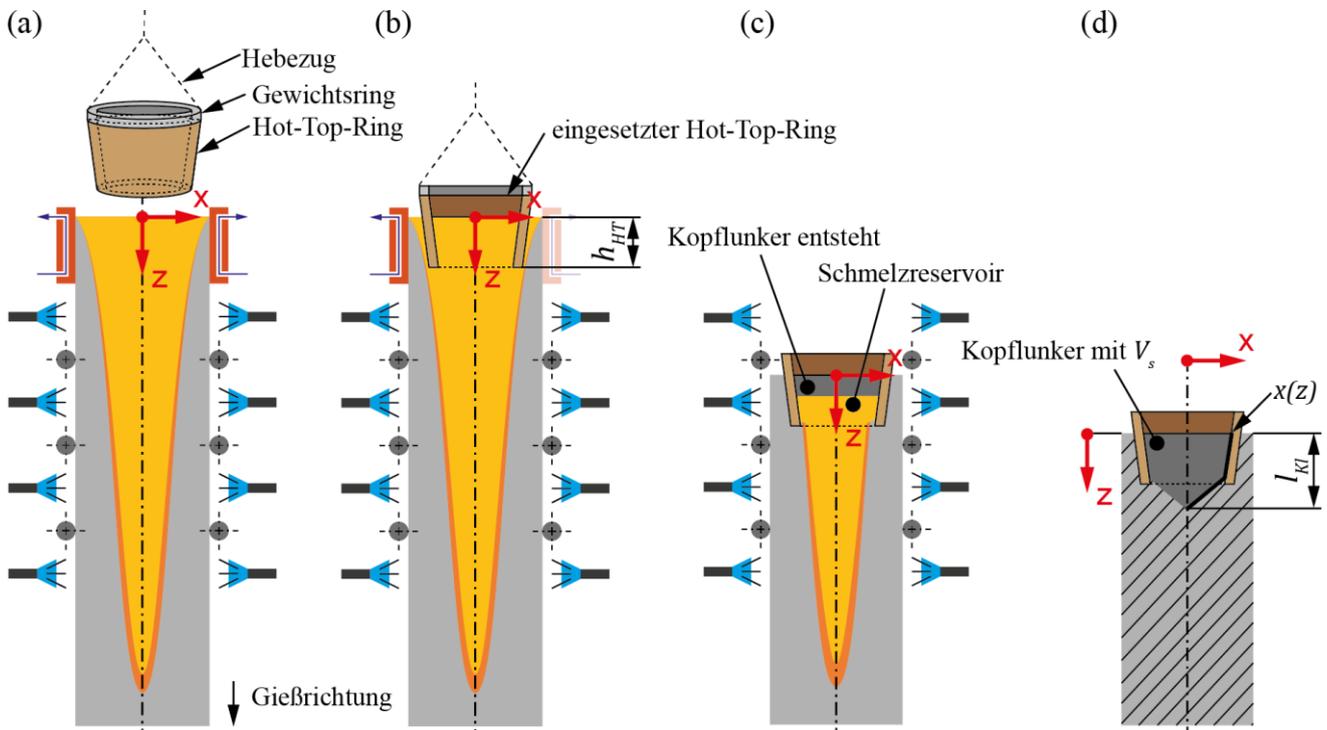


Abb. 1-4: (a) Strang in der Gießanlage nach dem kontinuierlichen Stranggießen mit dem vorbereiteten Hot-Top-Ring am Hebezug über der Kokille, (b) Strang mit dem eingesetzten Hot-Top-Ring in der Schmelze mit der Eintauchtiefe h_{HT} , (c) Ausförderung des Strangs nach dem regulären Stranggießen mit dem Beginn der Kopflunkerbildung innerhalb des Hot-Top-Rings, (d) Strang nach dem vollständigen Erstarren und Abkühlen auf Umgebungstemperatur mit eingefrorenem Hot-Top-Ring und Kopflunker am Strangende

1.2.2 Auslegung und Materialwahl

Damit der Hot-Top-Ring nach dem Gießende einfach in die Kokille eingebracht werden kann, müssen die Außenabmessungen des Rings geringfügig kleiner ausfallen als die Innenabmessungen der Kokille, d. h. der dazwischen gebildete Spalt ist so zu bemessen, dass das Spaltmaß ungefähr der gebildeten Strangschalendicke im normalen Gießbetrieb entspricht. Die Innenabmessungen und die Eintauchtiefe des Hot-Top-Rings werden so gewählt, dass beim Einsetzen das umschlossene Schmelzenvolumen V_{HT} mindestens dem Schrumpfvolumen V_s entspricht. Die Definitionen der Abmessungen des Hot-Top-Rings sind in Abb. 1-5 dargestellt.

In der Theorie sollte der Gießspiegel im Hot-Top-Ring absinken, ohne dass ein bedeutendes Schalenwachstum innerhalb desselben erfolgt. Der Kopflunker verläuft entlang

der Innengeometrie des Hot-Top-Rings, bis sich unterhalb des Rings eine trichterförmige Kopflunkerspitze bildet. Durch das reduzierte Schalenwachstum im Hot-Top-Ring steht mehr Schmelze zur Verfügung, um das Schrumpfen des Strangs unterhalb des Rings auszugleichen. Infolge des Hot-Top-Verfahrens sollte sich der trichterförmige Kopflunker zu einer nahezu zylindrischen Form verändern, was eine reduzierte Kopflunkerspitze mit sich bringt.

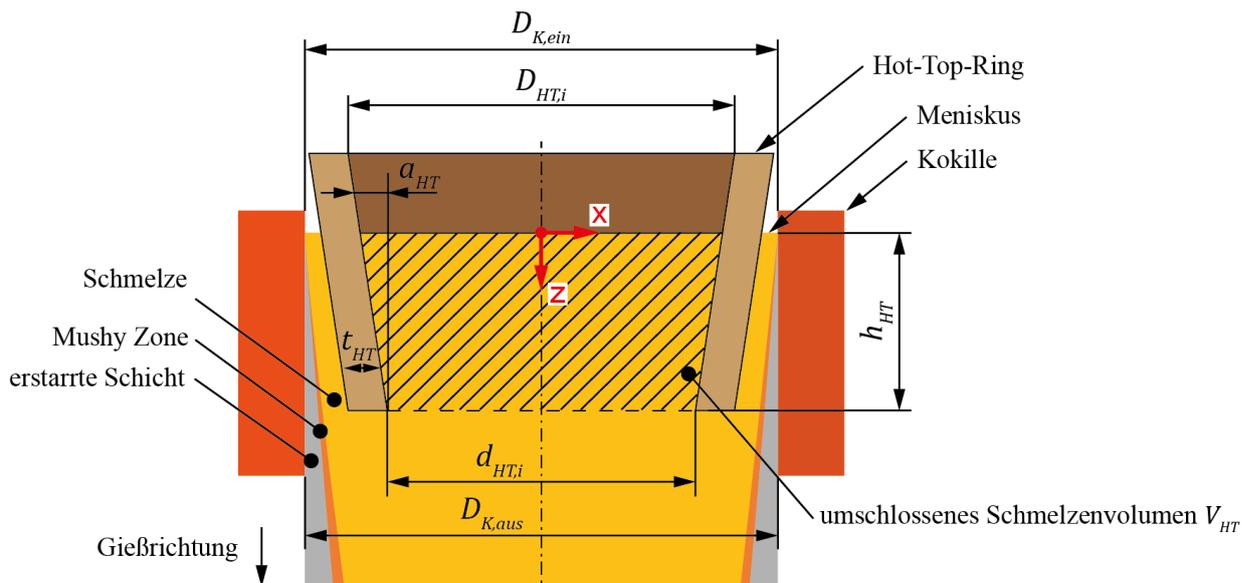


Abb. 1-5: Darstellung des Kokillenbereichs nach Gießende mit eingesetztem Hot-Top-Ring und Definition der Abmessungen desselben

Ein feuerfestes und thermisch gut isolierendes Material ist für das Rohrelement des Hot-Top-Verfahrens notwendig, um den thermomechanischen Belastungen beim Einsetzen in die Schmelze und der thermischen Isolation des Schmelzreservoirs zu genügen. Des Weiteren muss das Material hinsichtlich seiner maximalen Einsatztemperatur und der Thermoschockbeständigkeit ausgewählt werden. Es ist nicht vorgesehen, dass der Hot-Top-Ring vorgewärmt wird. Zur möglichst guten thermischen Isolation muss das Material eine geringe Wärmeleitfähigkeit aufweisen. Im Erstkontakt mit der Schmelze entzieht der kalte Hot-Top-Ring der Schmelze Energie. Deshalb sollte ein Material mit geringer spezifischer Wärmekapazität und Dichte gewählt werden. In Tab. 1-1 ist die chemische Zusammensetzung für zwei technische Keramiken bzw. feuerfeste Materialien aufgeführt. Die Abb. 1-6 zeigt den Bereich der thermodynamischen Stoffeigenschaften spezifische Wärmekapazität c_p und Wärmeleitfähigkeit λ . Die Bereichswerte stammen

aus der Materialdatenbank Total Materia [14]. Die Übersicht zeigt, wie weit die thermodynamischen Stoffeigenschaften variieren können. Der Einfluss einzelner Stoffeigenschaften auf die Reduzierung der Kopflunkerlänge im Hot-Top-Verfahren ist Teil dieser Arbeit. Die Betriebsversuche mit Hot-Top-Verfahren wurden ausschließlich mit dem Hot-Top-Material des Stahlproduzenten Taewoong – im Weiteren als TW-HT-Material bezeichnet – durchgeführt. Für die numerische Simulation des Hot-Top-Verfahrens wird als Vergleich zum TW-HT-Material das Blockguss-Haubenmaterial LITEFAX 1507 (Hersteller Vesuvius plc [15]) verwendet. Die chemische Zusammensetzung der Materialien sind in Tab. 1-1 aufgelistet.

Tab. 1-1: Chemische Zusammensetzungen von Hot-Top-Ring-Materialien

	Massenanteil der Verbindung w_i [%]		
	SiO_2	Al_2O_3	CaO
TW-HT-Material [9]	96.7	2.0	1.0
LITEFAX 1507 [16]	94.0	1.2	N/A

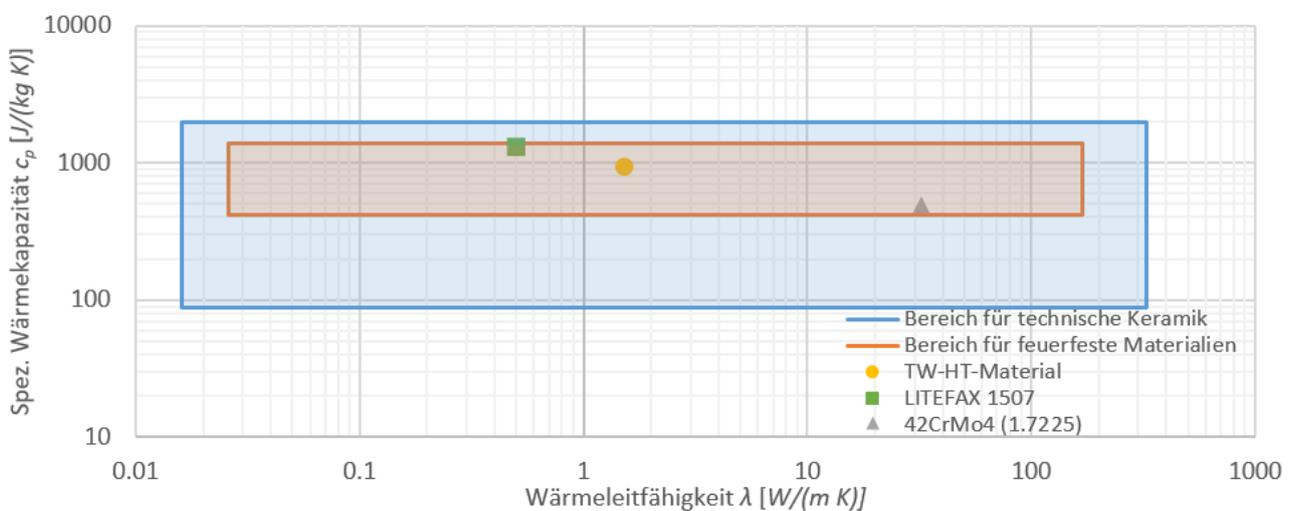


Abb. 1-6: Übersicht über thermodynamische Stoffeigenschaften (spezifische Wärmekapazität c_p und Wärmeleitfähigkeit λ) für technische Keramik [14], feuerfeste Materialien [14], TW-HT-Material [9] und LITEFAX 1507 [16]; die Stahlsorte 42CrMo4 (1.7225) ist als Vergleichswert angegeben [14]

1.3 Ziel der Arbeit

Das Ziel dieser Arbeit ist es die Kopflunkerbildung großformatiger Stranggießanlagen zu untersuchen und die Kopflunkerlänge mit dem Hot-Top-Verfahren für das Stranggießen zu reduzieren. Die numerischen Untersuchungen und die Betriebsversuche wurden für eine Bogenstranggießanlage mit einem Gießradius von $R = 18 \text{ m}$, einem Vorblockdurchmesser von $D = 1000 \text{ mm}$ und einer Gießgeschwindigkeit von $v_c = 0.12 \text{ m/min}$ bis 0.14 m/min sowie den Stahlsorten 42CrMo4 (Werkstoffnummer 1.7225) und S355J2G3 (1.0570) durchgeführt. Die Vorblöcke wurden auf der Stranggießanlage des Stahlproduzenten Taewoong (Busan, Südkorea) [9] hergestellt. Die Betriebsversuche erfolgten während der laufenden Produktion. Das bedeutet, dass die Herstellung der Vorblöcke entsprechend der aktuellen Marktlage erfolgte und die Versuchsreihe in Bezug auf Stahlsorte und Gießgeschwindigkeit nicht beeinflusst werden konnte. Die exklusive Herstellung von Vorblöcken für experimentelle Untersuchungen ist aus ökonomischen und ökologischen Gründen nicht möglich.

Für die numerische Untersuchung wurde ein transientes Finite Volumen Methode (FVM) Modell mit ANSYS Fluent 2021 R2 [17] entwickelt, das die finale Strangerstarrung mit dem Schrumpfen bzw. der Kopflunkerbildung nach dem regulären Stranggießen berücksichtigt. Das Schrumpfen des Strangs wird mit dem Volume of Fluid (VOF) Mehrphasenmodell berechnet. Die im Lösungsgebiet vorhandenen Phasen sind Stahl in flüssiger, mehrphasiger oder fester Form sowie Luft. Für die Berechnung der Erstarrung wurde der Enthalpie-Porosität-Ansatz von Poirier [18] herangezogen, wonach der Flüssigkeitsanteil proportional zur Temperatur im Erstarrungsbereich angenommen wird. Die Simulation wurde mit Kopflunkern aus Betriebsversuchen validiert.

2 Stand der Technik

Dieses Kapitel behandelt den Stand der Technik und die Literaturrecherche zu den für die Arbeit relevanten Themen:

- Die Entwicklung halbkontinuierlicher Stranggießanlagen, bei denen der Kopflunker einen entscheidenden Faktor für den erfolgreichen Betrieb und die Produktivität der Anlage darstellt
- Bisherige Untersuchungen über Kopflunker beim Stranggießen
- Verschiedene patentierte Verfahren und Anlagentechnologien, um die Kopflunkerlänge beim Stranggießen zu reduzieren
- Das Hot-Top-Verfahren beim Blockgießen mit der Zielsetzung, den Kopflunker zu reduzieren

2.1 Entwicklung großer Vertikal-Blockgießanlagen

Oh et al. [7] beschreiben eine halbkontinuierliche Vertikalstranggießanlage – auch als Vertikal-Blockgießanlage bezeichnet – zur Herstellung von Vorblöcken mit maximalen Querschnittsabmessungen von $B \times W = 770 \times 770 \text{ mm}^2$ und einer maximalen Stranglänge von $l_{c,max} = 3000 \text{ mm}$. Mit einer solchen Anlage kann im Vergleich zum Blockgießen eine höhere Ausförrerate erreicht werden, ohne dass die hohen Investitionskosten einer Bogenstranggießanlage anfallen. Halbkontinuierliche Vertikalstranggießanlagen sind vorteilhaft für die Herstellung kleiner Losgrößen mit unterschiedlichen Stahlsorten. In Abb. 2-1 ist der Ablauf einer halbkontinuierlichen Vertikalstranggießanlage dargestellt. Der Prozess ähnelt der klassischen Bogenstranggießanlage von der Gießpfanne bis zur Kokille. Beide Anlagen unterscheiden sich in der Auszugsvorrichtung sowie der vollständigen Strangerstarrung. Die Abb. 2-1 (a) zeigt wie die Schmelze zu einem Strang vergossen wird, bis die gewünschte Stranglänge l_c erreicht ist. In Abb. 2-1 (b) ist zu erkennen, wie der Strang aus der Primär- und der Sekundärkühlzone bewegt und in vertikaler Position gehalten wird, bis die Schmelze in der Tertiärkühlzone durcherstarrt ist. Für die Ausförderung wird der Strang in die horizontale Ausförrrichtung gedreht und über Rollen ausgefördert, wie in Abb. 2-1 (c) zu sehen ist.

Die Autoren haben mithilfe des Berechnungsprogramms FLOW-3D [19] die Strangerstarrung mit Kopflunkerbildung berechnet und die maximale Ausbringung der

Anlage bestimmt. Ferner wurde der Einfluss unterschiedlicher Gießbedingungen, Sekundärkühlzonenlängen, Gießgeschwindigkeiten sowie das elektromagnetische Rühren und Heizen des Strangendes untersucht. Die Ergebnisse zeigen, dass mit zunehmender Sekundärkühlzonenlänge die Gefahr einer unregelmäßigen Erstarrung durch Defekte (Seigerungen, Porosität) im Strang zunimmt.

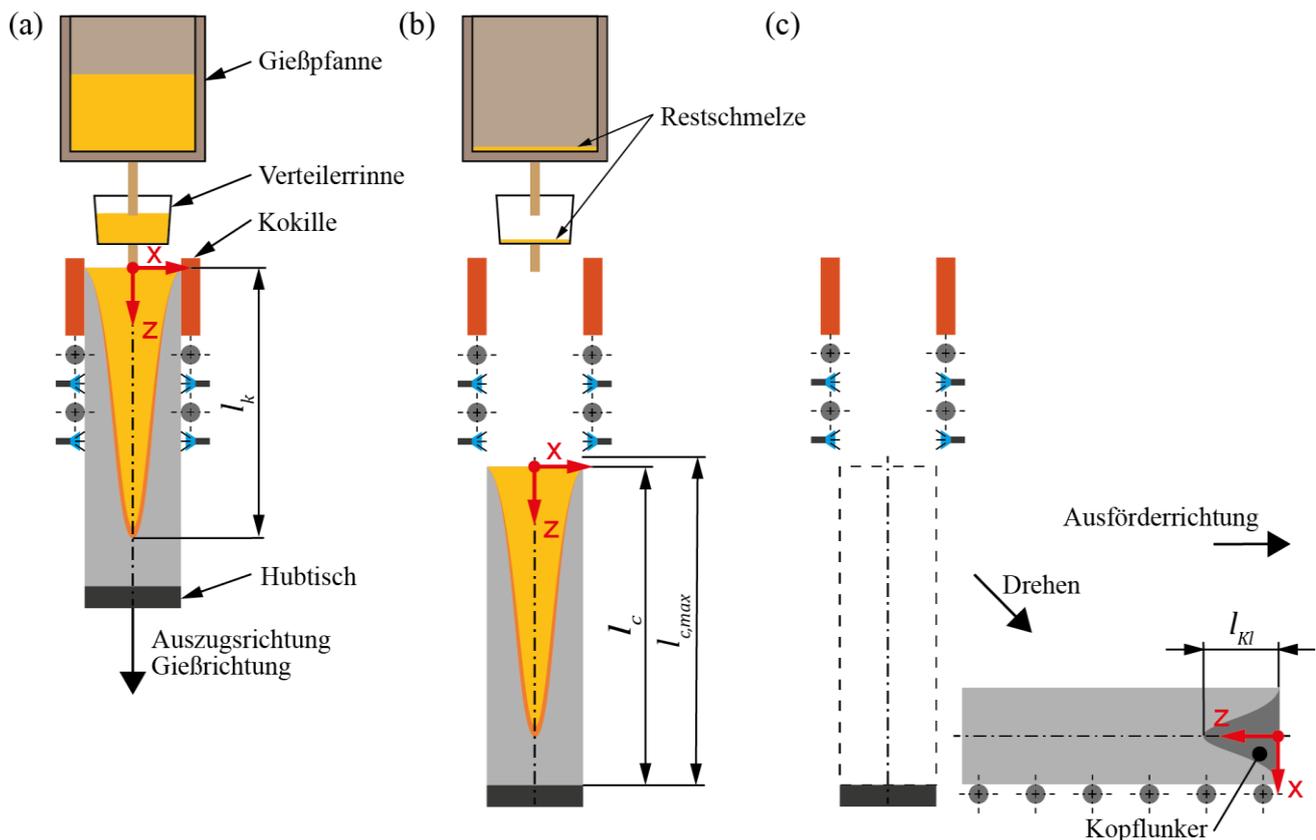


Abb. 2-1: Ablauf einer halbkontinuierlichen Vertikalstranggießanlage, (a) die Schmelze wird vergossen bis die gewünschte Stranglänge l_c erreicht ist, (b) der Strang wird aus der Primär- und der Sekundärkühlzone bewegt und bis zur vollständigen Erstarrung in vertikaler Position gehalten, (c) der Strang wird in die horizontale Ausförderrichtung gedreht und ausgefördert; nach [20]

Weiter wurde erkannt, dass der Kopflunker sich verlängert, wenn keine zusätzliche Isolationsschicht vorhanden ist, keine zusätzliche Wärme am Strangende eingebracht oder das Strangende nicht mit einem elektromagnetischen Rührer gerührt wird. Mit dem Heizen und Rühren der Schmelze am Strangende konnte die Kopflunkerlänge um rd. 67 % reduziert werden. Bei halbkontinuierlichen Vertikalstranggießanlagen beeinflusst die Kopflunkerlänge maßgebend das Ausbringen der Anlage. Die Reduzierung des Kopflunkers ist die Kerntechnologie, um eine solche Anlage effizient zu betreiben. Zur Erhöhung

der Ausbringung wurde ein kontrolliertes Abkühlen des Strangs vom Stranganfang in Richtung Strangende entwickelt und angewandt.

Kishi et al. [21] beschreiben die Entwicklung einer halbkontinuierlichen Vertikalstranggießanlage für Daido Steel Co. Ltd. [22]. Mit dieser Anlage werden Vorblöcke mit den maximalen Querschnittsabmessungen von $B \times W = 650 \times 850 \text{ mm}^2$ und einer maximalen Stranglänge von $l_{c,max} = 9800 \text{ mm}$ hergestellt. Die Anlage wird als Promising Hybrid Caster (PHC) bezeichnet und vereint Charakteristik und Vorteile kontinuierlicher Stranggieß- und Blockgießverfahren. Durch eine Gießgeschwindigkeit von lediglich $v_c = 0.10 \text{ m/min}$ kann die Qualität des Strangs verbessert werden. Sie ist vergleichbar mit derjenigen eines kontinuierlich gegossenen Strangs. Eine mechanisch variable Kokille wurde eingesetzt, um keilförmige Vorblöcke aus hoch kohlenstoffhaltigen Stahlsorten in hoher Qualität zu produzieren. Die Autoren schlagen weiter vor das Strangende zu heizen, um die Kopflunkerlänge zu reduzieren. Hierzu wird nach dem Vergießen der Schmelze die Verteilerrinne entfernt und ein Plasmabrenner über der Kokille positioniert. Mit dem Plasmabrenner wird Wärme in das Strangende eingebracht, wodurch die Schmelze verzögert erstarrt. Der Einfluss des beheizten Strangendes auf die Kopflunkerbildung ist anhand eines Betriebsversuchs in Abb. 2-2 dargestellt.

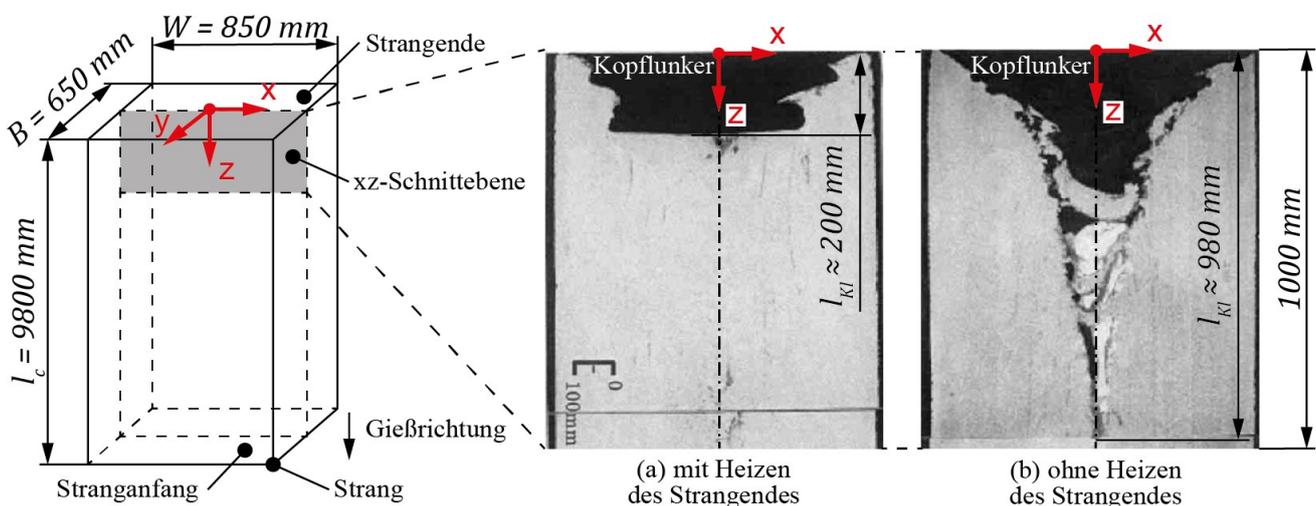


Abb. 2-2: Veränderte Kopflunkerbildung durch das Heizen des Strangendes anhand eines Betriebsversuchs (halbkontinuierliche Vertikalstranggießanlage, 0.4 % kohlenstoffhaltige Stahlsorte, $v_c = 0.10 \text{ m/min}$, $B \times W = 650 \times 850 \text{ mm}^2$, $l_c = 9800 \text{ mm}$); nach [21]

Zum Vergleich ist das Strangende mit dem Kopflunker im abgekühlten Zustand in Abb. 2-2 (a) mit und in Abb. 2-2 (b) ohne Heizen beim Erstarren dargestellt. Durch die Beheizung wurde die Kopflunkerlänge $l_{KL} \approx 980 \text{ mm}$ um 80 % reduziert. Dabei verringert sich durch das Heizen das Schalenwachstum am Strangende, der Kopflunker bildet sich vermehrt in der xy-Ebene aus und es steht mehr Schmelze zur Verfügung, um den guten Strang zu speisen.

2.2 Kopflunker beim Stranggießen

Lu et al. [11] führten experimentelle Untersuchungen zur Kopflunkerbildung und der Reduzierung des Strangeverlustes beim Stranggießen von Vorblöcken durch. Für die Betriebsversuche wurden die Strangenden nach dem vollständigen Abkühlen auf Umgebungstemperatur aufgetrennt und die Kopflunkerlänge wurde gemessen. Die Vorblockabmessungen sind $B \times W = 220 \times 260 \text{ mm}^2$. Der Einfluss von Stahlsorte (Kohlenstoffgehalt $C = 0.005 \%$ bis 0.81%), Gießgeschwindigkeit ($v_c = 1.2 \text{ m/min}$ bis 1.5 m/min), Schmelzenüberhitzung ($\Delta T = 1 \text{ K}$ bis 20 K) und der spezifischen Sekundärkühlleistung wurde untersucht. Die Kopflunkerlänge variiert von $l_{KL} = 600 \text{ mm}$ bis 2010 mm . Zur Verringerung der Kopflunkerbildung werden niedrige Sekundärkühlleistungen und Gießgeschwindigkeiten gegen Ende des kontinuierlichen Stranggießens vorgeschlagen. Die Kopflunkerlänge konnte, je nach Stahlsorte, um rd. 20 % reduziert werden. Weiter beschreiben die Autoren ein Modell zur Berechnung der Kopflunkerlänge für Rechteckformate. Dem Berechnungsmodell liegen folgende Annahmen zugrunde:

- Die Erstarrungsfläche des Schmelzensumpfs verläuft keilförmig vom Meniskus bis zur Sumpfspitze.
- Der Gießradius R bzw. die Strangkrümmung durch die Bogenstranggießanlage werden vernachlässigt.
- Die Temperaturunterschiede in der Strangschale beeinflussen nicht das Schrumpfen.
- Das Schrumpfen geht isotrop voran und der Kopflunker bildet sich als vierseitige Pyramide aus.
- Die Schmelze schrumpft nur im Bereich zwischen Liquidus- und Solidustemperatur.

In Abb. 2-3 sind die Abmessungen sowie die zugrunde liegenden Annahmen für die Berechnung der Kopflunkerlänge nach [11] dargestellt. Die Abb. 2-3 (a) zeigt den Schmel-

zensumpf beim kontinuierlichen Stranggießen. Das Volumen des keilförmigen Schmelzensumpfs V_l wird nach Gl. (2-1) aus Brammenweite W und -breite B , der metallurgischen Länge l_k sowie der Sumpfspitzenbreite $W - B$ berechnet. In Abb. 2-3 (b) ist der Zustand nach dem vollständigen Erstarren und Abkühlen auf Umgebungstemperatur zu sehen. Das Kopflunkervolumen V_s wird aus Brammenweite W und -breite B sowie der Kopflunkerlänge l_{kl} berechnet.

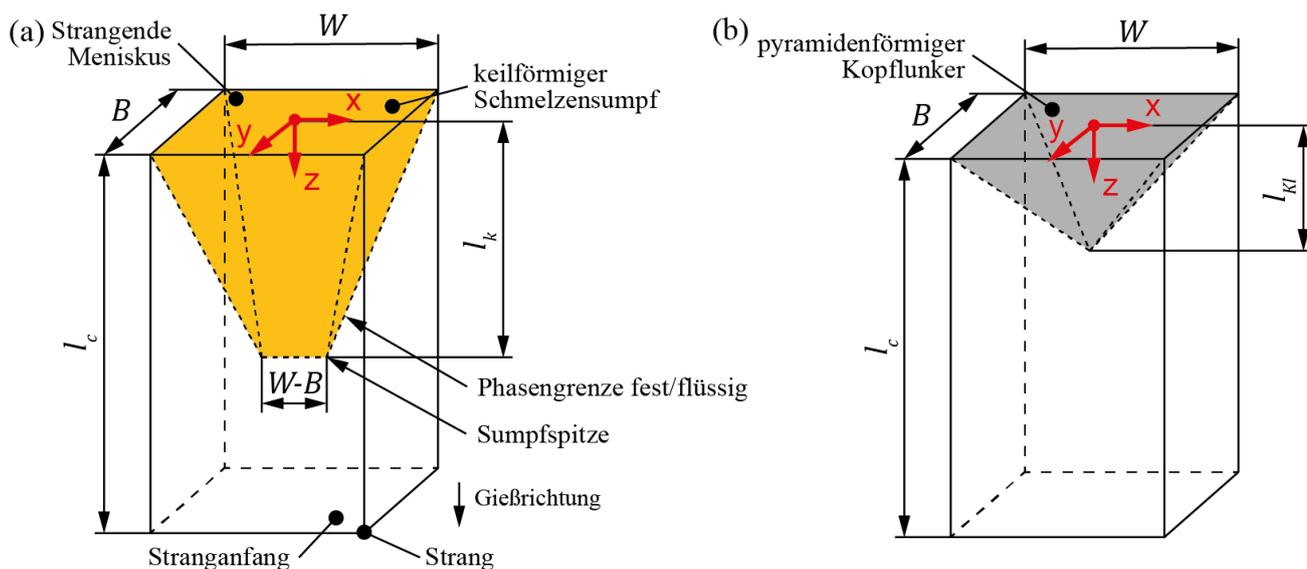


Abb. 2-3: Geometrische Größen zur Berechnung der Kopflunkerlänge bei Rechteckformaten, (a) Definition des Schmelzensumpfs beim kontinuierlichen Stranggießen, (b) Kopflunker am Strangende nach vollständiger Erstarrung und Abkühlung auf Umgebungstemperatur; nach [11]

Das Volumen des Schmelzensumpfs V_l beim Stranggießen als Funktion der Gießgeschwindigkeit v_c und der mittleren Erstarrungskonstante k beträgt nach [11]

$$V_l = \frac{v_c W^3 (3B - W)}{24k^2} \quad (2-1)$$

Die Kopflunkerlänge l_{kl} wird mit dem Volumen des Schmelzensumpfs V_l und der Dichte ρ_l bzw. ρ_s bei Liquidustemperatur T_l bzw. Solidustemperatur T_s bestimmt nach [11]

$$l_{kl} = \frac{3 V_l}{B W} \left(1 - \frac{\rho_l}{\rho_s}\right) = \frac{v_c W^2 (3B - W)}{8k^2 B} \left(1 - \frac{\rho_l}{\rho_s}\right) \quad (2-2)$$

Lu et al. verwendeten zur Berechnung der Erstarrungszeit des Strangendes Chvorinov's Regel des Blockgießens [23], da die Strangerstarrung dem eines Gussblocks ähnelt und die Strangschale wie eine Stahlkokille betrachtet werden kann. Die Erstarrungszeit t_s ist

$$t_s = \frac{\pi}{4} \left(\frac{\rho_l h_f}{T_l - T_{So}} \right)^2 \left(\frac{1}{\lambda_s \rho_s c_{p,s}} \right) \left(\frac{V_l}{A_{M,l}} \right)^2. \quad (2-3)$$

Hierin ist ρ_l bzw. ρ_s die Dichte der Stahlsorte bei Liquidus- bzw. Solidustemperatur, h_f die spezifische Schmelzenthalpie, T_l die Liquidustemperatur, T_{So} die Strangoberflächen-temperatur, λ_s die thermische Leitfähigkeit bei Solidustemperatur, $c_{p,s}$ die spezifische Wärmekapazität bei Solidustemperatur, V_l das Volumen des Schmelzensumpfs und $A_{M,l}$ die Mantelfläche desselben.

2.3 Reduzierung des Kopflunkers mit aktiven Verfahren

Die INTECO Melting and Casting Technologies GmbH [24] patentierte 2014 Verfahrens- und Anlagentechnologien zur Reduzierung des Kopflunkers bei halbkontinuierlichen Vertikalstranggießanlagen [12]. Vorzugsweise wird das Verfahren für die Herstellung großer Vorblöcken ($D \geq 300 \text{ mm}$, $l_c \geq 5000 \text{ mm}$) eingesetzt. Es wird mit einer dem Gießformat entsprechenden Gießgeschwindigkeit gegossen, bis die gewünschte bzw. maximale Stranglänge l_c bzw. $l_{c,max}$ erreicht ist. Die Erfindung ist durch Verfahrens- und Anlagentechnologien (Abb. 2-4) gekennzeichnet, die nach dem Ende des regulären Stranggießens eingesetzt werden:

1. Der Schmelzensumpf wird durch ein Elektroschlacke-Umschmelzverfahren (ESU) mit selbstverzehrender Elektrode beheizt und nachgespeist. Die Abschmelzelektrode soll hinsichtlich der chemischen Zusammensetzung im Wesentlichen derjenigen der vergossenen Stahlsorte entsprechen (Abb. 2-4 (a)).
2. Der Strang wird durch das Nachgießen aus einer beheizten Verteilerrinne mit Schmelze nachgespeist. Die Schmelze in der Verteilerrinne kann mit einer selbstverzehrenden Elektrode oder mit einer im Feuerfestmaterial eingebetteten Induktionsspule geheizt werden (Abb. 2-4 (b) und (c)).
3. Ein beheizbarer und feuerfester Aufsatz mit Induktionsheizung wird auf der Kokille platziert. Durch zusätzliches Einlassen von Schmelze aus der Verteilerrinne wird der Gießspiegel solange angehoben, bis die Schmelze in den Bereich der Induktionsspule

gelangt. Mit der Induktionsheizung wird das Strangende beheizt und das Erstarren verzögert (Abb. 2-4 (d)).

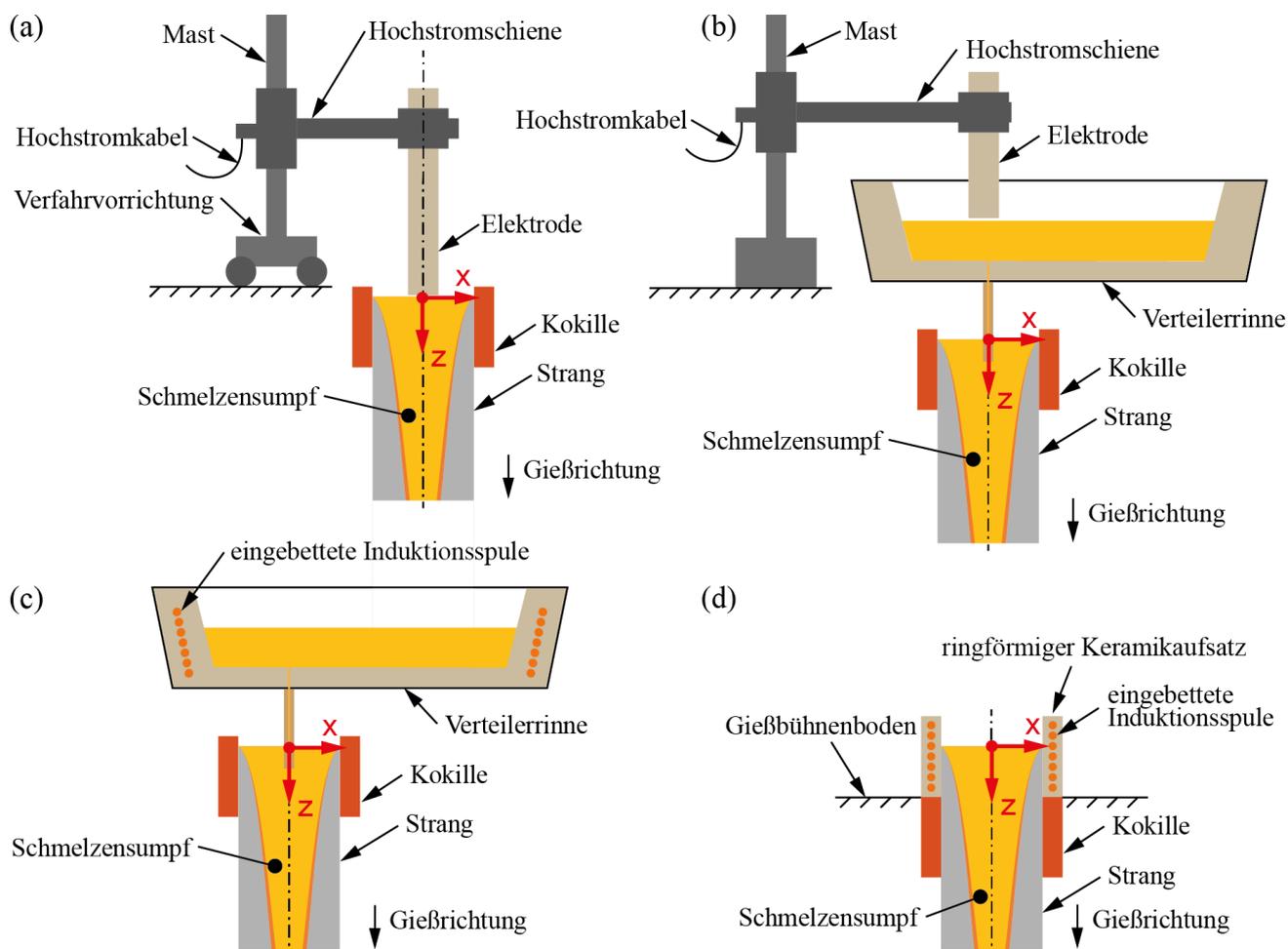


Abb. 2-4: Verfahrens- und Anlagentechnologien für (a) ESU für das Beheizen des Schmelzensumpfs, (b) Nachspeisen der Schmelze mit einer beheizten Verteilerrinne mit Hilfe des ESU, (c) Nachspeisen der Schmelze mit einer beheizten Verteilerrinne mit Induktionsheizung, (d) Nachheizen des Schmelzensumpfs mit einer Induktionsheizung; nach [12]

2.4 Hot-Top-Verfahren und Erstarrung im Blockgießen

Zhang et al. [25] optimierten das Ausbringen von 19 t-Gussblöcken anhand von dreidimensionalen Simulationen auf Basis der Finite Elemente Methode (FEM). Dabei wurde der Füll- und Erstarrungsvorgang mit unterschiedlichen Blockgussparametern berechnet. Die Untersuchung beinhaltet den Einfluss des Höhe-zu-Durchmesser-Verhältnisses, den Anzug (Verjüngung) und die Höhe des Hot-Top-Bereichs sowie die Schmelzenüberhitzung und den Eintrittsmassenstrom der Schmelze. Die Ergebnisse zeigen, dass die Kopfunkerlänge durch eine Reduzierung von Anzug, Eintrittsmassenstrom und Höhe-zu-

Durchmesser-Verhältnis sowie durch eine bessere Isolierung reduziert werden kann. Die Schmelzenüberhitzung hat keinen Einfluss auf die Kopflunkerlänge. Ferner beschreiben die Autoren den Erstarrungsvorgang und die Kopflunkerbildung. Durch das Erstarrungsschrumpfen und das eingeschränkte Schmelzenvolumen bildet sich der Kopflunker im zuletzt erstarrenden Bereich, der idealerweise im Hot-Top-Bereich des Gussblocks liegen sollte. Die numerische Simulation charakterisiert die Erstarrungsrichtung beim Blockgießen. Diese erfolgt in vertikaler Richtung vom Fußsockel bis zum Gießspiegel und in horizontaler Richtung von der Stahlkokille bis zum Blockzentrum. Die Erstarrungsrichtung im Hot-Top-Bereich sollte in vertikaler Richtung dominieren, um ein möglichst langes Nachfließen der Schmelze zu gewährleisten. Die Wärmeübertragung in vertikaler Richtung entsteht mehrheitlich über Wärmeleitung des Sockels, während sie in radialer Richtung durch mehrere Schichten (erstarrte Schale, Grenzschicht zwischen Block-Kokille-Kokillenwand) erfolgt.

Shengwen et al. [26] untersuchten numerisch und experimentell den Einfluss verschiedener Hot-Top-Designs auf die Porosität sowie auf Seigerungen im Bereich des Speisers. Hierzu wurden zwei 100 t-Gussblöcke der Stahlsorte 30Cr2Ni4MoV hergestellt und zur Bewertung in Längsrichtung aufgetrennt. Die Betriebsversuche zeigten, dass ein schlecht thermisch isolierender Hot-Top-Bereich zu erhöhter Porosität und mehr Seigerungen im Gussblock führt, während ein verbesserter Hot-Top-Bereich die Qualität optimiert. Die Autoren definierten das Verhältnis aus Erstarrungszeit der Schmelze im Hot-Top-Bereich und der Schmelze im Zentrum des Gussblocks und verwendeten diese Information als Vergleichsgröße für verschiedene Blockgüsse und Hot-Top-Systeme. Nach Chvorinov soll die Erstarrungszeit des Speisers größer sein als die des Blocks, um eine ausreichende Nachspeisung zu gewährleisten [27].

In [28] untersuchten Kim et al. verschiedene Hot-Top-Höhen beim Blockgießen. Das Erstarrungsschrumpfen wurde mit thermomechanischen Simulationen auf Basis der FEM berechnet. Detaillierte Angaben über das Simulationsmodell und die Materialeigenschaften werden in der Publikation nicht erwähnt. Die Resultate zeigen, dass die Gefahr von Lunkerbildung besteht, wenn die Hot-Top-Höhe zu niedrig und die Erstarrungszeit dadurch gering ist.

Patil et al. [29] analysierten die Erstarrung eines 4 t-Gussblocks anhand von numerischen Simulationen auf der Basis der FEM und von Betriebsversuchen. Die Simulationen berücksichtigen den thermomechanischen Einfluss der Stahlkokille und des Hot-Top-Systems. Der Kopflunker und die Porosität im Gussblock wurden rechnerisch vorhergesagt und in Betriebsversuchen bestätigt. Die Publikation behandelt keine unterschiedlichen Hot-Top-Systeme.

Tkadleckova et al. [28, 30] optimierten durch numerische Simulationen und Betriebsversuche die Prozesstechnologie der Blockgießkokille. Porosität und Makroseigerungen bei 40 t-Gussblöcken konnten erfolgreich reduziert werden. Der Fokus der Publikation liegt nicht auf dem Hot-Top-System, dennoch wird das Makroschrumpfen bzw. die Kopflunkerbildung rechnerisch berücksichtigt.

Flemings [31] hat basierend auf der Theorie des Wärme- und Massenstroms den Grundstein für das Hot-Top-System im Blockgießen gelegt. Die von Flemings vorgeschlagenen Kriterien für die Gestaltung eines idealen Hot-Top-Systems sind folgende:

1. Die umschlossene Schmelze des Hot-Top-Systems soll so gering wie nötig sein, um den Gussblock genügend zu speisen.
2. Der Temperaturgradient muss vom Hot-Top-System zum Gussblock hin negativ sein, d. h. die Erstarrungsrichtung erfolgt in vertikaler Richtung vom Fußsockel her in Richtung Gießspiegel.
3. Eine geringe Wärmeleitfähigkeit sowie eine spezifische Wärmekapazität der Ausmauerung im Hot-Top-Bereich sind nötig.
4. Der Hot-Top-Bereich wird gleichmäßig mit einer Temperatur vorgewärmt.

Mittels der Kriterien wird der Wärmeverlust der Schmelze im Erstkontakt mithilfe der Ausmauerung reduziert und die Erstarrung im Hot-Top-Bereich bildet sich in vertikaler Richtung flacher aus.

2.5 Zusammenfassung

Es sind diverse Arbeiten zur Kopflunkerbildung beim Stranggießen und zum Hot-Top-Verfahren beim Blockgießen zu finden, jedoch keine Untersuchungen, in denen beide Themen verknüpft werden. Zur Reduzierung der Kopflunkerlänge beim Stranggießen werden alternative Verfahren behandelt, die auf eine externe Energie- oder Wärmequelle angewiesen sind oder bei denen die Strangkühlung und die Gießgeschwindigkeit am

Ende des Stranggießens reduziert werden. Dass die Anwendung des Hot-Top-Verfahrens im Stranggießen noch nicht untersucht wurde, liegt daran, dass das Stranggießen von großen Vorblockformaten erst in den letzten Jahren an Bedeutung gewonnen hat und das Hot-Top-Stranggießverfahren erst im Jahr 2021 industriell eingeführt wurde. Die vorliegende Arbeit setzt an dieser Stelle an und untersucht die Kopflunkerbildung und die Reduzierung der Kopflunkerlänge beim Stranggießen von Vorblöcken unter Anwendung des passiven Hot-Top-Verfahrens.

3 Grundlagen

3.1 Stranggießen von Stahl

Das Stranggießen von Stahl beginnt, indem die Schmelze von der Gießpfanne in die Verteilerrinne und weiter in die wassergekühlte Kokille gegossen wird. Die Kühlung in der Kokille wird als Primärkühlung bezeichnet. Für das Angießen des Strangs wird das untere Ende der Kokille mit dem Kaltstrang temporär verschlossen. Der Kaltstrang wird mit der Auszugsvorrichtung rückwärts in die Stranggießanlage gefahren und für das Angießen in Position gehalten. In der Kokille wird die zugeführte Schmelze teilweise erstarrt, sodass ein Strang mit einer Strangschale und einem flüssigen Kern (Schmelzensumpf) entsteht. Mit der Auszugsvorrichtung und dem Kaltstrang wird der teilerstarre Strang aus der Kokille gezogen, während gleichzeitig entsprechend dem ausgezogenen Strangvolumen Schmelze in die Kokille nachströmt. Unterhalb der Kokille liegt die Strangführung mit der Sekundärkühlzone, in der die Strangoberfläche mit Wasser oder Wasser-Luft-Gemisch gekühlt wird, um das Aufschmelzen der Strangschale durch den Schmelzensumpf zu verhindern und den Strang zur vollständigen Erstarrung zu bringen. Hinter der Sekundärkühlzone durchläuft der Strang die Auszugs- und Richtvorrichtung, die bei Bogenstranggießanlagen den gekrümmten Strang in die horizontale Ausförderichtung positioniert. Hinter dieser Vorrichtung wird der Kaltstrang vom Strangvorderteil abgekoppelt. Mit der Brennschneidemaschine wird der Strang in einzelne Stücke getrennt, die je nach Gießformat als Brammen, Vorblöcke oder Knüppel bezeichnet werden [32].

3.2 Stranggießanlagen

Die Stranggießanlage muss für die thermische Leistung des Schmelzofens ausgelegt sein, um die Schmelze zu vergießen und die nachgelagerten Prozesse zu durchlaufen. Folgende Stranggießanlagentypen sind weltweit in Betrieb (Abb. 3-1):

- Kontinuierliche Bogenstranggießanlagen
- Kontinuierliche Vertikalstranggießanlagen
- Halbkontinuierliche Vertikalstranggießanlagen
- Kontinuierliche Horizontalstranggießanlagen

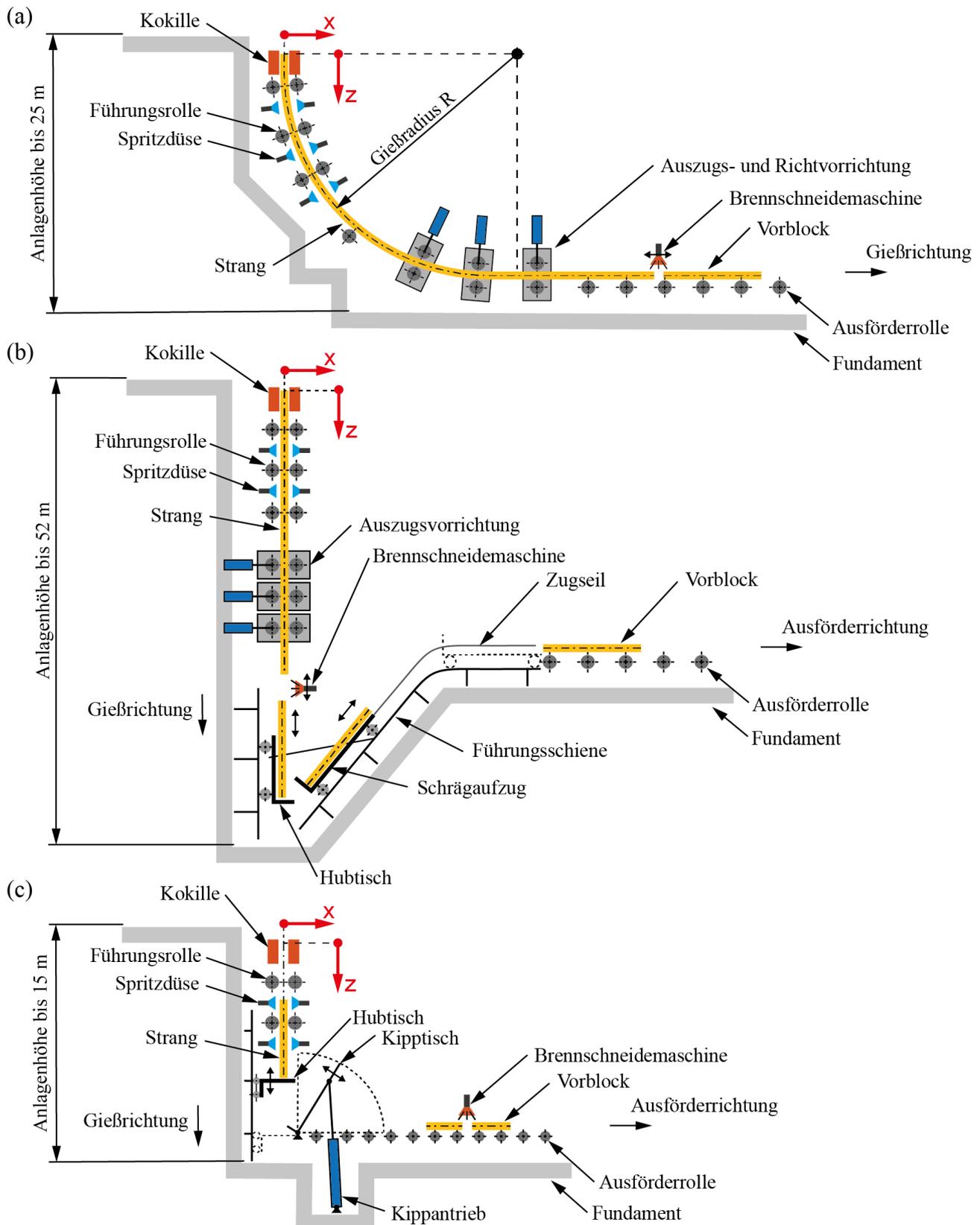


Abb. 3-1: Typen von Stranggießanlagen, (a) Bogenstranggießanlage, (b) kontinuierliche Vertikalstranggießanlage, (c) halbkontinuierliche Vertikalstranggießanlage

Bogenstranggießanlagen

Der verbreitetste Stranggießanlagentyp ist die kontinuierliche Bogenstranggießanlage mit gebogener Kokille (Abb. 3-1 (a)). Der Strang verlässt die Kokille mit dem Gießradius R , ohne dass die Strangschale gestaucht wird. Anschließend durchläuft er die Sekundärkühlung bei gleichbleibender Gießkrümmung $1/R$. Im Bereich der Auszugs- und Richtvorrichtung wird der Strang sequenziell gerade gerichtet. Dieser Vorgang wird durch die mechanischen Eigenschaften der Stahlsorte begrenzt. Daher erfolgt das Richten großer Gießformate über mehrere Biegepunkte, um die Dehnungen zeitlich aufzuteilen und rissfreie Stränge zu gießen. Bogenstranggießanlagen weisen folgende Eigenschaften auf:

- Gießleistungen von $P \geq 200\,000\ t/a$,
- Stranganzahl von $n_{st} = 1$ bis 10,
- Gießradien von $R = 4.0\ m$ bis $18.5\ m$,
- Gießgeschwindigkeiten von $v_c = 0.02\ m/min$ bis $8\ m/min$,
- Gießformate von $B \times W = 80 \times 80\ mm^2$ bis $650 \times 650\ mm^2$ oder von $D = 80\ mm$ bis $1200\ mm$
- Herstellung von Kohlenstoffstählen, weniger rissanfälligen Werkzeugstählen (Warmarbeitsstählen) und Edelstählen [1, 5, 33].

Bogenstranggießanlagen werden ausschließlich im kontinuierlichen Betrieb genutzt. Das kontinuierliche Stranggießen zeichnet sich dadurch aus, dass die Schmelzen aus mehreren Gießpfannen nacheinander zu einem kontinuierlichen Strang gegossen werden. Das Verfahren wird auch Sequenzguss genannt und setzt einen fliegenden Pfannenwechsel voraus. Hierzu ist ein Pfannendrehturm auf der Gießbühne notwendig, was dem heutigen Stand der Technik entspricht. Der Pfannendrehturm bietet Platz für zwei Gießpfannen, wobei eine davon in Gießposition ist, während auf der zweiten Seite des Drehturms eine neue Gießpfanne angeliefert wird. Dadurch kann der Pfannenwechsel in weniger als drei Minuten durchgeführt und das Stranggießen kann ohne Unterbrechung fortgeführt werden. Der Gießprozess wird zeitlich u. a. von der Lebensdauer der feuerfesten Ausmauerung der Verteilerrinne begrenzt.

Kontinuierliche Vertikalstranggießanlagen

Bei kontinuierlichen Vertikalstranggießanlagen verlässt der Strang die gerade Kokille zentrisch in vertikaler Richtung nach unten (Abb. 3-1 (b)). Anschließend durchläuft er in

der Sekundärkühlzone dieselben Abkühl- und Erstarrungsschritte wie bei Bogenstranggießanlagen. Die Auszugsvorrichtung dient nicht nur dem Abzug des Strangs, sondern wirkt auch entgegen der Schwerkraft und bremst bzw. hält den Strang. Hinter der Auszugsvorrichtung und nach dem vollständigen Erstarren wird der Strang in vertikaler Position mit der Brennschneidemaschine zu Vorblöcken geschnitten, die mit dem Hubtisch aufgefangen und an den Schrägaufzug übergeben werden. Letzterer fährt die Vorblöcke auf Hüttenflurniveau und dreht sie in die horizontale Ausförderrichtung. Vertikalstranggießanlagen werden wie Bogenstranggießanlagen im kontinuierlichen Betrieb genutzt, weisen vergleichbare Gießleistungen und -bedingungen auf und werden primär für rissanfällige Werkzeugstähle (Kalt-, Schnell- und Präzisionsarbeitsstähle) oder Stahlsorten mit höheren Anforderungen bezüglich des Reinheitsgrads eingesetzt.

Halbkontinuierliche Vertikalstranggießanlagen

Halbkontinuierliche Vertikalstranggießanlagen können als vereinfachte Form einer kontinuierlichen Vertikalstranggießanlage betrachtet werden und sind für geringe Gießleistungen von $P \approx 30\,000\ t/a$ ausgelegt (Abb. 3-1 (c)). Dadurch stehen solche Anlagen in Konkurrenz zum Blockgießen. Der Vorteil gegenüber diesem besteht darin, dass das Abkühlen und Erstarren wie beim Stranggießen in der Primär- und der Sekundärkühlzone erfolgt und dementsprechend die Erstarrungsstruktur des Stranggießens aufweist. Bei halbkontinuierlichen Vertikalstranggießanlagen wird der Strang unterhalb der Kokille vom Hubtisch übernommen und mit Gießgeschwindigkeit nach unten bewegt. Der Strang wird bis zum vollständigen Erstarren in vertikaler Position gehalten. Anschließend wird er mit dem Kipptisch in horizontaler Ausförderrichtung abgelegt. In horizontaler Lage wird der Strang mit der Brennschneidemaschine in einzelne Vorblöcke getrennt. Beim halbkontinuierlichen Stranggießen werden maximal zwei Gießpfannen vergossen. Das zu gießende Schmelzenvolumen ist abhängig vom Gießformat und der Stranglänge. Der Strang wird nach jeder Gießsequenz mit dem Kaltstrang bzw. Hubtisch neu angegossen. Durch das regelmäßige Angießen sinkt die Ausbringung der Anlage gegenüber kontinuierlichen Anlagen. Halbkontinuierliche Vertikalstranggießanlagen haben folgende Eigenschaften:

- Gießleistungen von $P \approx 30\,000\ t/a$,
- Stranganzahlen von $n_{st} = 1$ bis 3,
- Gießgeschwindigkeiten von $v_c = 0.10\ m/min$ bis $0.40\ m/min$,

- Gießformate von $B \times W = 550 \times 550 \text{ mm}^2$ bis $650 \times 650 \text{ mm}^2$ oder von $D = 410 \text{ mm}$ bis 1500 mm
- Herstellung rissanfälliger Werkzeugstähle (Kalt-, Schnell- und Präzisionsarbeitsstählen), Superlegierungen und Nickelbasislegierungen [5, 33].

3.3 Stranggießformate

Auf Stranggießanlagen werden unterschiedliche Gießformate hergestellt, die abhängig von ihren Querschnittabmessungen in die Hauptgruppen Knüppel, Vorblöcke und Brammen eingeteilt werden (Abb. 3-2).

Als Knüppel wird ein Gießformat mit einer Seitenlänge von B oder $W \leq 180 \text{ mm}$ bezeichnet. Vorblöcke weisen Gießformate mit einer Seitenlänge von B oder $W \geq 180 \text{ mm}$ und einem Verhältnis von $B:W < 1:1.4$ auf. Brammen sind durch eine Brammenbreite von $B \geq 120 \text{ mm}$ und ein Verhältnis von $B:W > 1:1.4$ gekennzeichnet. Das kleinste Gießformat unter industriellen Produktionsbedingungen ist $B \times W = 80 \times 80 \text{ mm}^2$ [1]. Das größte rechteckige bzw. runde Gießformat weist die Abmessungen $B \times W = 650 \times 650 \text{ mm}^2$ [33] bzw. $D = 1200 \text{ mm}$ [5] auf. Die größte Brammenbreite beträgt $W = 3150 \text{ mm}$ [34].

Weitere Gießformate sind Rund-, Hexagon- oder Oktagon-Formate, die je nach ihren Abmessungen in die Hauptgruppen Knüppel oder Vorblöcke eingeteilt werden. Ein Sondergießformat ist der Trägerrohling, der als Ausgangsmaterial für Doppel-T-Träger verwendet wird.

Häufig können mehrere Gießformate auf einer Stranggießanlage (Kombi-Stranggießanlage) hergestellt werden, um entsprechend der Marktlage zu produzieren und ein breites Produktportfolio anzubieten.

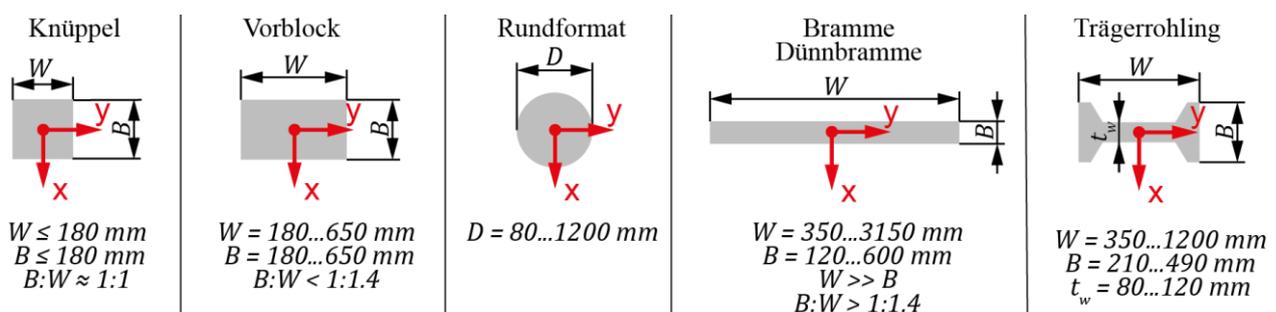


Abb. 3-2: Unterteilung der Stranggießformate und Formatabmessungen [1, 5, 10]

3.4 Wärmeabfuhr und Erstarrung am Strang

Beim Stranggießen muss die Schmelze kontrolliert abgekühlt werden, weil die Strangkühlung nicht nur die Erstarrungsgeschwindigkeit, sondern in erheblichem Maße auch die Gießqualität beeinflusst. Beim Stranggießen fließt die Schmelze mit der Gießtemperatur T_c in eine wassergekühlte Kokille, die Form und Abmessungen des Gießformats bestimmt (Abb. 3-3 (a)). Innerhalb einer kurzen Wegstrecke ab dem Meniskus wird ein Teil der Überhitzungsenthalpie der Schmelze abgegeben, deren Gießtemperatur wenige Kelvin über der Liquidustemperatur liegt. Sobald die Schmelze an der Kokillenwand auf Solidustemperatur T_s abgekühlt ist, beginnt das Schalenwachstum. Die bei der Erstarrung freiwerdende Wärme sowie die anfänglich noch vorhandene Schmelzenüberhitzung ΔT müssen durch die erstarrte Schicht, die Schlacken- bzw. Gießpulverschicht, den gebildeten Gasspalt und durch die Kokillenwand transportiert werden, bevor sie konvektiv an das Kokillenkühlwasser abgegeben werden kann (Abb. 3-3 (b)). Schlackenschicht und Gasspalt sind nicht klar voneinander trennbar und stellen den größten Wärmewiderstand dar, sodass in ihnen die Temperatur am stärksten abfällt. Das Wechselspiel von ferrostatem Druck durch die Schmelze und dem Schrumpfen der erstarrten Schicht in der Kokille bewirkt, dass die Strangschale in einem kleinen Bereich unterhalb des Meniskus an der Kokille anliegt und sich stromabwärts zumindest teilweise von dieser abhebt. Es bildet sich ein Gasspalt. Im Meniskusbereich beträgt die Strangoberflächentemperatur je nach Stahlsorte $T_{S0} \approx 1500^\circ\text{C}$. Am Kokillenaustritt ist sie auf $T_{S0} \approx 1100^\circ\text{C}$ abgesunken.

In der Sekundärkühlzone wird durch Konvektion über die Spritzkühlung, durch Wärmestrahlung an die Umgebung sowie durch Wärmeleitung an die Führungsrollen Wärme vom heißen Strang abgeführt. Der durch die Spritzkühlung abgeführte Wärmestrom ist bei Vorblockanlagen anteilmäßig am größten und kann bis zu 70 % des gesamten Wärmestroms in der Sekundärkühlzone ausmachen [10]. Über den Volumenstrom der Spritzkühlung wird die Kühlung so eingestellt, dass sich die Strangoberflächentemperatur in der gesamten Sekundärkühlzone nur wenig verändert und im Bereich von $T_{S0} \approx 900^\circ\text{C}$ bis 1100°C liegt. Zusätzlich ist dafür zu sorgen, dass keine lokalen Temperaturunterschiede auftreten. Nach der Sekundärkühlzone schließt sich die Tertiärkühlzone an. Die Strangoberfläche wird nicht mehr aktiv, sondern nur durch Wärmestrahlung an die Umgebung und freie Konvektion gekühlt.

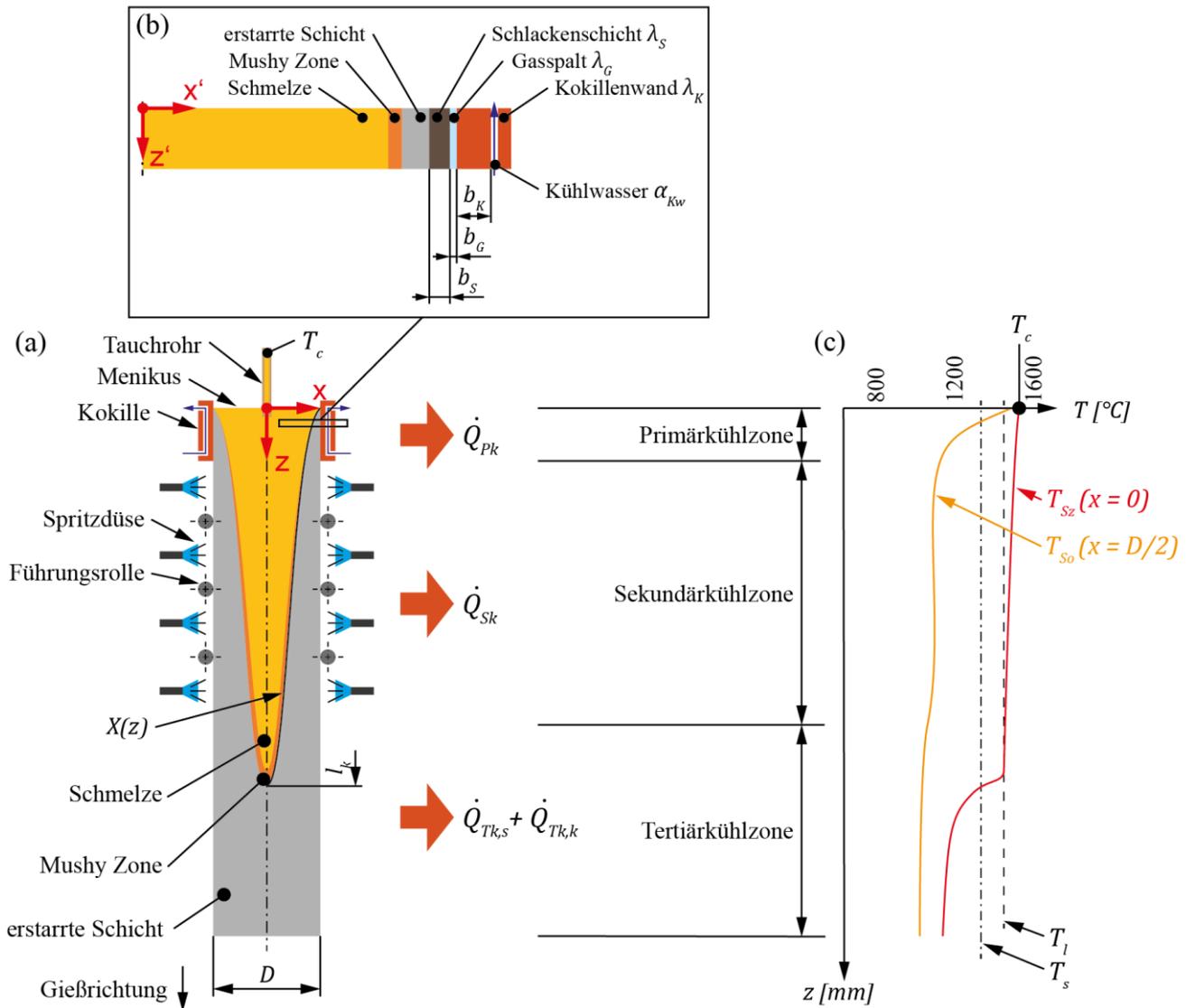


Abb. 3-3: (a) Exemplarische Darstellung des Sumpfprofils mit den Wärmeströmen in der Primär-, Sekundär- und Tertiärkühlzone, (b) Detailansicht des Kokillenbereichs mit den einzelnen Schichten für die Bestimmung des effektiven Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha_{K,eff}$ in der Kokille, (c) exemplarischer Temperaturverlauf entlang des Strangzentrums T_{Sz} und der Strangoberfläche T_{So}

3.4.1 Wärmeabfuhr in der Primärkühlzone

Im Folgenden wird der Wärmetransport in der Primärkühlzone betrachtet. In der Kokille muss die durch die erstarrte Schicht geleitete Wärme zusätzlich durch die Schlackenschicht bzw. Gießpulverschicht, den Gasspalt und die Kokillenwand transportiert werden, bevor sie konvektiv an das Kühlwasser abgegeben werden kann (Abb. 3-3 (b)). Der abgeführte Wärmestrom in der Primärkühlzone \dot{Q}_{Pk} wird näherungsweise als stationär angenommen und entspricht [10]

$$\dot{Q}_{Pk} = \dot{q}_{Pk} A_{Pk} = \alpha_{K,eff} (T_{So} - \bar{T}_{Kw}) A_{Pk}. \quad (3-1)$$

Hierin ist \dot{q}_{Pk} die Wärmestromdichte in der Kokille, A_{Pk} die Kontaktfläche in der Primärkühlzone zwischen Strang und Kokille, $\alpha_{K,eff}$ der effektive Wärmeübergangskoeffizient, T_{So} die Strangoberflächentemperatur in der Kokille und $\bar{T}_{Kw} = (T_{Kw,ein} + T_{Kw,aus})/2$ die mittlere Kokillenkühlwasser-Temperatur; $T_{Kw,ein}$ bzw. $T_{Kw,aus}$ sind die Kokillenkühlwasser-Ein- bzw. -Austrittstemperatur. Der effektive Wärmeübergangskoeffizient ist definiert als [10, 35, 36]

$$\alpha_{K,eff} = \left(\frac{1}{\alpha_{Kw}} + \frac{b_K}{\lambda_K} + \frac{b_G}{\lambda_G} + \frac{b_S}{\lambda_S} \right)^{-1}. \quad (3-2)$$

Hierin ist b_K , b_G bzw. b_S die jeweilige Dicke der Kokillenhaut, des Gaspalts und der Schlackenschicht, λ_K , λ_G bzw. λ_S die jeweilige Wärmeleitfähigkeit der Kokillenhaut, des Gaspalts und der Schlackenschicht und α_{Kw} der Wärmeübergangskoeffizient von der Kokille zum Kühlwasser. Der effektive Wärmeübergangskoeffizient besitzt den Charakter eines Wärmedurchgangswiderstands $R_{K,eff}$, der sich in Analogie zu in Reihe geschalteten elektrischen Widerständen additiv aus dem Wärmeübergangswiderstand R_α und den Wärmeleitwiderständen $\sum R_\lambda$ zusammensetzt [10]:

$$R_{K,eff} = \alpha_{K,eff}^{-1} = R_\alpha + \sum R_\lambda = \frac{1}{\alpha_i} + \sum_j \frac{b_j}{\lambda_j}. \quad (3-3)$$

Anhaltswerte für den Wärmeübergangskoeffizienten, die Wärmeleitkoeffizienten, die Schichtdicken und die daraus resultierenden Transportwiderstände sind in Tab. 3-1 enthalten. Der Wärmetransport durch den Gaspalt setzt sich aus Leitung und Strahlung zusammen, wobei der Wärmewiderstand durch Strahlung deutlich größer ist als derjenige durch Wärmeleitung. Da die zugehörigen Wärmeströme parallel fließen, wird der Gesamtwärmestrom durch den kleineren der beiden Widerstände, d. h. den Wärmeleitungswiderstand, bestimmt. Aus dem Vergleich der in Tab. 3-1 enthaltenen Transportwiderstände wird ersichtlich, dass die höchsten Widerstände im Gaspalt und in der Schlackenschicht auftreten. In diesen beiden Schichten stellt sich der größte Temperaturgradient ein. Die Abkühlgeschwindigkeit in der Kokille wird somit überwiegend vom wärmetechnischen Verhalten der Schlackenschicht und des Gaspalts bestimmt [10].

Tab. 3-1: Wärmeübergangskoeffizienten α_i , Wärmeleitkoeffizienten λ_j , Schichtdicken b_j und resultierende Wärmetransportwiderstände R in der Kokille [10]

	$\alpha_i \left[\frac{W}{m^2 K} \right]$	$\lambda_j \left[\frac{W}{m K} \right]$	$b_j [mm]$	$R \left[\frac{m^2 K}{W} \right]$
Kokille	30 000	-	-	$0.3 \cdot 10^{-4}$
Kokillenwand	-	385	25	$0.7 \cdot 10^{-4}$
Gasspalt	-	0.07	0.05	$7.1 \cdot 10^{-4}$
Schlackenschicht	-	3	1	$3.3 \cdot 10^{-4}$

Die Gl. (3-1) setzt voraus, dass komplexe Systemparameter in der Kokille bekannt sind. Alternativ dazu kann der abgeführte Wärmestrom in der Kokille über die konvektiv aufgenommene Wärme bzw. die Temperaturerhöhung des Kokillenkühlwassers nach [10]

$$\dot{Q}_{PK} = \dot{q}_{PK} A_{PK} = (T_{KW,aus} - T_{KW,ein}) \dot{V}_K \bar{\rho}_{KW} \bar{c}_{p,KW} \quad (3-4)$$

bestimmt werden. Hierin ist $T_{KW,aus}$ bzw. $T_{KW,ein}$ die Kokillenkühlwasser-Aus- bzw. -Eintrittstemperatur, \dot{V}_K der Kokillen-Kühlwasservolumenstrom, $\bar{\rho}_{KW}$ die mittlere Dichte und $\bar{c}_{p,KW}$ die mittlere Wärmekapazität des Kühlwassers.

3.4.2 Wärmeabfuhr in der Sekundärkühlzone

Im Folgenden werden die Wärmeübergangskoeffizienten für die Sekundärkühlzone vorgestellt. In dieser Zone wird mittels Düsen Wasser oder ein Wasser-Luft-Gemisch auf den Strang gespritzt, wobei sich zwischen ablaufender Flüssigkeit und Oberfläche ein Dampffilm bildet. Bei der Spritzkühlung handelt es sich um eine Wärmeübertragung mit Phasenänderung. Der stabile, isolierende Dampffilm bildet sich auf der Oberfläche, wenn eine hohe Differenz zwischen der Siedetemperatur des Kühlwassers und der Oberflächentemperatur besteht. Bei den üblichen Strangoberflächentemperaturen von $900 \text{ °C} \leq T_{So} \leq 1200 \text{ °C}$ in der Sekundärkühlzone, die oberhalb der Leidenfrosttemperatur von $T_{Lf} \approx 195 \text{ °C}$ liegen, ist der Wärmeübergangskoeffizient im Bereich der sogenannten stabilen Filmverdampfung nahezu konstant [10]. Die Untersuchungen von Reiners et al. [37, 38] haben ergeben, dass der Wärmeübergangskoeffizient im Bereich der stabilen Filmverdampfung ausschließlich vom Spritzkühlwasser-Volumenstrom abhängt.

Die Abhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten α_{Sk} in der Sekundärkühlzone in $W/(m^2 K)$ zwischen Strangoberfläche und Spritzkühlung kann wie folgt definiert werden [10]:

$$\alpha_{Sk} = \left(\alpha_{Sk,0} + 1.82 \frac{W \text{ min}}{K l} \dot{v}_{Sk} \right). \quad (3-5)$$

Hierin ist $\alpha_{Sk,0} = 200 W/(m^2 K)$ der Grenzwert des Wärmeübergangskoeffizienten, der durch Wärmestrahlung an die Umgebung sowie durch freie Konvektion und den spezifischen Spritzkühlwasser-Volumenstrom \dot{v}_{Sk} in $l/(m^2 \text{ min})$ bestimmt wird.

Als Alternative kann der Wärmeübergangskoeffizient α_{Sk} in $W/(m^2 K)$ in der Sekundärkühlzone zwischen Strangoberfläche und Spritzkühlung nach [1] wie folgt ermittelt werden:

$$\alpha_{Sk} = a \left(\dot{v}_{Sk} \frac{1 \text{ min}}{60 \text{ s}} \right)^b. \quad (3-6)$$

Hierin ist a bzw. b ein empirischer Parameter und \dot{v}_{Sk} der spezifische Spritzkühlwasser-Volumenstrom in $l/(m^2 \text{ min})$. Für Wasser-Einstoff-Vollkegeldüsen mit einem Strahlwinkel von 90° (Vollkegeldüsen mit Innengewinde, Baureihe 486, Lechler GmbH [39, 40]) nehmen die Parameter die Werte $a = 336$ und $b = 0.724$ an [5].

Der abgeführte Wärmestrom \dot{Q}_{Sk} in der Sekundärkühlzone ist [41]

$$\dot{Q}_{Sk} = \dot{q}_{Sk} A_{Sk} = \alpha_{Sk} (T_{So} - T_{Skw}) A_{Sk}. \quad (3-7)$$

Hierin ist \dot{q}_{Sk} die Wärmestromdichte in der Sekundärkühlzone, A_{Sk} die Strangoberfläche in der Sekundärkühlzone, T_{So} die Strangoberflächentemperatur und T_{Skw} die Spritzwassertemperatur.

3.4.3 Wärmeabfuhr in der Tertiärkühlzone

Nach der aktiven Strangkühlung in der Primär- und der Sekundärkühlzone schließt sich die Tertiärkühlzone an, in der die Strangoberfläche nicht zwangsgekühlt wird. Der Strang kühlt sich durch Wärmestrahlung an die Umgebung und durch freie Konvektion ab (Abb. 3-3 (a)). Die Strahlungsleistung $\dot{Q}_{Tk,S}$ der Strangoberfläche in der Tertiärkühlzone wird mit dem Stefan-Boltzmann-Gesetz wie folgt bestimmt [41]:

$$\dot{Q}_{Tk,S} = \dot{q}_{Tk,S} A_{Tk} = \varepsilon_{So} \sigma (T_{So}^4 - T_U^4) A_{Tk} . \quad (3-8)$$

Hierin ist $\dot{q}_{Tk,S}$ die Wärmestromdichte der Wärmestrahlung in der Tertiärkühlzone, A_{Tk} die abstrahlende Strangoberfläche in der Tertiärkühlzone, ε_{So} der Emissionsgrad der Strangoberfläche, σ die Stefan-Boltzmann-Konstante, T_{So} die Strangoberflächentemperatur und T_U die Umgebungstemperatur. Diese Gleichung ist unter der Annahme gültig, dass emissionsfähige Flächen in der unmittelbaren Umgebung des Strangs vernachlässigt werden. Der Emissionsgrad ändert sich je nach Oberflächenbeschaffenheit und der gebildeten Oxidschicht des Strangs, die wiederum vom Kohlenstoffgehalt der Stahlsorte abhängig ist. Der Emissionsgrad der Strangoberfläche beträgt $\varepsilon_{So} = 0.50$ bis 0.95 [41].

Der abgeführte Wärmestrom $\dot{Q}_{Tk,K}$ durch die freie Konvektion wird wie folgt bestimmt [41]:

$$\dot{Q}_{Tk,K} = \dot{q}_{Tk,K} A_{Tk} = \alpha_{Tk} (T_{So} - T_U) A_{Tk} . \quad (3-9)$$

Hierin ist $\dot{q}_{Tk,k}$ die Wärmestromdichte durch freie Konvektion in der Tertiärkühlzone, A_{Tk} die freie Strangoberfläche in der Tertiärkühlzone, α_{Tk} der Wärmeübergangskoeffizient zwischen Strangoberfläche und der freiströmenden Luft, T_U die Umgebungstemperatur der Luft und T_{So} die Strangoberflächentemperatur. Bei üblichen technischen Bedingungen beträgt der Wärmeübergangskoeffizient etwa $\alpha_{Tk} = 2$ bis $25 \text{ W}/(\text{m}^2 \text{ K})$ [41].

3.4.4 Erstarrungsfront und -geschwindigkeit

Die Erstarrungsgeschwindigkeit beim Stranggießen ist sowohl makroskopisch (Schalenwachstum, metallurgische Länge) als auch mikroskopisch (Gefügefinesse, Mikroseigerungen, Ausscheidungen) von Bedeutung [10].

- Die Makroskala liegt in der Größenordnung von 10^{-3} m bis 1 m und charakterisiert das Schrumpfen, Makroseigerungen, Risse, die Oberflächenqualität und die Gießabmessungen.
- Die Mikroskala liegt in der Größenordnung zwischen 10^{-6} m und 10^{-5} m und kennzeichnet die komplexe Morphologie des Kornwachstums, die für die mechanischen Eigenschaften der Stahlsorte verantwortlich ist [42].
- Die Mesoskala weist eine Größenordnung von 10^{-4} m auf und bezieht sich auf die Mikrostruktur auf der Kornebene, ohne die Feinheit der Kornstruktur zu beschreiben.

- Die Nanoskala liegt in der Größenordnung von $10^{-9} m$ und drückt die fest/flüssig-Interaktion auf atomarer Ebene aus [42].

Diese Arbeit befasst sich ausschließlich mit dem Schrumpfprozess auf der Makroskala-Ebene.

In der Kokille ist die Spaltbildung in enger Wechselwirkung mit dem Kokillenschmiermittel und dem Schwindungsverhalten der Strangschale der bedeutsamste Faktor für die Wärmeübertragung. Im Bereich der Sekundärkühlung hängt die Erstarrungsgeschwindigkeit von der Wärmeleitung zwischen Schmelzensumpf und Strangoberfläche ab, die wiederum durch die Kühlintensität an der Strangoberfläche und die eingestellte Oberflächentemperatur bestimmt ist. Mit anwachsender Strangchalendicke nimmt der thermische Widerstand zu, sodass der Einfluss der Strangoberflächenkühlung auf die Erstarrung geringer wird und die Erstarrungsgeschwindigkeit abnimmt. Wegen der im Verhältnis zur wärmeabführenden Grenzfläche rascheren Abnahme des umschlossenen Schmelzenvolumens steigt die Erstarrungsgeschwindigkeit nur nahe der Sumpfspitze nochmals an [10]. In Abb. 3-3 (a) ist das Vorrücken der Erstarrungsfront $X(z)$ exemplarisch dargestellt.

Das Schalenwachstum bzw. der Abstand zwischen Strangachse und Phasengrenze fest/flüssig $X(t)$ wird nach einem analytischen Ansatz wie folgt bestimmt [10]:

$$\left(\frac{2 X(z(t))}{B}\right)^c \ln\left(\frac{2 X(z(t))}{B}\right) - \frac{1}{2}\left(\frac{2 X(z(t))}{B}\right)^2 + \frac{1}{2} = \left(\frac{k}{B}\right)^2 t \quad (3-10)$$

mit

$$z = t v_c . \quad (3-11)$$

Hierin ist B die Vorblockbreite, t die Erstarrungszeit, c der Exponent für den Einfluss des B/W -Verhältnisses, k die mittlere Erstarrungskonstante und v_c die Gießgeschwindigkeit. Anhaltswerte für die Konstante c sind für Brammen $c = 1.7$, für Vorblöcke $c = 2.0$ und für Knüppel $c = 2.4$ [10]. Die mittlere Erstarrungskonstante ergibt sich aus der Annahme, dass der Erstarrungsverlauf gemäß der parabolischen Beziehung (Neumannsche Lösung) bis zur Sumpfspitze einheitlich abläuft [10]. Die Lösung der Gl. (3-10) beschreibt das Schalenwachstum bzw. den Abstand zwischen Strangachse und

Phasengrenze fest/flüssig $X(t)$ in mm und ist als Quadratwurzelgesetz der Erstarrung bekannt [10]:

$$X(t) = \frac{B}{2} - k \sqrt{t} . \quad (3-12)$$

Darin wird B in mm , k in $mm/min^{0.5}$ und t in min angegeben.

Für runde Vorblöcke wird die Vorblockbreite B durch den Vorblockdurchmesser D ersetzt. Der lokale k -Wert für den Bereich der primären bzw. sekundären Kühlung k_p bzw. k_s (partielle Erstarrung) liegt aber deutlich unter der mittleren Erstarrungskonstante k für die Gesamterstarrung. Für die Auslegung von Vorblock-Stranggießanlagen werden mittlere Erstarrungskonstanten abhängig von Gießgeschwindigkeit, Querschnittsabmessungen und Kühlintensität zwischen $k = 20 \text{ mm}/\text{min}^{0.5}$ und $32 \text{ mm}/\text{min}^{0.5}$ angenommen [1, 10].

Aus der zeitlichen Positionsveränderung der Phasengrenze fest/flüssig $X(z)$ bezogen auf die Soliduslinie wird die Erstarrungsgeschwindigkeit R_c bestimmt:

$$R_c = \frac{dX}{dt} = \frac{X(z(t_2)) - X(z(t_1))}{t_2 - t_1} . \quad (3-13)$$

Hierin sind $X(z(t_1))$ bzw. $X(z(t_2))$ die Abstände zwischen Strangachse und Phasengrenze fest/flüssig bezogen auf die z -Positionen 1 bzw. 2.

3.4.5 Enderstarrung und Kopflunkerbildung

Während des kontinuierlichen Stranggießens wird das Schrumpfen durch Nachgießen von Schmelze ausgeglichen. Bei der Enderstarrung eines Strangs führt das am Gießende vorhandene Schmelzenvolumen V_l (Gl. (3-14)) im Strang zwangsläufig zu einem Schrumpfen und zur Bildung des Kopflunkers am Strangende.

$$V_l = \iiint_V X(x, y, z) dV . \quad (3-14)$$

Hierin ist $X(x, y, z)$ die räumliche Erstarrungsfront bzw. die Funktion der Phasengrenze fest/flüssig. Für Rundformate wird die Erstarrungsfront in der x, z -Ebene mit $X(z)$ definiert, wodurch das Schmelzenvolumen V_l wie folgt bestimmt wird:

$$V_l = \pi \int_{z=0}^{l_k} (X(z))^2 dz . \quad (3-15)$$

Für eine vereinfachte Abschätzung des Schmelzenvolumens wird die axialsymmetrische Erstarrungsfront aus Gl. (3-12) in Gl. (3-15) eingesetzt, wodurch das Schmelzenvolumen V_l in mm^3 für Rundformate mit

$$V_l = \pi \int_{z=0}^{l_k} (X(z))^2 dz = \pi \int_0^{\left(\frac{D/2}{k}\right)^2 v_c} \left(\frac{D}{2} - k \sqrt{\frac{z}{v_c}} \right)^2 dz = \frac{\pi v_c D^4}{96 k^2} \quad (3-16)$$

und der metallurgischen Länge l_k in mm mit

$$l_k = v_c \left(\frac{D/2}{k} \right)^2 \quad (3-17)$$

bestimmt wird. Hierin ist D in mm , k in $mm/min^{0.5}$ und v_c in mm/min angegeben.

Wenn eine Stahlsorte von der Gießtemperatur T_c auf die Umgebungstemperatur T_U abkühlt, wird das spezifische Volumen geringer, wodurch sich das Material zusammenzieht. Das Schrumpfen ist die Summe von drei Vorgängen:

1. Das **Flüssigkeitsschrumpfen** kennzeichnet die Volumenänderung einer Schmelze beim Abkühlen von einer beliebigen Temperatur auf eine niedrigere $T \geq T_l$ im flüssigen Zustand. Das Flüssigkeitsschrumpfen von der Gieß- auf eine Liquidustemperatur T_c bzw. T_l ist durch den Parameter $p_{FS} = (v_c - v_l)/v_c$ definiert.
2. Das **Erstarrungsschrumpfen** einer Stahlsorte charakterisiert die Volumenänderung beim Übergang vom flüssigen Zustand bei Liquidustemperatur T_l in den festen Zustand bei Solidustemperatur T_s und ist durch den Parameter $p_{ES} = (v_l - v_s)/v_l$ gekennzeichnet.
3. Das **Schrumpfen im festen Zustand** einer Stahlsorte ist die Volumenänderung beim Abkühlen von einer Temperatur, die unter der Solidustemperatur liegt, auf eine niedrigere $T \leq T_s$ und ist durch den Parameter $p_{sfz} = (v_s - v_U)/v_s$ definiert. Es ist durch den Längenausdehnungskoeffizienten α charakterisiert. Für isotrope Festkörper und geringe Temperaturdifferenzen besteht der Zusammenhang zwischen Längenausdeh-

nungskoeffizient und Raumausdehnungskoeffizient $\gamma \approx 3 \alpha$. Dies gilt aber näherungsweise für geringe Temperaturdifferenzen und aus der Formel ergibt sich ein etwas zu niedriger Wert für den Raumausdehnungskoeffizienten.

Eine Legierung mit einem Erstarrungsbereich durchläuft beim Abkühlen alle drei Schrumpfphasen. Schrumpfung ist eine definierte, konstante Stoffeigenschaft einer Legierung. Zur Veranschaulichung der Schrumpfphasen ist der Zusammenhang zwischen dem spezifischen Volumen v bzw. dem Stoffmengenanteil x_i und der Temperatur T für die Stahlsorte 42CrMo4 (Zusammensetzung Tab. 5-3) in Abb. 3-4 (a) bzw. (b) dargestellt. Die Stoffeigenschaften wurden mit der *CALculation of PHase Diagrams* (CALPHAD) Methode³ berechnet [43, 44]. Im Erstarrungsbereich zwischen Liquidus- und Solidustemperatur verringert sich das spezifische Volumen um $p_{ES} \approx 3.97 \%$. Beim Erstarren bildet sich Austenit mit einer kubisch-flächenzentrierter Kristallstruktur, der auch als γ -Mischkristall bezeichnet wird. Beim Abkühlen unter die Rekristallisationstemperatur $T_r \approx 0.50 T_l$ wandelt sich der Austenit in δ -Ferrit um und es bildet sich Zementit. δ -Ferrit hat eine kubisch-raumzentrierte Kristallstruktur und ist gegenüber der kubisch-flächenzentrierten Kristallstruktur weniger dicht gepackt. Daher ergibt sich beim Abkühlen ein Anstieg des spezifischen Volumens bei der Rekristallisationstemperatur. Beim Abkühlen von Solidus- auf Umgebungstemperatur verringert sich das spezifische Volumen um $p_{sfz} \approx 8.50 \%$. Unter Verwendung des Zusammenhangs zwischen Längen- und Raumausdehnungskoeffizient resultiert daraus ein lineares Schrumpfen von $p_{sfz}/3 \approx 2.8 \%$.

Der Kopflunker entsteht hauptsächlich beim Erstarrungsschrumpfen. Das Flüssigkeits-schrumpfen kann vernachlässigt werden, da die Schmelzenüberhitzung beim Eintritt in die Kokille meist nur wenige Kelvin über der Liquidustemperatur liegt. Zum Gießende wird die Schmelzenzufuhr unterbrochen und dem Strang wird keine frische Schmelze zugeführt (Abb. 1-2 (a)). Durch die Erstarrung und Abkühlung schrumpft das Stahlvolumen. Der Gießspiegel sinkt kontinuierlich ab und bietet im entsprechenden Bereich keine Schmelze mehr, wodurch sich vom Strangende her der Kopflunker bildet (Abb. 1-2 (b)). Dieser hat seine endgültige Form und Proportion erreicht, sobald im ganzen Strang die

³ Die CALPHAD Methode ist ein Konzept zur mathematischen Modellierung der Gibbs-Energien chemischer Verbindungen und allgemein von Materialien. Darauf aufbauend lassen sich thermodynamische Größen und Stoffeigenschaften berechnen.

Solidustemperatur unterschritten wurde oder die Schmelze nicht mehr nachfließen kann (Abb. 1-2 (c)). Beim Schrumpfen im festen Zustand zieht sich der Strang nahezu isotrop zusammen.

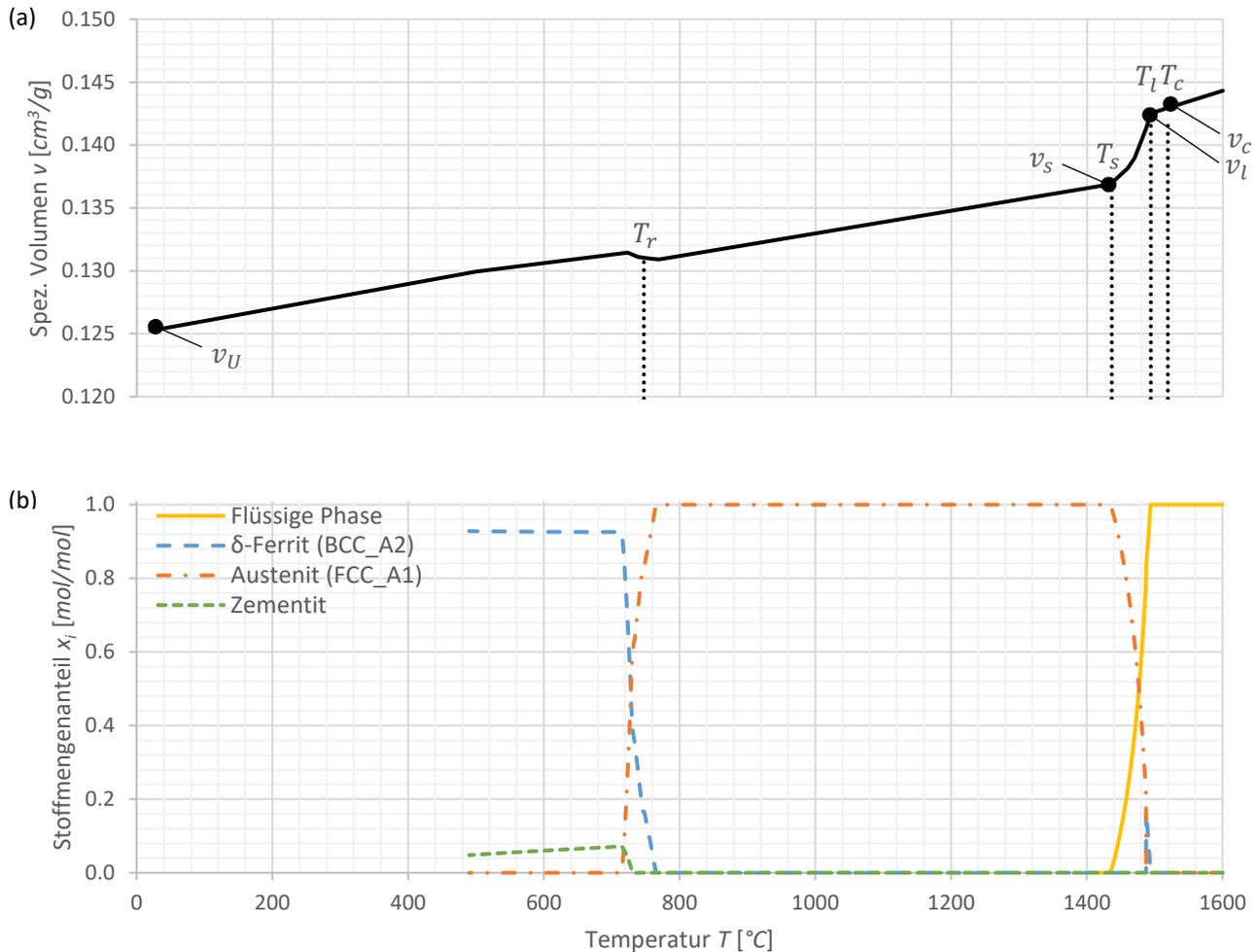


Abb. 3-4: (a) Spezifisches Volumen v und (b) Stoffmengenanteil x_i als Funktion der Temperatur T für Stahlsorte 42CrMo4 ($T_S = 1436^\circ\text{C}$, $T_l = 1494^\circ\text{C}$, $T_c = 1519^\circ\text{C}$ bzw. $\Delta T = 25\text{ K}$, $p_{FS} \approx 0.28\%$, $p_{ES} \approx 3.97\%$ und $p_{sfz} \approx 8.50\%$); Berechnung der Stoffeigenschaften mit der CALPHAD Methode

Das Kopflinkervolumen V_S ist proportional zum Schmelzenvolumen V_l am Gießende und kann bestimmt werden zu

$$V_S = p_{ES} V_l \quad (3-18)$$

Hierin ist p_{ES} der Parameter des Erstarrungsschrumpfens.

Unter der Annahme, dass sich der Kopflunker gemäß einer Wurzelfunktion ausbildet, kann die Kopflunkerform bzw. der Abstand zwischen Strangachse und Strangschale x als Funktion der Distanz z ab Strangende bestimmt werden:

$$x(z) = \frac{D}{2} \left(1 - \sqrt{\frac{z}{l_{Kl}}} \right). \quad (3-19)$$

Die Wurzelfunktion Gl. (3-19) wird im weiteren Verlauf zur Approximation des Kopflunkers verwendet. Hierin ist D der Vorblockdurchmesser und l_{Kl} die Kopflunkerlänge. Zur Bestimmung Letztere wird das Kopflunkervolumen V_s benötigt, das mit dem Volumenintegral der Kopflunkerform wie folgt bestimmt wird:

$$V_s = \pi \int_0^{l_{Kl}} (x(z))^2 dz = \pi \int_0^{l_{Kl}} \left(\frac{D}{2} \left(1 - \sqrt{\frac{z}{l_{Kl}}} \right) \right)^2 dz = \frac{\pi l_{Kl} D^2}{24}. \quad (3-20)$$

Durch Umstellen der Gl. (3-20), dem Zusammenhang zwischen Schmelzensumpf- und Kopflunkervolumen nach Gl. (3-18) und dem Schmelzenvolumen für Rundformate nach Gl. (3-16), lässt sich die Kopflunkerlänge l_{Kl} in Abhängigkeit von Gießgeschwindigkeit v_c und mittlerer Erstarrungskonstante k ausdrücken:

$$l_{Kl} = \frac{24 V_s}{\pi D^2} = \frac{24}{\pi D^2} p_{Es} V_l = \frac{1}{4} \frac{p_{Es} v_c D^2}{k^2}. \quad (3-21)$$

4 Betriebsversuche und Auslegedaten der Anlage

Für die experimentelle Untersuchung der Kopflunkerbildung bei großformatigen Stranggießanlagen wurden Betriebsversuche an Strängen mit $D = 1000 \text{ mm}$ durchgeführt. Die Produktion der Stränge erfolgte während des laufenden Gießbetriebs auf einer Bogenstranggießanlage im Sequenzguss, sodass die Versuchsreihe in Bezug auf Stahlsorte und Prozessparameter – insbesondere die Gießgeschwindigkeit – nicht beeinflusst werden konnte.

4.1 Stranggießanlage

Die Bogenstranggießanlage von Taewoong (Busan, Südkorea), die in Abb. 4-1 zu sehen ist, ist zur Herstellung runder Vorblöcke von $D = 300 \text{ mm}$ bis 1000 mm ausgelegt und wurde 2014 in Betrieb genommen. Mit drei Strängen und einem Gießradius von $R = 18 \text{ m}$ erreicht sie eine Gießleistung von $P \approx 560\,000 \text{ t/a}$. Die Gießgeschwindigkeit beträgt $v_c = 0.06 \text{ m/min}$ bis 2.7 m/min . Im kontinuierlichen Betrieb wird ein umfangreiches Portfolio an Stahlsorten wie Kohlenstoffstähle, rissunanfällige Werkzeugstähle und Edelstähle hergestellt.

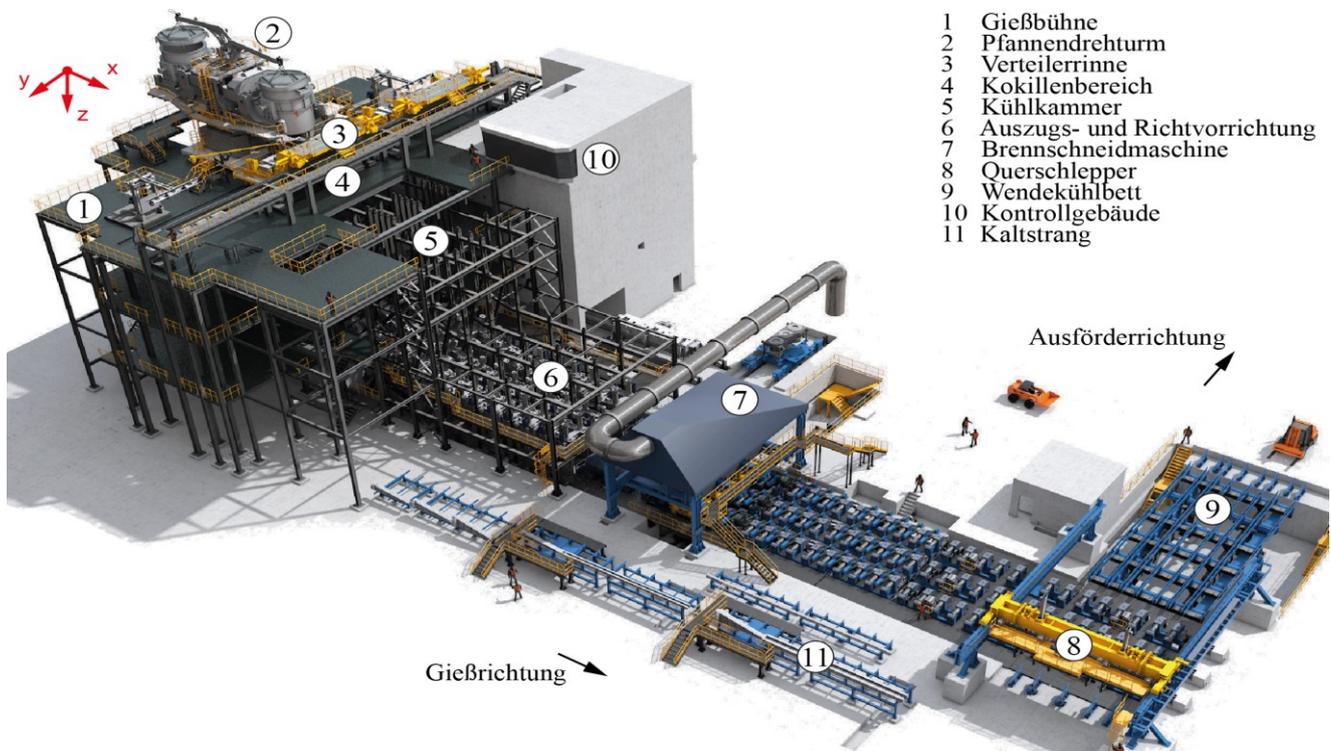


Abb. 4-1: Stranggießanlage von Taewoong (Busan, Südkorea); $P \approx 560\,000 \text{ t/a}$, $n_{st} = 3$, $R = 18 \text{ m}$, $D = 300 \text{ mm}$ bis 1000 mm , $v_c = 0.06 \text{ m/min}$ bis 2.7 m/min ; nach [5]

Die Stranggießanlage ist in einem Stahlwerk eingebettet, das durch das Recycling von Stahlschrott über die Elektrostahlroute im Elektrolichtbogenofen (EAF) Rohstahl herstellt. In der Sekundärmetallurgie wird der Rohstahl in einem Pflannenofen (LF) legiert und mit einer Vakuumanlage (VD, VOD) abschließend für das Gießen behandelt. Die Schmelze wird neben der Stranggießanlage auch im Blockgießverfahren zu 10 t- bis 500 t-Gussblöcken vergossen.

Eine Schnittansicht in der x,z-Ebene der Stranggießanlage ist in Abb. 4-2 dargestellt. Auf der Gießbühne (1) befindet sich der Pfannendrehturm (2) für Gießpfannen mit einem Fassungsvermögen von 120 t Schmelze. Von der Gießpfanne fließt die Schmelze weiter in die Verteilerrinne (3), wo sie auf die drei Produktionslinien verteilt wird.

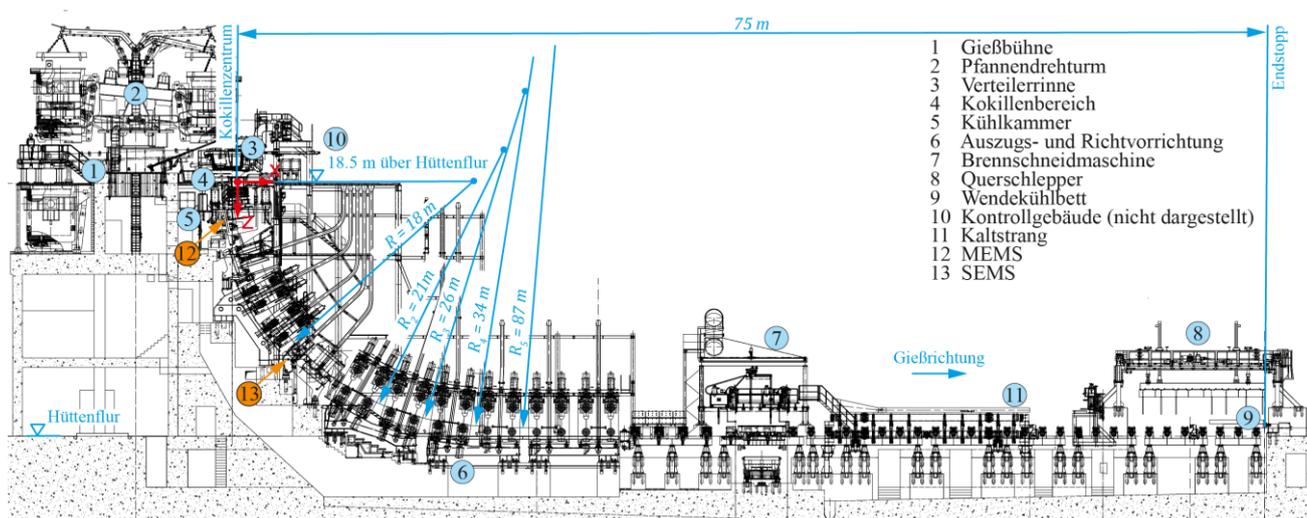


Abb. 4-2: Schnittansicht in der x,z-Ebene der Stranggießanlage von Taewoong (Busan, Südkorea); nach [5]

In der Kokille (4) beginnt die Erstarrung der Schmelze, die in der Sekundärkühlzone in der Kühlkammer (5) fort dauert. Von der Kokille bis zur Auszugs- und Richtvorrichtung sind Strangführung und -kühlung abhängig vom Gießformat. Das bedeutet, dass unterschiedliche Segmente mit Führungsrollen und Spritzkühlringen eingesetzt werden, um die erforderliche Strangunterstützung oder -kühlung zu erreichen. Grundsätzlich verfügt das Rundformat über einen selbsttragenden Querschnitt, wodurch die radial angeordneten Führungsrollen (Fußrollen) nur unmittelbar unter der Kokille erforderlich sind. Zur Verbesserung der Qualität werden elektromagnetische Rührer eingesetzt. Der Kokillentrührer (12) (MEMS = mould electromagnetic stirrer) befindet sich bei dieser Anlage

nicht wie üblich im Kokillenbereich (4), sondern ist unterhalb der Fußrollen und der Sekundärkühlzone 1 angebracht. Der Strangrührer (13) (SEMS = strand electromagnetic stirrer) befindet sich kurz vor der Auszugs- und Richtvorrichtung (6). Mit Letzterer wird der Strang vom Gießradius R über mehrere Richtpunkte bzw. Richtradien R_2 bis R_5 gerade gerichtet. Die Brennschneidemaschine (7) trennt anschließend den Strang in Vorblöcke. Mit dem Querschlepper (8) werden diese von den Produktionslinien auf das Wendekühlbett (9) befördert, wo sie weiter abkühlen. Der Gieß- und Ausfördervorgang wird vom Kontrollgebäude (10) aus überwacht. Der Kaltstrang (11) wird neben der Anlage bis zum Angießen gelagert.

4.2 Versuchsprogramm

Die Tab. 4-1 zeigt das Versuchsprogramm. Für die experimentelle Untersuchung der Kopflunkerbildung ohne und mit Hot-Top-Verfahren wurden sechs Stränge mit $D = 1000 \text{ mm}$ gegossen. Nach dem vollständigen Abkühlen wurde der Kopflunker an den aufgetrennten Strangenden vermessen. Die Betriebsversuche wurden in drei Versuchsreihen à zwei Versuche durchgeführt. Pro Versuchsreihe waren Prozessparameter und Stahlsorte jeweils identisch, denn die Stränge wurden zeitgleich auf dem Gießstrang 1 und 3 der Anlage hergestellt. Sie wurden in den Stahlsorten 42CrMo4 (Werkstoffnummer 1.7225) und S355J2G3 (1.0570) gegossen. Die Gießgeschwindigkeit betrug $v_c = 0.12 \text{ m/min.}$ bis 0.14 m/min. Bei der Versuchsreihe 1 wurden beide Stränge ohne Hot-Top-Verfahren hergestellt. Im Zuge der Versuchsreihe 2 und 3 wurde jeweils auf dem Gießstrang 3 das Hot-Top-Verfahren getestet. Die Abmessungen des Hot-Top-Rings sind in Tab. 4-1 enthalten. Auf die Ergebnisse der Betriebsversuche wird im Abschnitt 6.1 eingegangen.

Nach dem Gießen und Abkühlen der Stränge auf Umgebungstemperatur wurde das Strangende längs (in x,z -Ebene) mit einer Bandsäge aufgetrennt. Optional wurde das Strangende orthogonal zur Strangachse (in xy -Ebene) in einzelne Segmente aufgetrennt, wie in Abb. 1-1 (b) zu sehen ist, um handliche Stücke zu erhalten. Die Vermessung des Kopflunkers wurde auf der Schnittfläche (x,z -Ebene) des aufgetrennten Strangendes mit einem Maßband durchgeführt. Anhand der Abmessungen des Kopflunkers wurde das Kopflunkervolumen V_s bestimmt.

Die Messgenauigkeit dieser Messmethode liegt im Bereich von $\pm 5 \text{ mm}$, was bei den untersuchten Strangabmessungen und den rauen Erstarrungsoberflächen des Kopflunkers ausreichend ist.

Das Herstellen, Auftrennen und Vermessen der Stränge erfolgte durch den Betreiber (Taewoong) im Zeitraum von Januar bis Dezember 2021.

Tab. 4-1: Taewoong-Versuchsprogramm zur Herstellung von Strängen mit den Parametern: Schmelzenüberhitzung ΔT , Vorblockdurchmesser D , Gießgeschwindigkeit v_c , mittlere Erstarrungskonstante k , metallurgische Länge l_k , Eintauchtiefe des Hot-Top-Rings h_{HT} , Durchmesser $D_{HT,i}$, Durchmesser $d_{HT,i}$, Verjüngung a_{HT} , Wanddicke t_{HT} , simuliertes Schmelzenvolumen $V_{l, sim.}$, experimentelle Kopflunkerlänge $l_{KL, exp.}$ und experimentelles Kopflunkervolumen $V_{s, exp.}$; Schmelzenvolumen $V_{l, sim.}$ wurde mit der COOL Simulation (Abschnitt 4.3.4) bestimmt; Kopflunkerlänge $l_{KL, exp.}$ und Kopflunkervolumen $V_{s, exp.}$ wurden in den Betriebsversuchen gemessen; in den Versuchen 21, 23, und 31 konnte das Kopflunkervolumen $V_{s, exp.}$ nicht bestimmt werden, weil das Strangende nur partiell aufgetrennt wurde

Versuchsreihe	Strang-Nr.	Versuch-Nr.	Stahlsorte	ΔT [K]	D [mm]	v_c [$\frac{m}{min}$]	k [$\frac{mm}{min^{0.5}}$]	l_k [m]	HT	h_{HT} [mm]	$D_{HT,i}$ [mm]	$d_{HT,i}$ [mm]	a_{HT} [%]	t_{HT} [mm]	Material	$V_{l, sim.}$ [m ³]	$l_{KL, exp.}$ [mm]	$V_{s, exp.}$ [m ³]
1	1	11	42CrMo4	25	1000	0.14	34.4	29.4	nein	-	-	-	-	-	-	6.75	1975	0.266
	3	13	42CrMo4	25	1000	0.14	34.4	29.4	nein	-	-	-	-	-	-	6.75	1750	0.223
2	1	21	S355J2G3	25	1000	0.14	34.9	28.6	nein	-	-	-	-	-	-	6.39	1700	N/A
	3	23	S355J2G3	25	1000	0.14	34.9	28.6	ja	550	800	775	2.5	50	TW-HT-Mat.	6.39	1400	N/A
3	1	31	42CrMo4	25	1000	0.12	34.4	25.2	nein	-	-	-	-	-	-	5.73	1400	N/A
	3	33	42CrMo4	25	1000	0.12	34.4	25.2	ja	550	800	775	2.5	50	TW-HT-Mat.	5.73	1000	0.136

4.3 Strangherstellung

Im Folgenden wird detailliert auf die Strangherstellung sowie die Gieß- und Prozessparameter für die Versuchsreihe 1 aus Tab. 4-1 eingegangen. In dieser Versuchsreihe wurden aus der Stahlsorte 42CrMo4 zwei Stränge mit dem Gießformat $D = 1000 \text{ mm}$, der Gießgeschwindigkeit $v_c = 0.14 \text{ m/min}$, der mittleren Erstarrungskonstante $k = 34.4 \text{ mm/min}^{0.5}$ und der Schmelzenüberhitzung $\Delta T = 25 \text{ K}$ gegossen. Die Stränge wurden im Sequenzguss hergestellt.

4.3.1 Primärkühlzone

Die Abb. 4-3 zeigt die Primär- und die Sekundärkühlzone der Stranggießanlage Taewoong mit dem Gießformat $D = 1000 \text{ mm}$. Der Strang beginnt in der wassergekühlten Kokille zu erstarren, die eine Länge von 700 mm aufweist, wobei der Meniskus 100 mm unter dem Kokilleneintritt liegt. Die Innengeometrie der Kokille verläuft parabolisch vom Eintrittsdurchmesser $D_{K, \text{ein}} \approx 1030 \text{ mm}$ bis zum Austrittsdurchmesser $D_{K, \text{aus}} \approx 1015 \text{ mm}$. Durch diese Kontur liegt der Strang beim Schrumpfen besser an der Kokillenwand an, wodurch sich ein günstigerer Wärmeübergang einstellt. Der über das Kühlwasser abgeführte Wärmestrom in der Kokille wird nach Gl. (3-4) bestimmt. Die gemessenen Betriebsgrößen und die berechnete Wärmeabfuhr in der Primärkühlzone sind in Tab. 4-2 enthalten. Der abgeführte Wärmestrom in der Kokille beträgt $\dot{Q}_{PK} \approx 1050 \text{ kW}$.

Tab. 4-2: Gemessene Betriebsgrößen und berechnete Wärmeabfuhr in der Primärkühlzone (Bogenstranggießanlage Taewoong, $R = 18 \text{ m}$, 42CrMo4, $D = 1000 \text{ mm}$, $v_c = 0.14 \text{ m/min}$, $k = 34.4 \text{ mm/min}^{0.5}$, $\Delta T = 25 \text{ K}$)

Kokillenkühlwasser-Austrittstemperatur (Messung)	$T_{Kw, \text{aus}}$	[°C]	37.8
Kokillenkühlwasser-Eintrittstemperatur (Messung)	$T_{Kw, \text{ein}}$	[°C]	35.0
Kokillenkühlwasser-Volumenstrom (Messung)	\dot{V}_{PK}	[m ³ /min]	5.41
Dichte des Kokillenkühlwassers	$\bar{\rho}_{Kw}$	[kg/m ³]	994
Spezifische Wärmekapazität des Kokillenkühlwassers	$\bar{c}_{p, Kw}$	[J/(kg K)]	4180
Abgeführter Wärmestrom	\dot{Q}_{PK}	[kW]	1050
Strangoberfläche	A_{PK}	[m ²]	1.91
Abgeführte Wärmestromdichte	\dot{q}_{PK}	[kW/m ²]	550

4.3.2 Sekundärkühlzone

Unterhalb der Kokille wird der Strang mithilfe von zwei Fußrollenringen mit jeweils zehn radial angeordneten Rollen gestützt. Im Bereich der Fußrollen wird der Strang in der Sekundärkühlzone 1 über eine Länge von 400 mm aktiv gekühlt. Anschließend folgt die Sekundärkühlzone 2 mit einer Länge von 1000 mm. Unterhalb der Zone 2 befindet sich der MEMS. In diesem Bereich wird die Strangoberfläche nicht aktiv gekühlt. Der MEMS wirkt als Wärmehaube und reduziert den vom Strang abgeführten Wärmestrom. Unter dem MEMS wird der Strang weiter durch Führungsrollen auf der Festseite gestützt. In der Sekundärkühlzone 3 bzw. 4 wird der Strang über eine Länge von 2000 mm bzw. 1500 mm aktiv gekühlt. Die Spritzkühlung erfolgt mit Wasser-Einstoff-Vollkegeldüsen mit einem Strahlwinkel von 90° (Vollkegeldüsen mit Innengewinde, Baureihe 486, Lechler GmbH [39, 40]). Der Strang wird kreisförmig mit Wasser beaufschlagt. Pro Spritzdüsenreihe sind jeweils zehn Spritzdüsen gleichmäßig über den Umfang angeordnet. Durch die Unterteilung der Sekundärkühlung in einzelne Zonen können individuelle Kühlintensitäten eingestellt werden. Der Wärmeübergangskoeffizient α_{Sk} in der Sekundärkühlzone zwischen Strangoberfläche und Spritzkühlung wird nach Gl. (3-6) bestimmt. Die theoretischen Parameter und berechneten Wärmeübergangskoeffizienten in der Sekundärkühlzone sind in Tab. 4-3 enthalten.

Tab. 4-3: Geometrische Abmessungen und berechnete Wärmeübergangskoeffizienten in der Sekundärkühlzone (Bogenstranggießanlage Taewoong, $R = 18\text{ m}$, 42CrMo4 , $D = 1000\text{ mm}$, $v_c = 0.14\text{ m/min}$, $k = 34.4\text{ mm/min}^{0.5}$, $\Delta T = 25\text{ K}$)

			Zone			
			1	2	3	4
Zonenanfang ab Meniskus	z_{start}	[m]	0.6	1.0	2.9	5.1
Zonenende ab Meniskus	z_{ende}	[m]	1.0	2.0	4.9	6.6
Strangoberfläche	A_{Sk}	[m ²]	1.3	3.1	6.3	4.7
Empirischer Parameter	a	[–]	336	336	336	336
Empirischer Parameter	b	[–]	0.724	0.724	0.724	0.724
Spezifischer Spritzkühlwasser-Volumenstrom	\dot{v}_{Sk}	[l/(m ² min)]	9.6	9.6	3.2	3.2
Wärmeübergangskoeffizient	α_{Sk}	[W/(m ² K)]	89	89	40	40

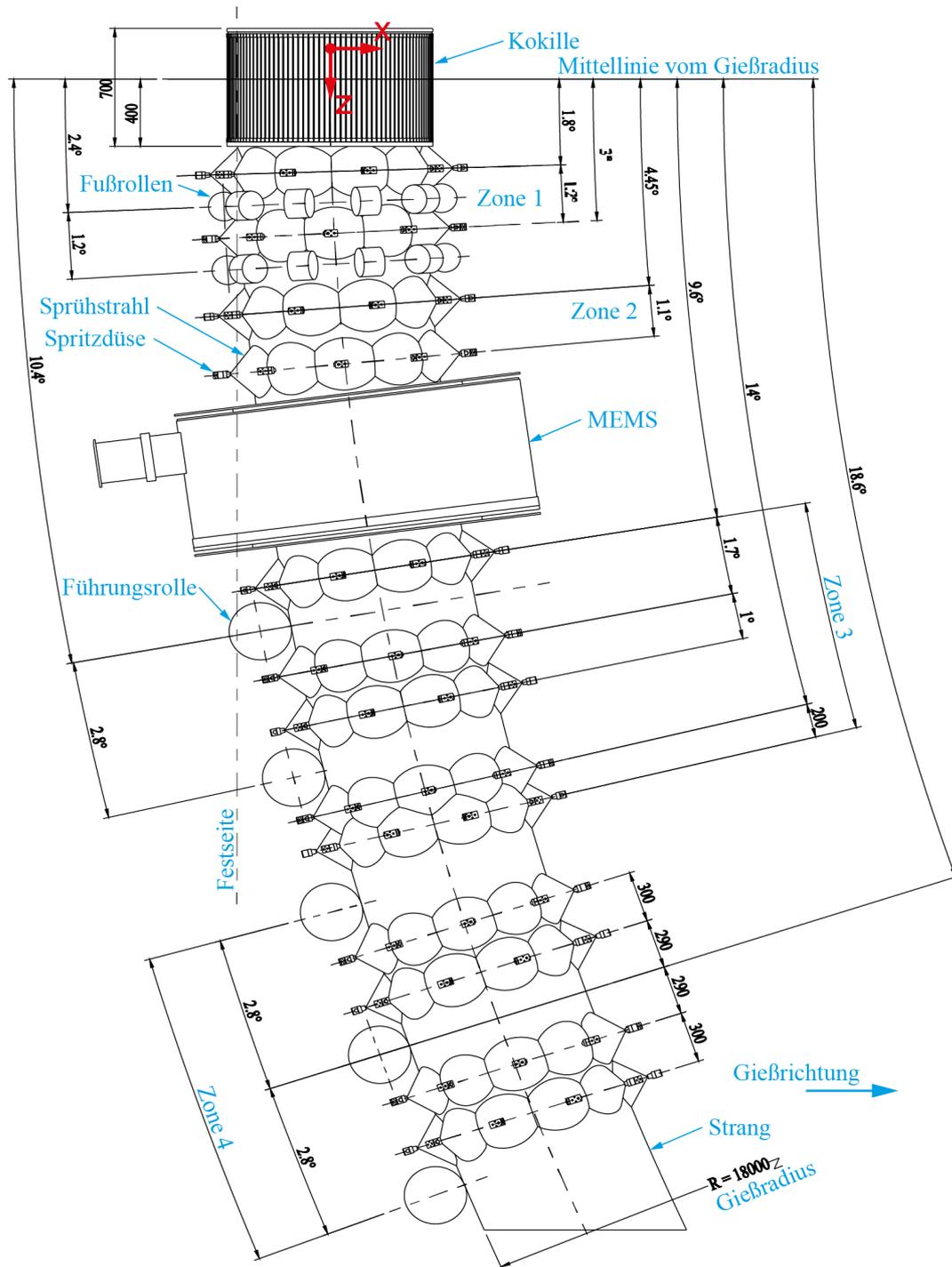


Abb. 4-3: Primär- und Sekundärkühlzone (Bogenstranggießanlage Taewoong, $R = 18\text{ m}$, $D = 1000\text{ mm}$); nach [5]

4.3.3 Tertiärkühlzone

In der Tertiärkühlzone kühlt der Strang durch freie Konvektion und Wärmestrahlungsaustausch mit der Umgebung weiter ab. Anbauten in unmittelbarer Nähe vom Strang wie Rührer oder Auszugs- und Richtvorrichtungen haben einen thermisch isolierenden Effekt

auf den Strang, wodurch sich die Wärmeabfuhr in diesem Bereich lokal reduziert. Für Berechnungen der Strangerstarrung werden diese Einflüsse häufig vernachlässigt.

Die angenommenen Betriebsgrößen für den Wärmeübergangskoeffizienten, den Emissionsgrad und die mittlere Umgebungstemperatur in der Tertiärkühlzone sind in Tab. 4-3 aufgeführt [5].

Tab. 4-4: Angenommene Betriebsgrößen für die Tertiärkühlzone (Bogenstranggießanlage Taewoong, $R = 18 \text{ m}$, $42\text{CrMo}4$, $D = 1000 \text{ mm}$, $v_c = 0.14 \text{ m/min}$, $k = 34.4 \text{ mm/min}^{0.5}$, $\Delta T = 25 \text{ K}$)

Wärmeübergangskoeffizient	α_{Tk}	$[\text{W}/(\text{m}^2 \text{ K})]$	7.7
Emissionsgrad	ε_{So}	$[-]$	0.55
Umgebungstemperatur	T_U	$[\text{°C}]$	50

4.3.4 Strangerstarrung und Temperaturentwicklung

Mit den behandelten Betriebsgrößen für die Primär-, Sekundär- und Tertiärkühlzone werden die Strangerstarrung und die Temperatur beim kontinuierlichen Gießen simuliert, welche mit dem Simulationsprogramm COOL⁴ berechnet wurden [45]. COOL ist ein Programm für die rein thermische Simulation der Strangerstarrung. Für die Versuchsreihe 1 sind in Abb. 4-4 (a) die Temperaturen im Strangzentrum T_{Sz} und an der Strangoberfläche T_{So} sowie in (b) die Temperatur $T(x, z)$ im Stranglängsschnitt dargestellt. Die metallurgische Länge beträgt $l_k \approx 29.3 \text{ m}$, was bei der Gießgeschwindigkeit $v_c = 0.14 \text{ m/min}$ einer Gießzeit von $t \approx 209 \text{ min}$ entspricht.

Im Anhang sind die Temperaturen im Strangzentrum T_{Sz} und an der Strangoberfläche T_{So} sowie die Temperatur $T(x, z)$ im Stranglängsschnitt für die Versuchsreihe 2 (Abb. 10-2) und die Versuchsreihe 3 (Abb. 10-3) dargestellt.

⁴ Das Simulationsprogramm COOL dient als Offline-Version zur Entwicklung von Stranggießanlagen und als Online-Version zur Erzeugung digitaler Zwillinge. COOL basiert auf der FEM und berechnet die räumliche und zeitliche Temperatur eines zweidimensionalen Scheibensegments des Strangquerschnittes basierend auf den Prozessparametern. Anhand der Temperatur im Strangquerschnitt wird der Schalenwachstum bestimmt.

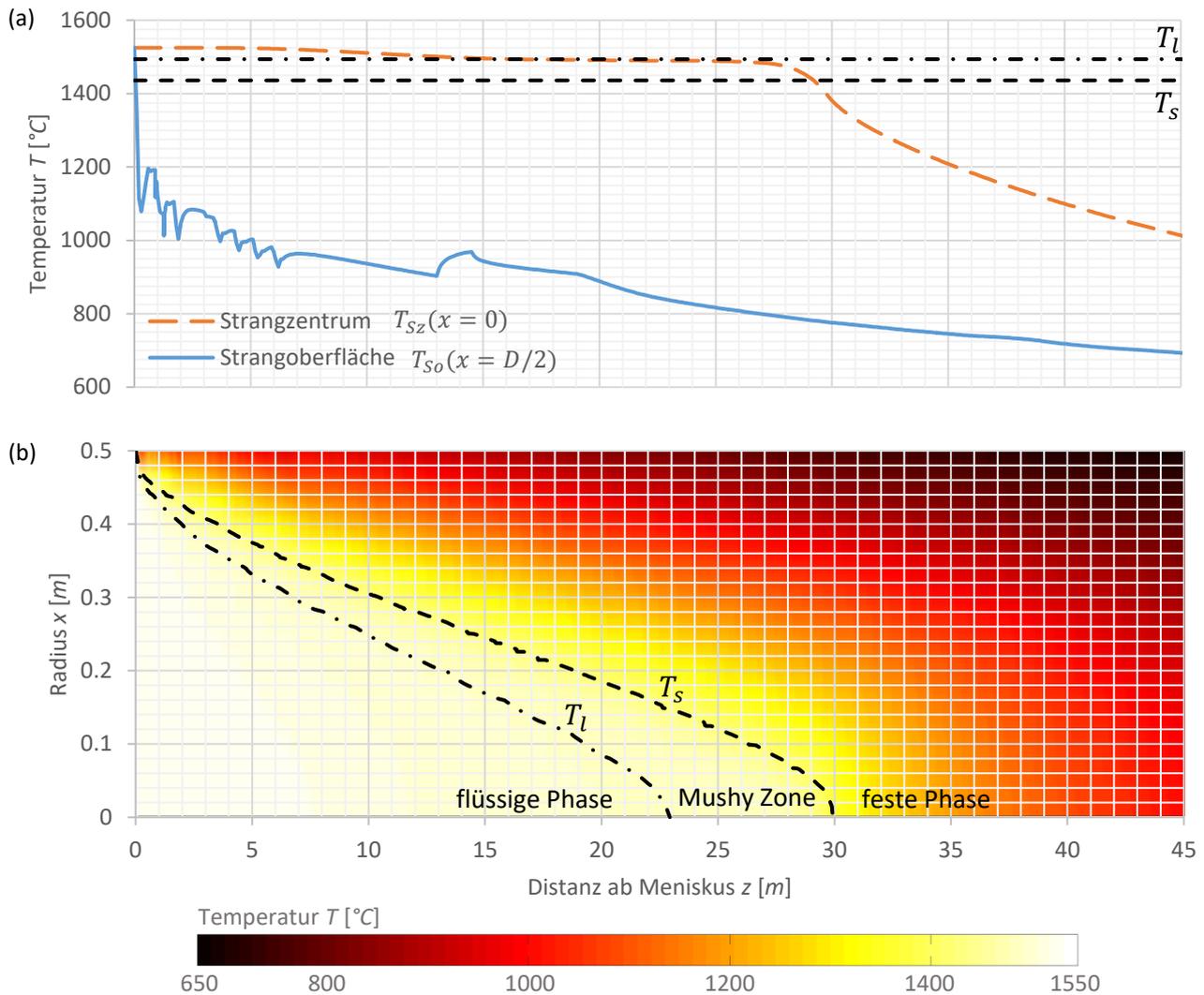


Abb. 4-4: (a) Temperatur im Strangzentrum T_{Sz} und an der Strangoberfläche T_{So} , (b) Temperatur $T(x, z)$ im Stranglängsschnitt (Bogenstranggießanlage Taewoong, $R = 18 \text{ m}$, $42\text{CrMo}4$, $D = 1000 \text{ mm}$, $v_c = 0.14 \text{ m/min}$, $k = 34.4 \text{ mm/min}^{0.5}$, $\Delta T = 25 \text{ K}$)

5 Numerische Simulation

In Rahmen dieser Arbeit wurde für die numerische Simulation der Strangerstarrung mit Makroschrumpfen bzw. Kopflunkerbildung ein transientes FVM Modell entwickelt, das in der Lage ist die Strömung, Wärmeübertragung und Massenerhaltung sowie den Phasenwechsel und das Schrumpfen bei der Erstarrung zu berechnen. In der numerischen Strömungsmechanik (CFD = Computational Fluid Dynamics) ist die FVM das am häufigsten eingesetzte Lösungsverfahren [46]. Im vorliegenden Fall wurde das Programm ANSYS Fluent 2021 R2 verwendet [17].

Das Fließ- und Erstarrungsverhalten von Schmelze wird mathematisch durch die Erhaltungsgleichungen für Masse, Impuls und Energie beschrieben. Es ist nicht möglich, diese Gleichungen analytisch für komplexe Strömungen wie die Strangerstarrung mit Makroschrumpfen zu lösen. Daher ist es notwendig mit einer Diskretisierungsmethode eine Näherungslösung zu bestimmen, bei der die nichtlinearen, partiellen Differentialgleichungen durch ein algebraisches Gleichungssystem für die Feldgrößen der Strömung an diskreten örtlichen und zeitlichen Stellen approximiert werden.

5.1 Modellbeschreibung

5.1.1 Kontinuitäts-, Impuls- und Energieerhaltungsgleichung

Für den Start einer Strömungssimulation werden die Feldgrößen initialisiert. Basierend auf den Randbedingungen sowie den Erhaltungsgleichungen und mathematischen Modellen werden das Strömungsfeld und die Wärmeübertragung iterativ bestimmt.

Das mathematische Modell beruht auf den Erhaltungssätzen für Masse, Impuls, Energie und Stoff. Die partiellen, nichtlinearen Differentialgleichungen weisen einen formal ähnlichen Aufbau auf, der durch die prototypische Modellgleichung dargestellt werden kann [47]:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\phi) + \nabla(\rho\vec{v}\phi) = \nabla(\Gamma_{\phi}\nabla\phi) + Q_{\phi} . \quad (5-1)$$

Hierin ist ρ die Dichte, ϕ die Feldgröße, \vec{v} die Strömungsgeschwindigkeit, Γ_{ϕ} der Diffusionskoeffizient und Q_{ϕ} der Quellterm. Der erste Term auf der linken Seite von Gl. (5-1) beschreibt die zeitliche Änderung der Variablen ϕ . Der zweite Term auf der linken Seite von Gl. (5-1) ist der konvektive Fluss $F_{\phi} = \nabla(\rho\vec{v}\phi)$ von ϕ durch das Strömungsfeld mit

der Geschwindigkeit \vec{v} . Der erste Term auf der rechten Seite von Gl. (5-1) entspricht dem diffusiven Fluss $D_\phi = \nabla (\Gamma_\phi \nabla \phi)$ von ϕ , der durch Unterschiede in der räumlichen Verteilung von ϕ hervorgerufen wird. Schließlich werden in Q_ϕ alle sonstigen Quellen und Senken von ϕ berücksichtigt. Durch die Spezifizierung von ϕ , D_ϕ und Q_ϕ ergeben sich dann die einzelnen Gleichungen des allgemeinen mathematischen Modells einer Strömung [47].

Die Kontinuitätsgleichung ist [47, 48]

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla(\rho \vec{v}) = S_m. \quad (5-2)$$

Hierin ist S_m der Quellterm der Kontinuitätsgleichung. Unter der Voraussetzung, dass keine Quellen und Senken im System vorhanden sind, gilt $S_m = 0$.

Die Impulsgleichung ist definiert als [47, 48]

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{v}) + \nabla(\rho \vec{v} \vec{v}) = -\nabla p + \nabla(\bar{\bar{\tau}}) + \rho \vec{g} + \vec{F}_i. \quad (5-3)$$

Hierin ist p der statische Druck, $\bar{\bar{\tau}}$ der Spannungstensor, \vec{g} die Erdbeschleunigung und \vec{F}_i der Quellterm für die externen Körperkräfte, für poröses Material und die Oberflächenspannung.

Die Energieerhaltungsgleichung ist [47, 48]

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho E) + \nabla(\vec{v} \rho E) = \nabla(\lambda_{eff} \nabla T) + \nabla(\bar{\bar{\tau}} \vec{v}) + S_h. \quad (5-4)$$

Hierin ist E die spezifische innere Energie, T die Temperatur, λ_{eff} die effektive Wärmeleitfähigkeit und S_h der Energie-Quellterm.

5.1.2 Turbulenzmodell

Es ist allgemein bekannt, dass sich Fluide unterschiedlich verhalten, je nachdem, ob die Strömung laminar oder turbulent ist [49]. Der Übergang zwischen diesen beiden Strömungen erfolgt nicht plötzlich, sondern über einen Bereich, in dem die Strömung zwischen laminar und turbulent schwankt, bevor sie vollständig turbulent wird.

Das Turbulenzverhalten ist durch die Reynolds-Zahl Re , die das Verhältnis von Trägheits- zu Zähigkeitskräften charakterisiert, definiert als

$$Re = \frac{\rho v_{ch} l_{ch}}{\mu}. \quad (5-5)$$

Hierin ist v_{ch} die charakteristische Geschwindigkeit, l_{ch} die charakteristische Länge und $\mu = \nu \rho$ die dynamische Viskosität. Bei großen Reynolds-Zahlen sind die Trägheitskräfte im Verhältnis zu den Zähigkeitskräften groß. Bei kleinen Reynolds-Zahlen überwiegen die Zähigkeitskräfte und die Strömung bleibt laminar. Für eine Strömung durch ein kreisförmiges Rohr ist die kritische Reynolds-Zahl $Re_{kri} \approx 2300$ [50]. Strömungen im laminaren Bereich lassen sich vollständig durch die Kontinuitäts- und die Impulsgleichung beschreiben [50]. Für turbulente Strömungen werden zusätzliche Turbulenzmodelle benötigt, etwa das weitverbreitete k- ϵ -Zweigliedungsmodell. Bei der Modellierung der Strangestarrung mit Makroschrumpfen wird die Strömung als laminar angenommen.

5.1.3 Erstarrungsmodell

Für die Modellierung der Erstarrung der Schmelze wird ein Enthalpie-Porositäts-Ansatz herangezogen, der erstmals von Poirier [18] eingeführt wurde. Hierbei wird der Flüssigkeitsanteil β (Porosität) verwendet, der den Anteil an flüssiger Phase abhängig von der Temperatur in einem Zellvolumen angibt. Es gilt [48]:

$$\begin{aligned} \beta &= 0 & \text{wenn} & \quad T < T_s, \\ \beta &= 1 & \text{wenn} & \quad T > T_l, \\ \beta &= \frac{T - T_s}{T_l - T_s} & \text{wenn} & \quad T_s < T < T_l. \end{aligned} \quad (5-6)$$

Wird der Flüssigkeitsanteil $\beta = 0$, so wird die Strömungsgeschwindigkeit in der Zelle gleich null. Dies wird in der Impulsgleichung (5-3) als Quellterm \vec{F}_E berücksichtigt [48]:

$$\vec{F}_E = \frac{(1 - \beta)^2}{\beta^3 + \varepsilon} A_{mush} (\vec{v} - \vec{v}_p). \quad (5-7)$$

Hierin ist $\varepsilon = 0.001$ eine Konstante zur Vermeidung einer Division durch null, $A_{mush} = 1000$ die Mushy-Zone-Konstante und \vec{v}_p die Auszugsgeschwindigkeit von der festen Phase aus dem Lösungsgebiet. Da kein Material aus dem Lösungsgebiet gezogen

wird, ergibt sich $\vec{v}_p = 0$. Die Mushy-Zone-Konstante charakterisiert die Amplitude der Dämpfung. Je höher die Konstante ist, desto steiler ist der Geschwindigkeitsgradient des Materials auf null bei der Erstarrung.

Die Erstarrungsenthalpie wird in der spezifischen Enthalpie des Materials berücksichtigt (Abb. 5-3 (d)). Es ist daher nicht notwendig die Energiegleichung (5-4) mit einer separaten Erstarrungsenthalpie anzupassen. Die spezifische Enthalpie h ist [48]

$$h = h_{ref} + \int_{T_{ref}}^T c_p dT. \quad (5-8)$$

Hierin ist h_{ref} die spezifische Referenzenthalpie bei der Referenztemperatur T_{ref} .

5.1.4 Mehrphasenmodell

Eine große Anzahl technischer Strömungen besteht aus mehreren Fluidphasen. Das Strömungssystem ist durch eine primäre und mehrere sekundäre Phasen definiert. Erstere wird als kontinuierliche Phase, die sekundäre jeweils als verteilte Phase in der primären betrachtet. Für die Simulation der Strangerstarrung mit Makroschrumpfen wird das Volume of Fluid (VOF) Mehrphasenmodell mit der primären Phase Luft und der sekundären Phase Schmelze verwendet.

Das VOF Modell basiert auf dem Konzept des Phasenvolumenanteils, das von Hirt und Nicholas [51] vorgeschlagen wurde. Mit diesem Euler-Euler-Mehrphasenmodell wird die freie Oberfläche zwischen zwei Phasen in einem raumfesten Gitter berechnet. Für jede Phase im Modell wird eine Variable eingeführt: der Volumenanteil a_q der Phase q in der betrachteten Zelle. In jeder Zelle summieren sich die Volumenanteile aller Phasen zu eins [48]:

$$\sum_{q=1}^n a_q = 1. \quad (5-9)$$

Die folgenden drei Zustände in einer Zelle sind möglich:

- $a_q = 0$: Die Zelle ist leer von Phase q .
- $a_q = 1$: Die Zelle ist voll von Phase q .

- $0 < a_q < 1$: Die Zelle enthält eine Grenzfläche zwischen der Phase q und einer weiteren Phase.

Feldgrößen und Eigenschaften in einer Zelle werden von den Phasen geteilt und durch volumengemittelte Werte dargestellt. Sie sind somit in jeder Zelle rein repräsentativ, entweder für eine der Phasen oder für die Mischung der Phasen, abhängig vom Volumenanteil. Als Beispiel sei die volumengemittelte Dichte ρ eines n -Phasensystems genannt [48]:

$$\rho = \sum_{q=1}^n a_q \rho_q . \quad (5-10)$$

Hierin ist a_q der Volumenanteil und ρ_q die Dichte der Phase q . Alle anderen Eigenschaften, z. B. Viskosität, werden nach dem gleichen Schema berechnet.

Die Grenzfläche zwischen den Phasen wird durch das Lösen der Kontinuitätsgleichung mit dem Volumenanteil einer Phase ermittelt. Die Kontinuitätsgleichung für die Phase q ist [48]

$$\frac{1}{\rho_q} \left[\frac{\partial}{\partial t} (a_q \rho_q) + \nabla (a_q \rho_q \vec{v}_q) \right] = S_{a_q} . \quad (5-11)$$

Die Berechnung des Volumenanteils erfolgt nach einem impliziten Schema [48]:

$$\frac{a_q^{n+1} \rho_q^{n+1} - a_q^n \rho_q^n}{\Delta t} V + \sum_{f=1}^k (\rho_q^{n+1} Q_f^{n+1} \alpha_{q,f}^{n+1}) = S_{\alpha_q} V . \quad (5-12)$$

Hierin ist $n + 1$ der Index für den aktuellen Zeitschritt, n der Index für den vorherigen Zeitschritt, Q_f der Volumenstrom durch die Zellfläche f , $\alpha_{q,f}$ der Zellflächenwert des Volumenanteils und V das Zellvolumen.

Die verwendete Technik zur Berechnung des Volumenstroms durch die Fläche wird als geometrisches Rekonstruktionsschema bezeichnet [48]. Dabei wird davon ausgegangen, dass die Grenzfläche zwischen zwei Phasen innerhalb jeder Zelle linear verläuft. Zur Berechnung der Advektion der Phase durch die Zellfläche wird die lineare Formulierung verwendet.

Die Impulsgleichung wird im gesamten Bereich gelöst und das berechnete Geschwindigkeitsfeld von den Phasen geteilt. Die Impulsgleichung (5-3) wird durch die volumenge-mittelte Dichte ρ und die Viskosität μ der beiden Phasen abhängig.

Die Interaktion der Phasen wird mittels des Continuum Surface Force (CSF) Modells von Brackbill et al. [52] berücksichtigt. Die Oberflächenspannung wird als kontinuierlicher Effekt behandelt und als Quellterm \vec{F}_{CSF} in der Impulsgleichung (5-3) einbezogen:

$$\vec{F}_{CSF} = \gamma \kappa \nabla a_q . \quad (5-13)$$

Hierin ist γ die Oberflächenspannung, κ die Krümmung und ∇a_q die Flächennormale, die als Gradient des Volumenanteils a_q der Phase q definiert ist. Die Gl. (5-13) ist für konstante Oberflächenspannungen gültig.

Die Energiegleichung (5-4) wird unter den Phasen aufgeteilt. Das VOF Modell approximiert die spezifische innere Energie E als volumengemittelte Variable gemäß [48]

$$E = \frac{\sum_{q=1}^n a_q \rho_q E_q}{\sum_{q=1}^n a_q \rho_q} \quad (5-14)$$

mit

$$E_q = h_q - \frac{p}{\rho_q} + \frac{v^2}{2} . \quad (5-15)$$

Hierin ist h_q die spezifische sensible Enthalpie der Phase q bei geteilter Temperatur. Dichte, effektive Wärmeleitfähigkeit und effektive Viskosität werden abhängig der Phasen berechnet.

5.2 Numerische Methode

Numerische Lösungen von Fluidströmungs- und Wärmeübertragungsproblemen führen immer zu gewissen Fehlern, die auf das angewandte Näherungsverfahren zurückzuführen sind. Die Hauptfehlerquellen sind Diskretisierungs- und physikalische Modellierungsfehler. Erstere resultieren aus dem Unterschied zwischen der exakten Lösung der modellierten Gleichungen und der numerischen Lösung mit begrenzter zeit- und örtlicher

Auflösung. Diese Fehler akkumulieren sich während der Berechnung und führen zu physikalisch nicht korrekten Lösungen. Physikalische Modellierungsfehler treten durch die Unsicherheit der Formulierung der mathematischen Modelle und Modellvereinfachungen auf.

5.2.1 Finite Volume Methode

Zur numerischen Lösung der Erhaltungsgleichungen wird das Lösungsgebiet in eine Anzahl endlicher Kontrollvolumina unterteilt. Die Diskretisierung der partiellen Differentialgleichungen in ein algebraisches Gleichungssystem erfolgt auf Basis der FVM. Für transiente Strömungsprobleme wird die Zeit in diskrete Zeitschritte unterteilt, wobei zu jedem Zeitschritt eine diskrete räumliche Lösung vorliegt.

In Abb. 5-1 sind zwei benachbarte Kontrollvolumen eines dreidimensionalen Lösungsgebiets dargestellt. Jedes Kontrollvolumen V_i ist durch Zellflächen f_i begrenzt, wobei jede Zellfläche von zwei benachbarten Kontrollvolumina geteilt wird. Die Punkte P und N repräsentieren das Zentrum des entsprechenden Kontrollvolumens und S_f steht für die Flächennormale der geteilten Oberfläche f . Der Verbindungsvektor zwischen P und N wird mit d gekennzeichnet.

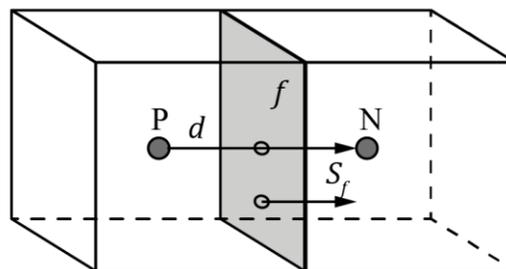


Abb. 5-1: Zwei benachbarte Kontrollvolumen bei der Diskretisierung auf Basis der FVM mit den geometrischen Parametern; d Verbindungsvektor, f Oberfläche, S_f Flächennormale der Oberfläche f ; nach [53]

5.2.2 Diskretisierung der Erhaltungsgleichungen

Die Diskretisierung der Erhaltungsgleichungen wird anhand der allgemeinen Erhaltungsgleichung (5-1) behandelt. Die Integration von Gl. (5-1) über das Kontrollvolumen V_P am Punkt P und über das Zeitintervall $[t, t + \Delta t]$ führt zu [54]

$$\begin{aligned}
& \int_t^{t+\Delta t} \left[\frac{\partial}{\partial t} \left(\int_{V_P} \rho \phi \, dV + \int_{V_P} \nabla (\rho \vec{v} \phi) \, dV \right) \right] dt \\
& = \int_t^{t+\Delta t} \left[\int_{V_P} \nabla (\rho \Gamma_\phi \nabla \phi) \, dV + \int_{V_P} Q_\phi \, dV \right] dt .
\end{aligned} \tag{5-16}$$

Mit dem Gaußschen Satz können die konvektiven und diffusiven Anteile von Volumenintegralen in Oberflächenintegrale umgewandelt werden.

Konvektionsterm

Die Diskretisierung des Konvektionsterms ist definiert als [54]

$$\int_{V_P} \nabla (\rho \vec{v} \phi) \, dV \approx \sum_{f=1}^k S_f (\rho \vec{v})_f \phi_f = \sum_{f=1}^k m_f \phi_f , \tag{5-17}$$

wobei f der Index für die Oberflächen des Kontrollvolumens ist. Der Massenstrom durch die Oberfläche f des Kontrollvolumens wird durch $m_f = S_f (\rho \vec{v})_f$ bezeichnet. Es wird angenommen, dass die entsprechenden Werte von ρ und \vec{v} auf der Zellfläche vom Kontrollvolumen interpolierte Werte sind. Die Gl. (5-17) erfordert auch die Werte der Feldgrößen ϕ auf den Oberflächen des Kontrollvolumens. Zur Interpolation stehen unterschiedliche Schemen zur Verfügung. Die Wahl des Interpolationsschemas ist ein bedeutender Faktor in Bezug auf Begrenztheit und Genauigkeit der Lösung. Gemäß dem zentralen Differenzschema (CDS = Central Differencing Scheme) wird eine lineare Verteilung von ϕ zwischen P und N verwendet. Die Werte der Feldgrößen auf den Zellflächen werden bestimmt nach [53]

$$\phi_f = f_x \phi_P + (1 - f_x) \phi_N . \tag{5-18}$$

Hierin ist f_x der Interpolationsfaktor, der als Verhältnis der Abstände \overline{fN} und \overline{fP} definiert ist. Letztere beschreiben den Abstand zwischen der Oberfläche f und dem Kontrollvolumenzentrum N bzw. P . Das zentrale Differenzschema hat eine Genauigkeit zweiter Ordnung, auch bei unstrukturierten Gittern [53]. Dieses Schema kann zu nicht physikalischer Oszillation der Lösung führen, sodass die Begrenztheit der Lösung nicht gegeben ist [55].

Ein alternatives Interpolationsschema ist das Upwind Differencing Scheme (UDS), das die Begrenztheit der Lösung garantiert und eine Genauigkeit erster Ordnung aufweist [53]. Gemäß dem UDS wird ϕ_f basierend auf der Strömungsrichtung definiert als [53]

$$\phi_f = \begin{cases} \phi_P & \phi_f \geq 0 \\ \phi_N & \phi_f < 0. \end{cases} \quad (5-19)$$

Das Blending Differencing Scheme (BDS) kombiniert CDS und UDS und repräsentiert ein Schema, das sowohl die Begrenztheit als auch die Genauigkeit der Lösung gewährleistet [56]. Es stellt eine lineare Kombination von CDS und UDS dar und ist definiert als [54]

$$\phi_f = (1 - \gamma_{BDS})(\phi_f)_{UDS} + \gamma_{BDS}(\phi_f)_{CDS}. \quad (5-20)$$

Hierin ist γ_{BDS} der Mischungskoeffizient, der zwischen 0 und 1 variiert. Dieser Term ist für alle Flächen des Gitters konstant [53]. Für $\gamma_{BDS} = 0$ geht das BDS in das UDS über.

Diffusionsterm

Die Diskretisierung des Diffusionsterms ist [54]

$$\int_{V_P} \nabla (\rho \Gamma_\phi \nabla \phi) dV \approx \sum_{f=1}^k (\rho \Gamma_\phi)_f S_f (\nabla \phi)_f. \quad (5-21)$$

Die Diskretisierung von $\nabla \phi$ in Gl. (5-21) hat eine Genauigkeit zweiter Ordnung. Der Gradient wird im Zentrum des Kontrollvolumens bestimmt nach [54]

$$(\nabla \phi)_P = \frac{1}{V_P} \sum_{f=1}^k S_f \phi_f \quad (5-22)$$

und auf die Zellflächen des Kontrollvolumens interpoliert [54]:

$$(\nabla \phi)_f = f_x (\nabla \phi)_P + (1 - f_x) (\nabla \phi)_N. \quad (5-23)$$

Die Diskretisierung von $\nabla \phi$ nach Gl. (5-22) und (5-23) ist für nicht orthogonale Gitter bis zur zweiten Ordnung genau und ähnelt dem CDS aus dem Konvektionsterm.

Quellterm

Der Quellterm Q_ϕ in Gl. (5-16) kann eine allgemeine Funktion sein. Er wird zunächst linearisiert in die Form

$$Q_\phi = Q_{expl} + Q_{impl}\phi, \quad (5-24)$$

wobei Q_{expl} und Q_{impl} abhängig sind von ϕ . Die Integration des Quellterms über das Kontrollvolumen führt zu [54]

$$\int_{V_P} Q_\phi dV = Q_{expl} V_P + Q_{impl}\phi_P V_P. \quad (5-25)$$

Der Term Q_{expl} wird explizit behandelt, d. h. er erscheint auf der rechten Seite im resultierenden Gleichungssystem. Wenn $Q_{impl} < 0$, wird der Term Q_{impl} implizit behandelt, weil die Matrix diagonal dominant und somit das Konvergenzverhalten verbessert wird. Für $Q_{impl} > 0$ wird der Term explizit gelöst.

5.2.3 Zeitliche Diskretisierung

Unter Verwendung der im vorherigen Abschnitt eingeführten räumlichen Diskretisierung wird der zeitliche Term in der Transportgleichung (5-1) mit einem rückwärtigen Differenzenverfahren (BDF = Backward Differentiation Formula) erster oder zweiter Ordnung diskretisiert [48, 57].

$$\text{1. Ordnung:} \quad \left(\frac{\partial\phi}{\partial t}\right)^{n+1} = \frac{\phi^{n+1} - \phi^n}{\Delta t}, \quad (5-26)$$

$$\text{2. Ordnung:} \quad \left(\frac{\partial\phi}{\partial t}\right)^{n+1} = \frac{3\phi^{n+1} - 4\phi^n + \phi^{n-1}}{2\Delta t}. \quad (5-27)$$

Hierin ist ϕ^{n+1} der Wert zur Zeit $t + \Delta t$, ϕ^n der Wert zur Zeit t und ϕ^{n-1} der Wert zur Zeit $t - \Delta t$.

Die diskretisierte Form der Transportgleichung nach dem rückwärtigen Differenzenverfahren ist [57, 54]

$$\begin{aligned} \frac{\phi^{n+1} - \phi^n}{\Delta t} V_P + \left[\sum_{f=1}^k m_f \phi_f^{n+1} - \sum_{f=1}^k (\rho \Gamma_\phi)_f S_f (\nabla \phi)_f^{n+1} \right] \\ = [Q_{expl} V_P + Q_{impl} \phi_P^{n+1} V_P]. \end{aligned} \quad (5-28)$$

Die Lösung von Gl. (5-28) erfolgt über ein implizites Zeitschrittverfahren, das nahezu unabhängig vom Zeitschritt Δt zwar stabil ist, aber iterativ gelöst werden muss.

5.2.4 Zeitschrittkontrolle

In dieser Arbeit werden implizite Zeitschrittverfahren verwendet, die stabiler sind als explizite. Mit der Courant-Friedrichs-Lewy-Zahl (CFL-Zahl) wird die Stabilität des Verfahrens überprüft [53]

$$CFL = \frac{v \Delta t}{\Delta x}. \quad (5-29)$$

Hierin ist v die Geschwindigkeit, Δt der Zeitschritt und Δx die Gittergröße. Das implizite Zeitintegrationsverfahren ist auch bei $CFL \geq 1$ stabil, während dies bei einem expliziten Verfahren nur bei $CFL < 1$ der Fall ist.

Die Zeitschrittsteuerung wird über ein manuelles Schema mit einer Anzahl von Zeitschritten n , einem Zeitschritt Δt und einer maximalen Anzahl an Iterationen k vorgegeben (vgl. Tab. 5-7).

5.2.5 Lineares Gleichungssystem

Die Diskretisierung der Erhaltungsgleichungen führt zu linearen algebraischen Gleichungen für jedes Kontrollvolumen [48]:

$$a_P \phi_P^n + \sum_{N=1}^k a_N \phi_N^n = R_P \quad (5-30)$$

mit a_P und a_N als Koeffizienten für die Zellflächen des Kontrollvolumens P und die benachbarten Kontrollvolumen N . Der Koeffizient a_P beinhaltet alle Terme von ϕ_P^n einschließlich der zeitlichen Ableitung sowie des Konvektions- und Diffusionsflusses. Der Koeffizient a_N enthält die entsprechenden Terme des benachbarten Kontrollvolumens. Der Term R_P umfasst die expliziten Anteile der Randbedingungen und Quellterme des

Kontrollvolumens P . Um nach ϕ_p^n aufzulösen, wird das lineare Gleichungssystem in der generellen Form verwendet [54]:

$$\mathbf{A} \boldsymbol{\phi} = \mathbf{R}. \quad (5-31)$$

Hierin werden in \mathbf{A} die diagonalen Einträge mit a_p und die außerdiagonalen Einträge mit a_N bezeichnet. Der Vektor $\boldsymbol{\phi}$ beinhaltet die Werte jedes Kontrollvolumenzentrums. Der Vektor \mathbf{R} schließt alle explizit diskretisierten Terme jedes Kontrollvolumens ein. Das Gleichungssystem wird durch ein iteratives Verfahren gelöst, bis die Residuen erfüllt sind. Für skalare Gleichungen löst ANSYS Fluent das lineare Gleichungssystem mit dem Gauß-Seidel-Verfahren in Verbindung mit einer algebraischen Mehrgittermethode (AMG = Algebraic Multigrid) [47, 48, 58].

5.2.6 Unterrelaxation

Zur Lösung des linearen Gleichungssystems (5-31) wird ein Unterrelaxationsverfahren verwendet. Der Unterrelaxationsfaktor $0 < \alpha_\phi \leq 1$ beschränkt die Änderung der Variable ϕ über die Iterationsschritte (Gl. (5-32)) und stabilisiert das Lösungsverfahren [53].

$$\phi^k = \phi^{k-1} + \alpha_\phi (\phi^{k*} - \phi^{k-1}). \quad (5-32)$$

Bei Konvergenz der Lösung gilt

$$\phi^k \approx \phi^{k-1}. \quad (5-33)$$

Der Index k bezeichnet den Iterationsschritt und Index $()^*$ den geschätzten Wert.

5.2.7 Numerische Lösung

Die Kontinuitäts- und die Impulsgleichung bilden vier Gleichungen mit den Geschwindigkeiten (x-, y- und z-Komponente) und dem Druck als Unbekannte. Die Kontinuitätsgleichung ist jedoch eine kinematische Bedingung für das Geschwindigkeitsfeld und kann daher nicht zur Bestimmung des Drucks verwendet werden. Es ist notwendig, Kontinuitäts- und Impulsgleichung zu koppeln. Für die Kopplung von Druck und Geschwindigkeit wird ein Druckkorrekturverfahren eingeführt, das auch als SIMPLE-Algorithmus (Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations) bezeichnet wird [55].

Bei Druckkorrekturverfahren wird das Geschwindigkeitsfeld aus den Impulsgleichungen zunächst mittels eines geschätzten Druckfeldes bestimmt. Anschließend wird der Druck über eine Druckkorrekturgleichung berechnet. Hierbei handelt es sich um ein sequentielles Verfahren. Nach dem Druck und den einzelnen Geschwindigkeitskomponenten wird entkoppelt gelöst. Eine Gleichung für die Druckkorrektur wird aus der Kontinuitäts- und der Impulsgleichung abgeleitet. Aus der Divergenz der Impulsgleichung und dem Einsetzen der Massengleichung resultiert eine Poisson-Gleichung für die Druckkorrektur p' [59]:

$$-\frac{1}{\rho} \Delta p' = \nabla(\vec{v} \nabla) \vec{v}. \quad (5-34)$$

Weil Dichte und Viskosität konstant sind, sind keine viskosen und instationären Terme in der Druckkorrektur enthalten [59]. Die Strömungsgleichungen können nun durch Iterationen zwischen Geschwindigkeits- und Druckfeld gelöst werden.

5.3 Modellimplementierung

5.3.1 Geometrie

Die Geometrie des axialsymmetrischen Modells ist in Abb. 5-2 (a) dargestellt. Der Strang als rechteckige Fläche hat die folgenden nominalen Abmessungen: halber Vorblockdurchmesser $D/2 = 500 \text{ mm}$ und Stranglänge $l_c \approx 1.2 l_k = 32\,000 \text{ mm}$, wobei die Stranglänge 20 % länger ist als die metallurgische Länge l_k . Für die Vereinfachung durch den axialsymmetrischen Zustand wird der Gießradius R der Gießanlage vernachlässigt. Durch diese Vereinfachung werden die asymmetrischen Erstarrungseffekte, die durch den Gießradius und die Erdbeschleunigung entstehen, nicht abgebildet. Das Tauchrohr und die einströmende Schmelze werden nicht berücksichtigt. Die Geometrie repräsentiert den Zustand, direkt nachdem das Tauchrohr aus der Schmelze gefahren bzw. der Hot-Top-Ring in die Schmelze eingesetzt wurde. Es werden zwei Typen von Geometrien behandelt: Die Geometrie und das Gitter für das Lösungsgebiet ohne Hot-Top-Ring ist in Abb. 5-2 (b) und dasjenige mit Hot-Top-Ring in Abb. 5-2 (c) dargestellt. Ersteres besteht ausschließlich aus einem Fluidgebiet, während Letzteres zusätzlich ein Feststoffgebiet hat. Der Hot-Top-Ring wird als ortsfest eingebettete Geometrie betrachtet, die sich nicht durch hydrostatische Kräfte bewegt.

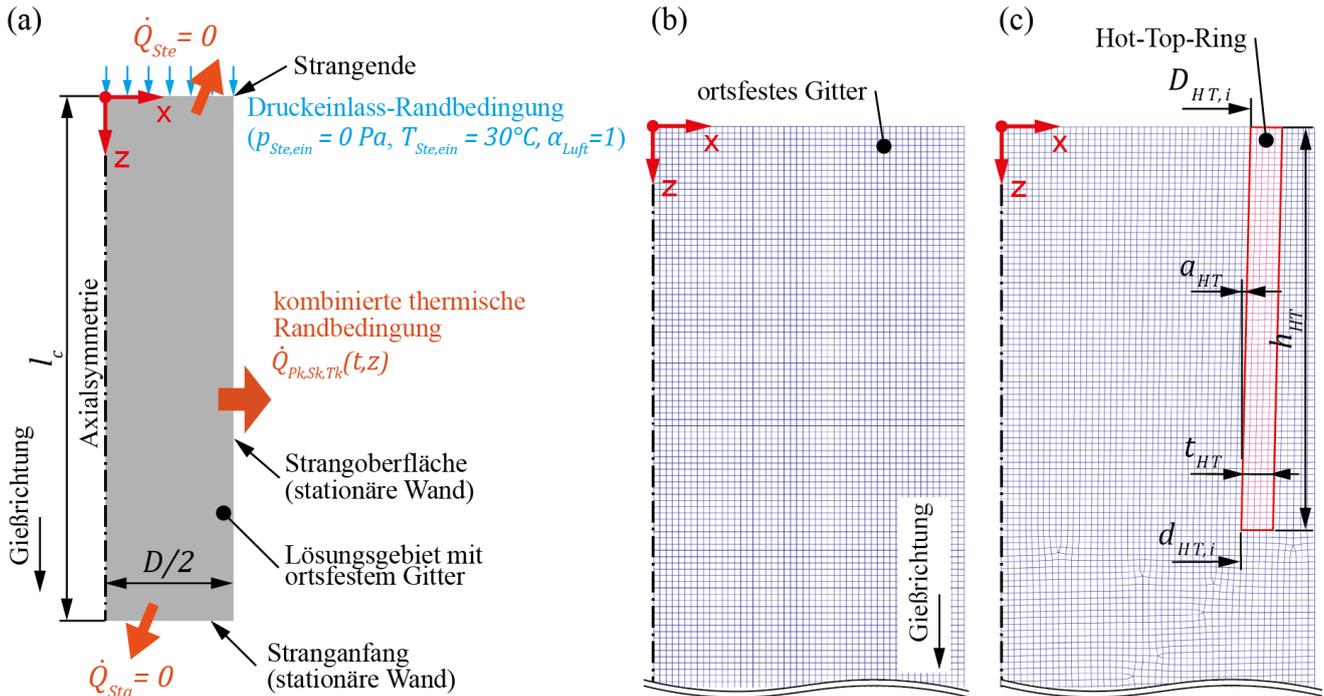


Abb. 5-2: (a) Axialsymmetrische Geometrie (nicht proportional dargestellt) und Randbedingungen, (b) ortsfestes Gitter mit Gittergröße $E = 10 \text{ mm}$ am Strangende ohne Hot-Top-Ring, (c) ortsfestes Gitter mit Gittergröße $E = 10 \text{ mm}$ am Strangende mit Hot-Top-Ring

5.3.2 Rechengitter und Sensitivitätsanalyse

Ein ortsfestes Hybridgitter aus dreieckigen und mehrheitlich viereckigen Zellen wird für das Lösungsgebiet verwendet. In Abb. 5-2 (b) und (c) sind die Gitter mit einer Gittergröße $E = 10 \text{ mm}$ für das Modell ohne und mit Hot-Top-Ring dargestellt. Die Diskretisierung des Lösungsgebiets hat einen erheblichen Einfluss auf die Qualität und die Konvergenz der numerischen Simulation. Es ist daher nötig eine Gitter-Sensitivitätsanalyse durchzuführen. Hier werden die Gittergrößen $E = 2 \text{ mm}$, 5 mm und 10 mm untersucht. In Tab. 5-1 ist die jeweilige Gitterqualität für das Modell ohne und mit Hot-Top-Ring enthalten.

Für die Simulation ist es nicht ausreichend Qualität und Konvergenz nur anhand der ausgegebenen Residuen des Simulationsprogramms zu beurteilen. Vielmehr ist es wichtig die Konvergenz der relevantesten Variablen zu überwachen. Die Resultate der Gitter-Sensitivitätsanalyse sind Tab. 5-2 aufgeführt. Für ihre Evaluierung werden die Erstarrungszeit t und die Kopflunkerlänge l_{KL} ausgewertet. Die Ergebnisse zeigen, dass die Kopflunkerlänge auf die Gittergröße sensibler reagiert als die Erstarrungszeit.

Die Gittergröße $E = 5 \text{ mm}$ ist ausreichend für die weiteren Simulationen, weil die prozentuale Änderung zur Gittergröße $E = 2 \text{ mm}$ kleiner gleich 1 % ist.

Tab. 5-1: Gitterqualität für das Modell ohne und mit Hot-Top-Ring ($D = 1000 \text{ mm}$, $l_c = 32 \text{ m}$)

	Gittergröße $E \text{ [mm]}$	Anzahl Zellen [–]	Minimale orthogonale Qualität [–]	Maximales Seitenverhältnis [–]
ohne Hot-Top-Ring	2	2 530 400	1.00	1.43
	5	632 600	1.00	1.43
	10	158 150	1.00	1.43
mit Hot-Top-Ring $h_{HT} = 650 \text{ mm}$	5	619 700	0.65	4.2

Tab. 5-2: Evaluierung der Gitter-Sensitivität; Einfluss der Gittergröße E auf die berechnete Erstarrungszeit t und die Kopflunkerlänge l_{KL} ; prozentuale Änderung bezogen auf die Lösung mit der Gittergröße $E = 2 \text{ mm}$ (Bogenstranggießanlage Taewoong, $R = 18 \text{ m}$, $42\text{CrMo}4$, $D = 1000 \text{ mm}$, $l_c = 32 \text{ m}$, $v_c = 0.14 \text{ m/min}$, $k = 34.4 \text{ mm/min}^{0.5}$, $\Delta T = 25 \text{ K}$)

	Gittergröße $E \text{ [mm]}$	Erstarrungszeit $t \text{ [min]}$	Kopflunkerlänge $l_{KL} \text{ [mm]}$
ohne Hot-Top	2	197	1677
	5	199 (+1.0 %)	1681 (+0.2 %)
	10	201 (+2.0 %)	1716 (+2.3 %)

5.3.3 Stoffeigenschaften

Fluide

Für die Schmelze wurden die Stoffwerte der Stahlsorte $42\text{CrMo}4$ verwendet. Die chemische Zusammensetzung mit dem Massenanteil der Elemente sowie der Solidus- und der Liquidustemperatur für $42\text{CrMo}4$ sind in Tab. 5-3 enthalten. In den Abb. 5-3 (a) bis (d) sind die temperaturabhängigen Stoffeigenschaften für $42\text{CrMo}4$ dargestellt. Die Stoffeigenschaften wurden mit der CALPHAD Methode berechnet.

Tab. 5-3: Chemische Zusammensetzung mit Massenanteil der Elemente, Solidus- und Liquidustemperatur für 42CrMo4

Stahlsorte	Massenanteil des Elements w_i [%]					T_s [°C]	T_l [°C]
	Fe	Cr	Mn	C	Si		
42CrMo4	97.15	1.03	0.82	0.42	0.24	1436	1494

Die Stoffeigenschaften von Luft bei einer Temperatur $T = 20$ °C sind der Tab. 5-4 zu entnehmen. Zwischen der Schmelze und der Luft wird die Oberflächenspannung von $\gamma = 1.6$ N/m berücksichtigt [60, 61].

Feststoffe

Die konstanten Stoffeigenschaften für den Hot-Top-Ring sind in Tab. 5-4 aufgeführt. Sie basieren auf den Angaben der Hersteller. Die Betriebsversuche mit Hot-Top-Ring wurden ausschließlich mit dem TW-HT-Material (Tab. 1-1) durchgeführt. In der numerischen Parameterstudie wird als Vergleich zum TW-HT-Material das Blockguss-Haubenmaterial LITEFAX 1507 (Tab. 1-1) verwendet.

Tab. 5-4: Stoffeigenschaften für Luft und Hot-Top-Ring

	Viskosität μ [Pa s]	Dichte ρ [kg/m ³]	Wärmeleitfähigkeit λ [W/(m K)]	Spez. Wärmekapazität c_p [J/(kg K)]	Temperaturleitfähigkeit α [m ² /s]
Luft ($T = 20$ °C) [41]	$1.789 \cdot 10^{-5}$	1.23	0.0242	1006.4	$1.96 \cdot 10^{-5}$
TW-HT-Material [9]	-	1850	1.54	937	$8.88 \cdot 10^{-7}$
LITEFAX 1507 [16]	-	600	0.50	1300	$6.41 \cdot 10^{-7}$

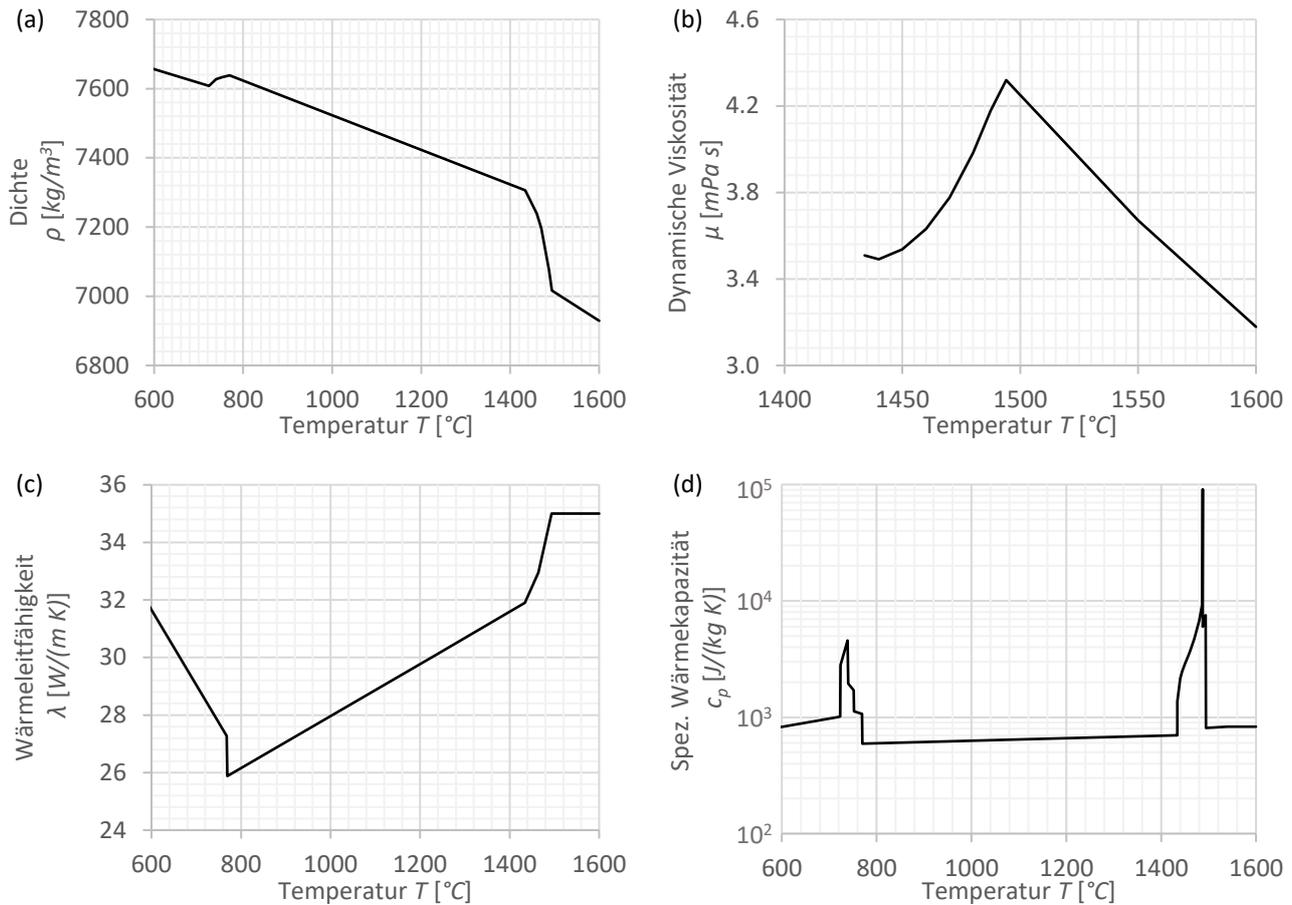


Abb. 5-3: Temperaturabhängige Stoffeigenschaften für 42CrMo4; (a) Dichte $\rho(T)$, (b) dynamische Viskosität $\mu(T)$, (c) Wärmeleitfähigkeit $\lambda(T)$, (d) spezifische Wärmekapazität $c_p(T)$; Berechnung der Stoffeigenschaften mit der CALPHAD Methode

5.3.4 Anfangsbedingungen

Mit den Anfangsbedingungen ($t = 0$) werden alle Feldgrößen im ortsfesten Lösungsgebiet initialisiert, die den Startpunkt der transienten Lösung vorgeben. Das axialsymmetrische Temperaturprofil $T(x, z)$ beim kontinuierlichen Stranggießen initialisiert die Temperatur des Fluids im Lösungsgebiet und damit auch den abhängigen Flüssigkeitsanteil β . Die Tab. 5-5 zeigt die Anfangswerte für die Simulation. Die Temperatur $T(x, z)$ ist in Abb. 4-4 (b) dargestellt. Das Temperaturprofil wird in ANSYS Fluent mit einem Profil und der Nullten-Ordnung-Interpolation auf das Lösungsgebiet initialisiert. Bei dieser Interpolation wird für jede Zellfläche der Wert aus dem Profil herangezogen, der sich am nächsten an der Zelle befindet.

Daher wird die Genauigkeit des interpolierten Profils durch die Datenpunktdichte des Profils beeinflusst. Die Anfangstemperatur für den Hot-Top-Ring wird mit $T_{0,HT} = 30^\circ\text{C}$ initialisiert.

Tab. 5-5: Anfangsbedingungen für Simulation

Feldgröße	Variable	Einheit	Wert
x- und z-Strömungsgeschwindigkeit	v_x, v_z	m/s	0
Statischer Druck	p	Pa	0
Temperatur Schmelze	T	$^\circ\text{C}$	$T(x, z)$ (Abb. 4-4 (b))
Temperatur Hot-Top-Ring	T	$^\circ\text{C}$	30
Flüssigkeitsanteil	β	-	$\beta(T)$ nach Gl. (5-6)
Volumenanteil Schmelze	$a_{Schmelze}$	-	1
Volumenanteil Luft	a_{Luft}	-	0

5.3.5 Randbedingungen

In Abb. 5-2 (a) und Tab. 5-6 sind die Randbedingungen für die Simulation dargestellt. Am Strangende ist eine Druckeinlass-Randbedingung definiert. Die erlaubt, dass Luft frei einströmen kann. Durch das Schrumpfen bildet sich am Strangende eine freie Oberfläche zwischen Schmelze und Luft. Zwischen den Phasen findet eine konvektive Wärmeübertragung statt, jedoch keine durch Wärmestrahlung, was einer gut isolierenden Abdeckpulverschicht auf dem Gießspiegel entspricht. Die Wärmeabfuhr am Strangende führt in der Realität zur Erstarrung desselben und zur Brückenbildung im Kopflunker (Abb. 1-1). Durch den Unterdruck in der Schmelze werden die Brücken aufgebrochen. Dieses thermo-mechanische Verhalten wird in der Simulation nicht berücksichtigt.

Strangoberfläche und Stranganfang werden als stationäre Wand behandelt. Da die Schmelze entlang der kompletten Strangoberfläche und des Stranganfangs als Anfangsbedingung in fester Phase ($\beta = 0$) vorliegt, gilt zugleich die Haftbedingung (Tangentialgeschwindigkeit $v_t = 0$). An der Strangoberfläche wird eine kombinierte thermische Randbedingung $Q_{Pk,Sk,Tk}$ aus Konvektion, externer Wärmestrahlung und Wärmestromdichte gesetzt.

Tab. 5-6: Randbedingungen für Simulation

Ort	Randbedingung	Variable	Einheit	Wert
Strangende	Druckeinlass, Luft	$p_{Ste, ein}$	Pa	0
		$T_{Ste, ein}$	°C	30
		a_{Luft}	-	1
		\dot{Q}_{Ste}	W	0
Strangoberfläche	Stationäre Wand, Haftbedingung	α	W/(m ² K)	$\alpha(t, z)$ nach Abb. 5-4 (a)
		$T_{U, K}$	°C	$T_{U, K}(t, z)$ nach Abb. 5-4 (b)
		ε_{So}	-	$\varepsilon_{So}(t, z)$ nach Abb. 5-4 (c)
		$T_{U, S}$	°C	$T_{U, S}(t, z)$ nach Abb. 5-4 (d)
		\dot{q}	kW/m ²	$\dot{q}(t, z)$ nach Abb. 5-4 (e)
Stranganfang	Stationäre Wand, Haftbedingung	v_t	m/s	0
		\dot{Q}_{Sta}	W	0
Stranganfang	Stationäre Wand, Haftbedingung	v_t	m/s	0
		\dot{Q}_{Sta}	W	0
Strangachse	Axialsymmetrie	-	-	-
Lösungsgebiet	Erdbeschleunigung	g_z	m/s ²	9.81

Die Abb. 5-4 (a) bis (e) zeigen die kombinierte thermische Randbedingung ab dem Meniskus zur Anfangsbedingung ($t = 0$). In Abb. 5-4 (a) ist der kombinierte Wärmeübergangskoeffizient α aus der Sekundär- α_{Sk} und der Tertiärkühlzone α_{Tk} dargestellt und in Abb. 5-4 (b) die zugehörige Umgebungstemperatur $T_{U, K}$ mit der Spritzkühlwassertemperatur T_{Skw} und Umgebungstemperatur der Luft T_U . Aus Abb. 5-4 (c) kann der Emissionsgrad der Strangoberfläche ε_{So} und aus Abb. 5-4 (d) die dazugehörige Umgebungstemperatur bei Strahlung $T_{U, S}$ abgelesen werden. In Abb. 5-4 (e) ist die Wärmestromdichte \dot{q} dargestellt, die sich einzig durch die Wärmestromdichte der Primärkühlzone \dot{q}_{Pk} bildet. Da der Strang sich mit Gießgeschwindigkeit v_c bewegt, das Lösungsgebiet aber ortsfest ist, muss der kombinierten thermischen Randbedingung eine zeitabhängige Verschiebung Δz in die negative z-Richtung vorgegeben werden, was dem Durchlaufen des Strangs in der Gießanlage entspricht. Die Funktion dieser Randbedingung in der allgemeinen Form $f(z)$ wird durch die Gießgeschwindigkeit v_c und Zeit t nach dem Gießende zu $f(t, z) = f(z + \Delta z) = f(z + v_c t)$ approximiert.

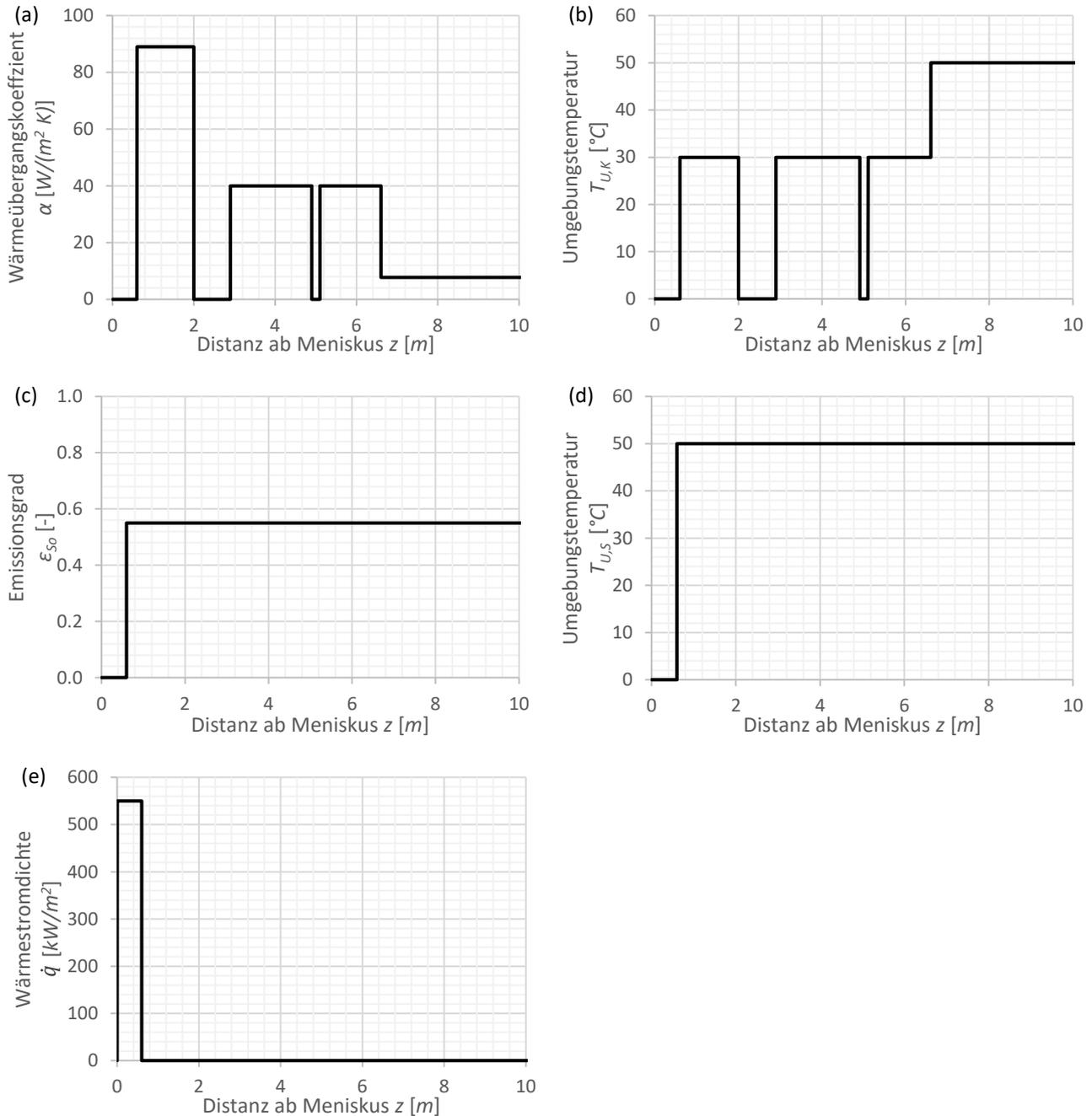


Abb. 5-4: Kombinierte thermische Randbedingung mit (a) Wärmeübergangskoeffizient $\alpha(z)$, (b) Umgebungstemperatur bei Konvektion $T_{U,K}(z)$, (c) Emissionsgrad $\varepsilon_{so}(z)$, (d) Umgebungstemperatur bei Strahlung $T_{U,S}(z)$, (e) Wärmestromdichte $\dot{q}(z)$ ab Meniskus zur Zeit $t = 0$; Werte gelten für Strangherstellung wie in Abschnitt 4.3 behandelt (Bogenstranggießanlage Taewoong, $R = 18 \text{ m}$, $42\text{CrMo}4$, $D = 1000 \text{ mm}$, $v_c = 0.14 \text{ m}/\text{min}$, $k = 34.4 \text{ mm}/\text{min}^{0.5}$, $\Delta T = 25 \text{ K}$)

5.3.6 Zeitschrittsteuerung

Die Berechnung der transienten Lösung erfolgt anhand einer manuell vorgegebenen Zeitschrittsteuerung. Die Zeitschrittsteuerung mit der Anzahl an Zeitschritten n , der Zeitschrittgröße Δt und der maximalen Anzahl an Iterationen k ist in Tab. 5-7 enthalten. Zu Beginn der Simulation sind deutlich kleinere Zeitschritte notwendig, um mit der vorgegebenen Anzahl an Iterationen eine konvergente Lösung zu erreichen. Die Zeitschritte werden sequenziell vergrößert. Die ganze Prozesszeit beträgt $t = 15860 \text{ s}$ bzw. $t = 264 \text{ min}$, sodass im kompletten Lösungsgebiet die Stahlphase ($\alpha_{\text{Stahl}} = 1$) erstarrt bzw. $\beta = 0$ wird.

Tab. 5-7: Manuelle Zeitschrittsteuerung für Simulation

Anzahl Zeitschritte	Zeitschritt	Zeitbereich	Max. Anzahl Iterationen
$n [-]$	$\Delta t [s]$	$t [s]$	$k [-]$
100	0.1	$0 < t \leq 10$	50
100	0.5	$10 < t \leq 60$	50
50	1.0	$60 < t \leq 110$	50
50	5.0	$110 < t \leq 360$	50
50	10.0	$360 < t \leq 860$	50
600	25.0	$860 < t \leq 15860$	50

5.3.7 Rechenzeit

Die Simulationen wurden auf einem Rechner mit zwei Prozessoren Intel Xeon Gold 5122 bei 3.60 GHz Taktfrequenz und 128 GB Speicher durchgeführt. Eine Simulation benötigte durchschnittlich vier Stunden für eine reale Prozesszeit von 260 Minuten.

6 Ergebnisse

6.1 Kopflunker bei Betriebsversuchen

Anhand von Betriebsversuchen wurde die Ausprägung des Kopflunkers beim Stranggießen von Vorblöcken ohne und mit Hot-Top-Verfahren untersucht und ein Datensatz für die Validierung der numerischen Simulation erzeugt. Das vollständige Versuchsprogramm ist in Tab. 4-1 enthalten.

6.1.1 Ergebnisse ohne Hot-Top-Ring

Versuchsreihe 1

Die aufgetrennten Strangenden der Betriebsversuche 11 und 13 ohne Hot-Top-Ring sind in Abb. 6-1 (a) und (b) zu sehen.

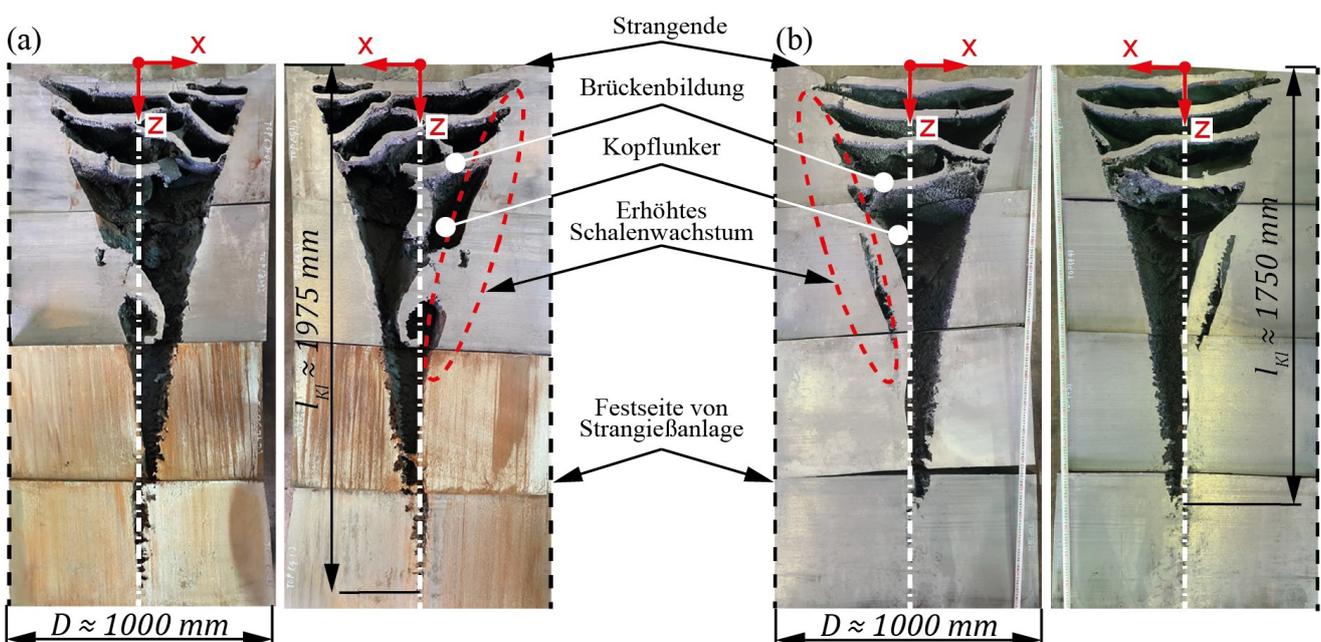


Abb. 6-1: Aufgetrennte Strangenden der Betriebsversuche (a) 11 und (b) 13 jeweils ohne Hot-Top-Ring (Bogenstranggießanlage Taewoong, $R = 18 \text{ m}$, $42\text{CrMo}4$, $D = 1000 \text{ mm}$, $v_c = 0.14 \text{ m/min}$, $k = 34.4 \text{ mm/min}^{0.5}$, $\Delta T = 25 \text{ K}$)

Der Kopflunker hat sich als tiefer kegelförmiger Makrolunker am Strangende gebildet. Beide Versuche zeigen auffallende Brückenbildungen über den Strangquerschnitt. Beim Erstarren schließen diese Brücken die restliche Schmelze temporär ein. Die Brücken reißen jeweils wieder auf, wenn der Unterdruck, der durch das weitere Schrumpfen der Schmelze entsteht, genügend groß ist und zum Überschreiten der Bruchfestigkeit des Materials führt. Beide Versuche weisen zudem ein erhöhtes Schalenwachstum auf der

Festseite auf, das durch den Gießradius und die Erdbeschleunigung entsteht. Die Kopflunkerlänge wird ab Strangende bis zum letzten offenen Lunker gemessen und beträgt beim Versuch 11 $l_{KL,11} \approx 1975 \text{ mm}$ und $l_{KL,13} \approx 1750 \text{ mm}$ beim Versuch 13, was einer Abweichung von rd. 11 % entspricht. Diese gute Übereinstimmung deutet auf vergleichbare Prozessparameter auf beiden Strängen hin. Das Kopflunkervolumen V_S kann unter Vernachlässigung der Brückenbildung über die Kopflunkerform $x(z)$ bestimmt werden, wie in Abb. 6-5 (a) zu sehen ist. Das Kopflunkervolumen bei Versuch 11 und Versuch 13 beträgt jeweils $V_{S,11} \approx 0.266 \text{ m}^3$ und $V_{S,13} \approx 0.223 \text{ m}^3$.

Verifizierung mit analytischem Ansatz

Für die Bewertung der experimentellen Ergebnisse werden diese mit dem analytischen Berechnungsansatz für den Kopflunker (Abschnitt 3.4.5) ausgewertet. Die Kopflunkerlänge l_{KL} wird auf Basis des Quadratwurzelgesetzes für den Schmelzensumpf V_l nach Gl. (3-21) bestimmt. Für die Versuchsreihe 1 ergibt sich ein analytisch bestimmtes Schmelzenvolumen von $V_{l,analy.} \approx 3.87 \text{ m}^3$ und eine Kopflunkerlänge von $l_{KL,analy.} = 1175 \text{ mm}$. Die analytische Kopflunkerlänge weicht um rd. 40 % von den Betriebsversuchen ab. Mit dem Quadratwurzelgesetz wird das Schmelzenvolumen deutlich unterschätzt.

Verifizierung mit teilsimuliertem Ansatz

Als Alternative kann das Schmelzenvolumen V_l auf Basis des simulierten Temperaturprofils bzw. der simulierten Erstarrungsfront aus der COOL Simulation bestimmt werden. Das simulierte Temperaturprofil ist in Abb. 4-4 (b) dargestellt. Das Schmelzenvolumen wird nach Gl. (3-15) bestimmt. Dieser Ansatz wird im Weiteren als teilsimulierter Ansatz bezeichnet. Für die Versuchsreihe 1 (Versuch 11 und 13) liegt das simulierte Schmelzenvolumen bei $V_{l,sim.} \approx 6.75 \text{ m}^3$. Das Schrumpfen kann nach Gl. (3-18) mit dem Parameter für das Erstarrungsschrumpfen $p_{ES} \approx 3.97 \%$ (Stahlsorte 42CrMo4) berechnet werden. Für die Versuchsreihe 1 ist das teilsimulierte Schrumpfen $V_{S,t-sim.} \approx 0.268 \text{ m}^3$. Die Kopflunkerlänge kann dann wiederum analytisch nach Gl. (3-21) bestimmt werden, wobei $V_{S,t-sim.}$ direkt eingesetzt wird. Für die Versuchsreihe 1 beträgt die teilsimulierte Kopflunkerlänge $l_{KL,t-sim.} \approx 2032 \text{ mm}$, was in guter Übereinstimmung mit den experimentellen Resultaten liegt. Der Vergleich von Schmelzenvolumen V_l , Kopflunkervolumen V_S und Kopflunkerlänge l_{KL} zwischen dem Mittelwert der

Betriebsversuche 11 und 13, dem analytischen Ansatz, dem teilsimulierten Ansatz und der numerischen Simulation mit ANSYS Fluent (Abschnitt 6.2) für die Versuchsreihe 1 ist in Tab. 6-1 enthalten.

Tab. 6-1: Vergleich von Schmelzenvolumen V_l , Kopflunkervolumen V_s und Kopflunkerlänge l_{kl} des Mittelwerts der Betriebsversuche 11 und 13, des analytischen Ansatzes, des teilsimulierten Ansatzes und der numerischen Simulation mit ANSYS Fluent für die Versuchsreihe 1; Schmelzenvolumen V_l im Betriebsversuch ist nicht messbar; prozentuale Abweichung bezogen auf die Betriebsversuche

		Mittelwert Betriebsversuch 11 und 13	Analytischer Ansatz	Teilsimulierter Ansatz	Numerische Simulation mit ANSYS Fluent
V_l	$[m^3]$	(6.17) Gl. (3-18)	3.87 (−37%) Gl. (3-15)	6.75 (+9%) COOL Simulation	6.75 (+9%) -
V_s	$[m^3]$	0.245 -	0.154 (−37%) Gl. (3-18)	0.268 (+9%) Gl. (3-18)	0.231 (−6%) -
l_{kl}	$[mm]$	1863 -	1175 (−37%) Gl. (3-21)	2032 (+9%) Gl. (3-21)	1765 (−6%) -

6.1.2 Ergebnisse mit Hot-Top-Ring

Das Hot-Top-Verfahren wurde in den Versuchsreihen 2 und 3 getestet.

Versuchsreihe 2

Die Abb. 6-2 (a) und (b) zeigen die partiell aufgetrennten Strangenden des Betriebsversuchs 21 ohne Hot-Top-Ring sowie des Betriebsversuchs 23 mit Hot-Top-Ring. Aus Kostengründen wurden die Strangenden nur bei $z = 1400 \text{ mm}$ und $z = 2100 \text{ mm}$ in der xy -Ebene und das mittlere Segment weiter in der x,z -Ebene aufgetrennt. Dadurch kann keine Aussage über die detaillierte Kopflunkerform $x(z)$ getroffen werden. Es wurden nur die Kopflunkerabmessung am Strangende und die Kopflunkerlänge bestimmt. In den x,z -Schnittansichten von Versuch 21 (Abb. 6-2 (a)) sind die Spitze des Kopflunkers sowie einzelne geschlossene Makrolunker zu sehen. Zudem ist in der xy -Schnittansicht zu erkennen, dass sich der Kopflunker stark asymmetrisch im Strang gebildet hat. Die xy -Ansichten von Versuch 23 in Abb. 6-2 (b) zeigen nur noch einzelne geschlossene Makrolunker auf. Die Kopflunkerlänge bei Versuch 21 (ohne Hot-Top-Ring) beträgt $l_{kl,21} \approx 1700 \text{ mm}$, für den Versuch 23 (mit Hot-Top-Ring) liegt sie bei $l_{kl,31} \approx 1400 \text{ mm}$. Durch den Hot-Top-Ring wird die Kopflunkerlänge um rd. 18 %

reduziert. Die Kopflunkerlänge ist größer als die Eintauchtiefe des Hot-Top-Rings $l_{KI} > h_{HT}$ mit $h_{HT} = 550 \text{ mm}$, was dafür spricht, dass die Eintauchtiefe des Hot-Top-Rings erhöht werden sollte, um die Kopflunkerlänge zu reduzieren.

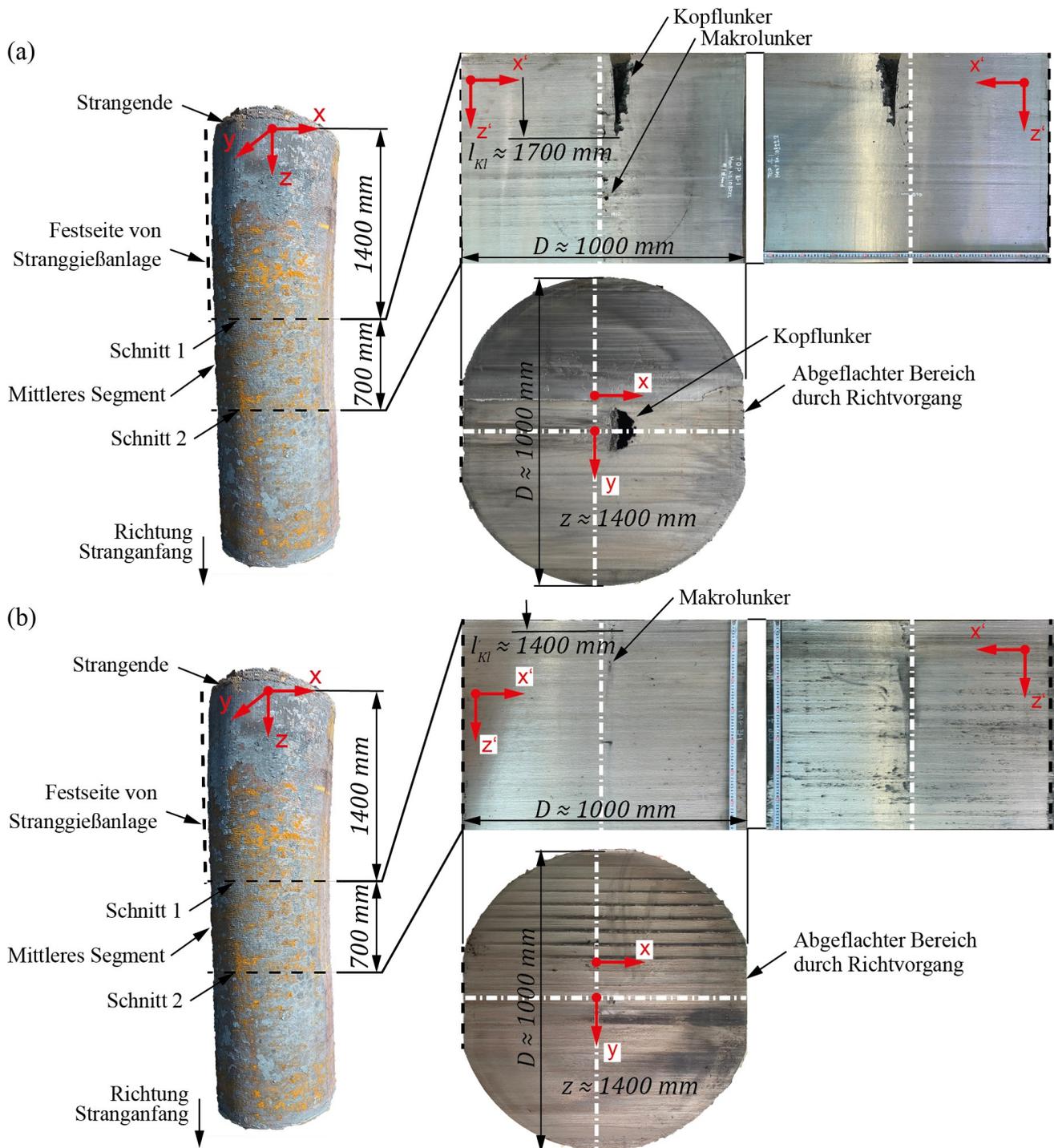


Abb. 6-2: Partiiell aufgetrenntes Strangende der Betriebsversuche (a) 21 ohne Hot-Top-Ring und (b) 23 mit Hot-Top-Ring ($h_{HT} = 550 \text{ mm}$, $t_{HT} = 50 \text{ mm}$, nicht sichtbar) (Bogenstranggießanlage Taewoong, $R = 18 \text{ m}$, S355J2G3, $D = 1000 \text{ mm}$, $v_c = 0.14 \text{ m/min}$, $k = 34.9 \text{ mm/min}^{0.5}$, $\Delta T = 25 \text{ K}$)

Der Vergleich von Schmelzenvolumen V_l , Kopflunkervolumen V_s und Kopflunkerlänge l_{kl} zwischen Betriebsversuch 21, analytischem Ansatz und teilsimuliertem Ansatz für die Versuchsreihe 2 ist in Tab. 6-2 enthalten. Das simulierte Temperaturprofil mit der COOL Simulation für die Versuchsreihe 2 ist im Anhang in Abb. 10-2 dargestellt.

Tab. 6-2: Vergleich von Schmelzenvolumen V_l , Kopflunkervolumen V_s und Kopflunkerlänge l_{kl} des Betriebsversuches 21 (ohne Hot-Top-Ring), des analytischen Ansatzes und des teilsimulierten Ansatzes für die Versuchsreihe 2; Schmelzenvolumen V_l und Kopflunkervolumen V_s im Betriebsversuch wurden nicht gemessen; prozentuale Abweichung bezogen auf den Betriebsversuch

	Betriebsversuch 21	Analytischer Ansatz	Teilsimulierter Ansatz
V_l [m ³]	NA	3.76	6.39
	-	Gl. (3-15)	COOL Simulation
V_s [m ³]	NA	0.149	0.254
	-	Gl. (3-18)	Gl. (3-18)
l_{kl} [mm]	1700	1140 (-33%)	1940 (+13%)
	-	Gl. (3-21)	Gl. (3-21)

Versuchsreihe 3

Die Abb. 6-3 zeigt das partiell aufgetrennte Strangende bei Betriebsversuch 31 ohne Hot-Top-Ring und die Abb. 6-4 das aufgetrennte Strangende bei Betriebsversuch 33 mit Hot-Top-Ring. Das Strangende wurde vollständig in der x,z-Ebene aufgetrennt und die Kopflunkerform $x(z)$ detailliert vermessen. Der Hot-Top-Ring ist am Strangende mit der gewünschten Eintauchtiefe $h_{HT} \approx 550 \text{ mm}$ zentrisch eingefroren. Die Schmelze wird durch den Hot-Top-Ring thermisch isoliert und erstarrt verzögert. Die finale Erstarrung des Strangendes erfolgt, kurz bevor das Strangende die horizontale Ausförderrichtung erreicht hat, was an dem erhöhten Schalenwachstum im Strang zur Festseite hin zu erkennen ist. Dies kann durch den Gießradius und die Erdbeschleunigung bedingt sein. Innerhalb des Hot-Top-Rings entsteht keine Brückenbildung, was auf ein durch die Isoliermatten gut thermisch isoliertes Strangende zurückzuführen ist. Die Kopflunkerlänge beim Versuch 31 (ohne Hot-Top-Ring) beträgt $l_{kl,31} \approx 1400 \text{ mm}$ und diejenige beim Versuch 33 (mit Hot-Top-Ring) liegt bei $l_{kl,33} \approx 1000 \text{ mm}$. Durch das Hot-Top-Verfahren wird die Kopflunkerlänge um somit rd. 29 % verringert.

Der Vergleich von Schmelzenvolumen V_l , Kopflunkervolumen V_s und Kopflunkerlänge l_{kl} zwischen Betriebsversuch 31, analytischem Ansatz und teilsimuliertem Ansatz für die Versuchsreihe 3 ist in Tab. 6-3 enthalten. Das simulierte Temperaturprofil mit der COOL Simulation für die Versuchsreihe 3 ist im Anhang in Abb. 10-3 dargestellt.

Tab. 6-3: Vergleich von Schmelzenvolumen V_l , Kopflunkervolumen V_s und Kopflunkerlänge l_{kl} des Betriebsversuches 31 (ohne Hot-Top-Ring), des analytischen Ansatzes und des teilsimulierten Ansatzes für die Versuchsreihe 3; Schmelzenvolumen V_l und Kopflunkervolumen V_s im Betriebsversuch wurden nicht gemessen; prozentuale Abweichung bezogen auf den Betriebsversuch

	Betriebsversuch 31	Analytischer Ansatz	Teilsimulierter Ansatz
V_l [m ³]	NA	3.32	5.37
	-	Gl. (3-15)	COOL Simulation
V_s [m ³]	NA	0.132	0.213
	-	Gl. (3-18)	Gl. (3-18)
l_{kl} [mm]	1400	1005 (-28%)	1630 (+16%)
	-	Gl. (3-21)	Gl. (3-21)

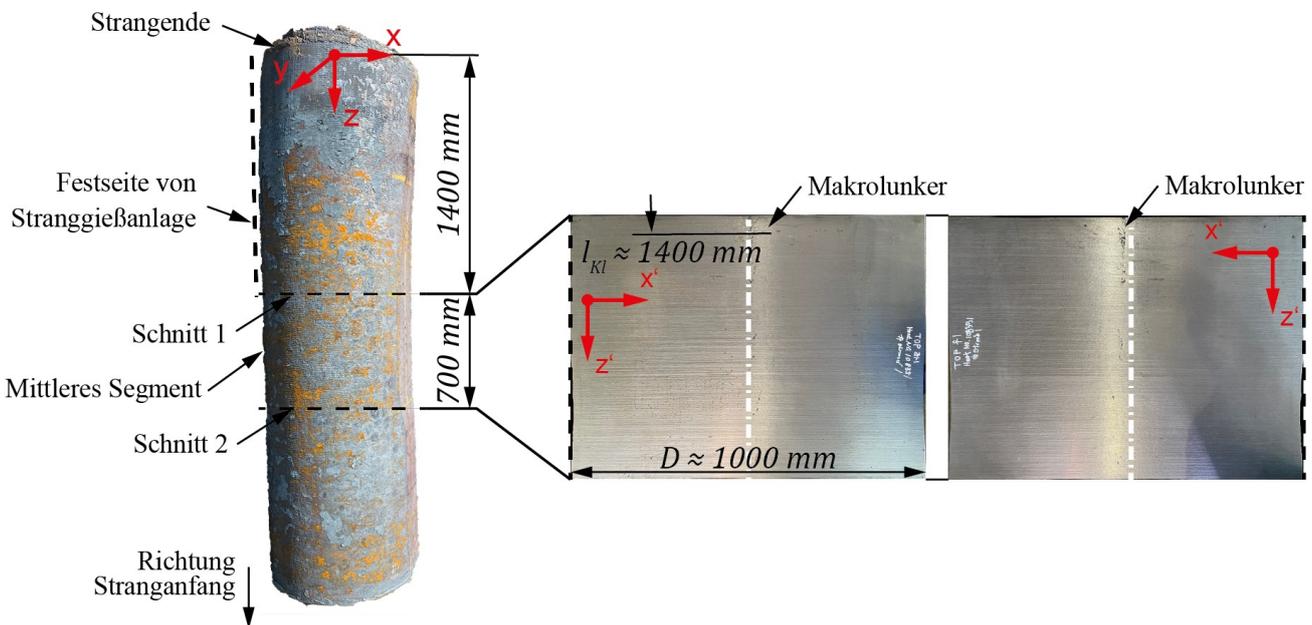


Abb. 6-3: Aufgetrenntes Strangende des Betriebsversuchs 31 ohne Hot-Top-Ring (Bogenstranggießanlage Taewoong, $R = 18$ m, $42\text{CrMo}4$, $D = 1000$ mm, $v_c = 0.12$ m/min, $k = 34.4$ mm/min^{0.5}, $\Delta T = 25$ K)

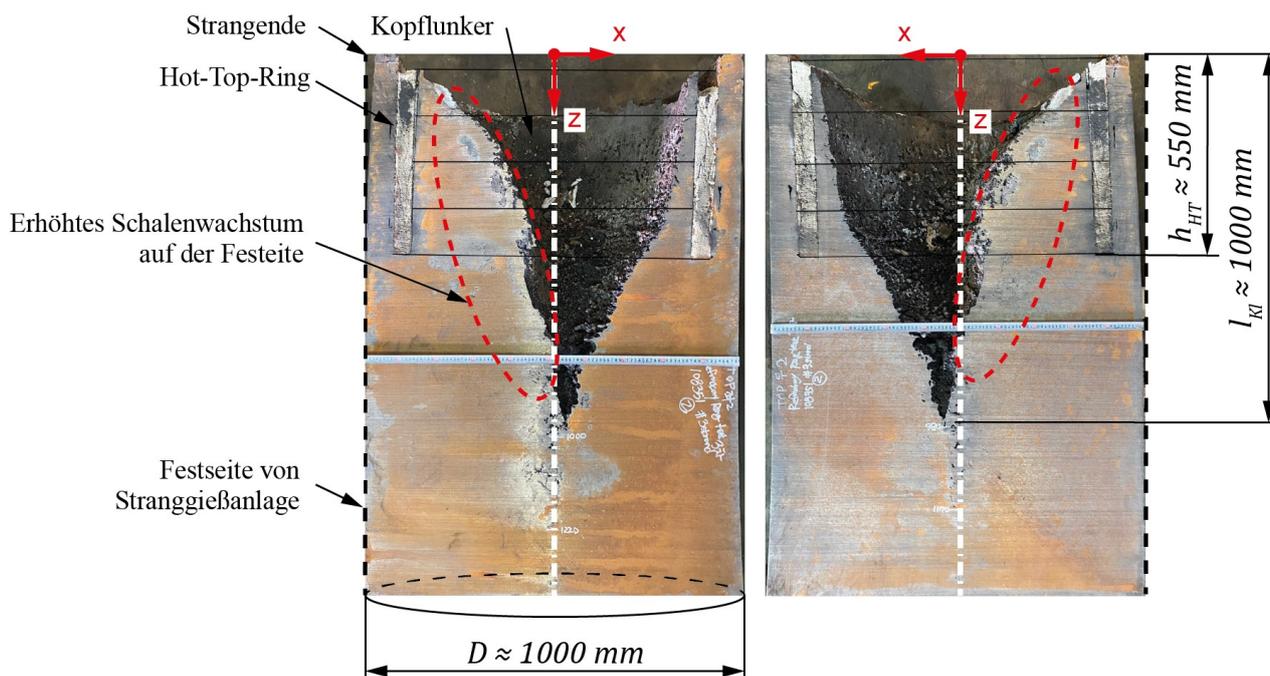


Abb. 6-4: Aufgetrenntes Strangende des Betriebsversuchs 33 mit Hot-Top-Ring ($h_{HT} = 550 \text{ mm}$, $t_{HT} = 50 \text{ mm}$,) (Bogenstranggießanlage Taewoong, $R = 18 \text{ m}$, $42\text{CrMo}4$, $D = 1000 \text{ mm}$, $v_c = 0.12 \text{ m/min}$, $k = 34.4 \text{ mm/min}^{0.5}$, $\Delta T = 25 \text{ K}$)

6.1.3 Zusammenfassung

Die Ergebnisse zeigen, dass sich bei einem Vorblockdurchmesser $D = 1000 \text{ mm}$ und einer gießformatüblichen Gießgeschwindigkeit von $v_c = 0.14 \text{ m/min}$ der Kopflunker bis zu einer Länge von $l_{KL} \approx 2000 \text{ mm}$ ausbilden kann. Dies entspricht einem Verlust von 10 t Stahl.

Das Hot-Top-Verfahren konnte erfolgreich beim Stranggießen angewandt werden. Mit einer Eintauchtiefe des Hot-Top-Rings von $h_{HT} = 550 \text{ mm}$ wird die Kopflunkerlänge durchschnittlich um 25% verringert. Diese Reduzierung liegt etwas unter den Erwartungen. Die Annahmen einer perfekt zylindrischen Erstarrung innerhalb des Hot-Top-Rings wurden nicht erfüllt. Das hat damit zu tun, dass die thermisch isolierenden Eigenschaften des Hot-Top-Rings nicht ausreichend sind, die Eintauchtiefe des Hot-Top-Rings zu gering ist oder beim Erstkontakt der Schmelze mit dem kalten Hot-Top-Ring ein deutliches Schalenwachstum entsteht.

Die Abb. 6-5 (a) bis (c) zeigen die Abmessungen des Kopflunkers zwischen Strangachse und Strangschale x als Funktion der Distanz z ab Strangende. Ein Diagramm veranschaulicht die Ergebnisse bei gleichen Prozessparametern und Stahlsorte. In Abb. 6-5 (a) ist

neben den experimentellen Resultaten auch die Approximation durch die Quadratwurzelfunktion nach Gl. (3-19) mit der teilsimulierten Kopflunkerlänge $l_{KL, t-sim}$ und der numerischen Lösung mit ANSYS Fluent (Abschnitt 6.2) dargestellt. Grundsätzlich zeigt sich, dass sich bei geringeren Gießgeschwindigkeiten ein kürzerer Kopflunker bildet, da das Schmelzenvolumen im Strang kleiner ist.

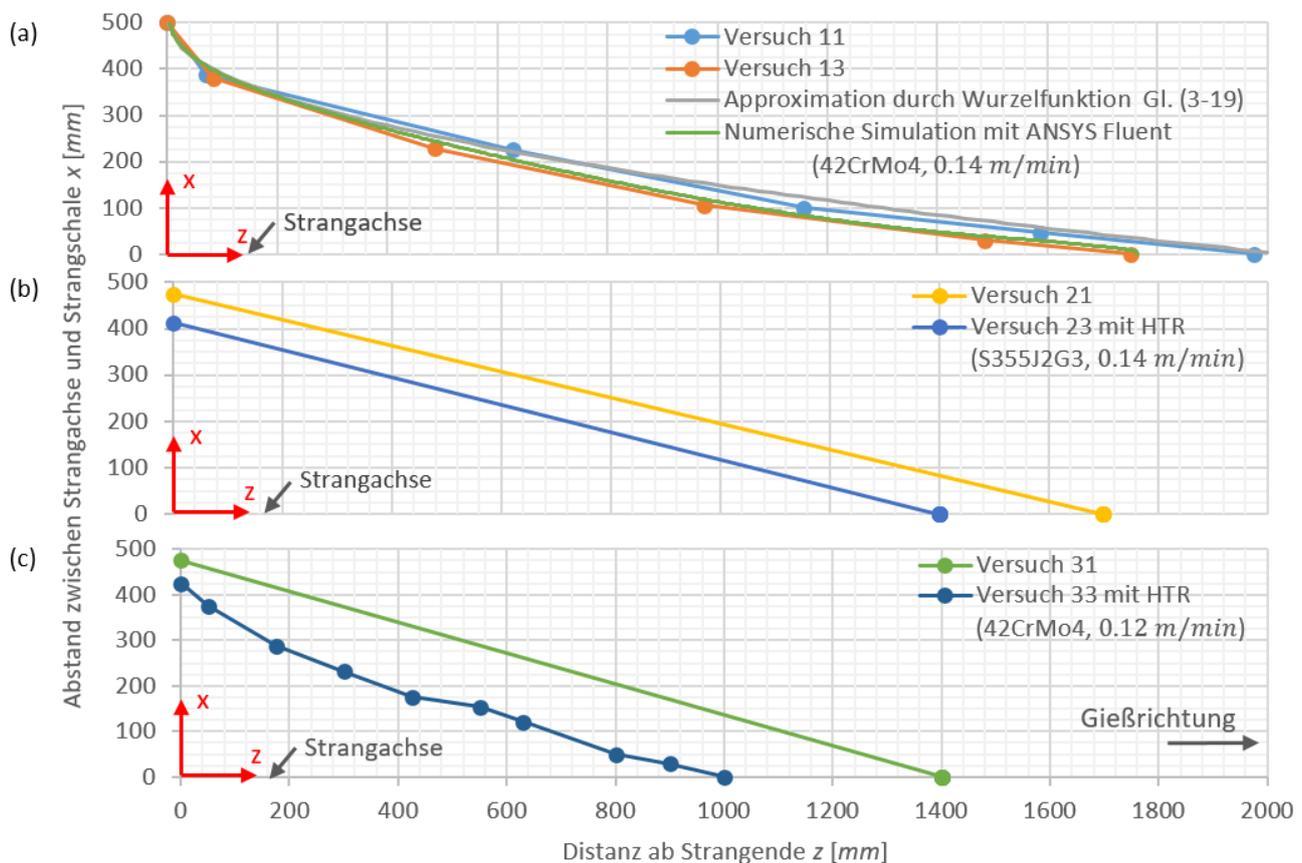


Abb. 6-5: Abmessungen des Kopflunkers aus den Betriebsversuchen mit dem Abstand zwischen Strangachse und Strangschale x als Funktion der Distanz z ab Strangende; (a) Versuch 11 und 13 ohne Hot-Top-Ring im Vergleich zur Approximation durch die Wurzelfunktion Gl. (3-19) und numerischen Simulation, (b) Versuch 21 ohne Hot-Top-Ring und Versuch 23 mit Hot-Top-Ring, (c) Versuch 31 ohne Hot-Top-Ring und Versuch 33 mit Hot-Top-Ring

In Abb. 6-6 ist die gemessene Kopflunkerlänge l_{KL} in Abhängigkeit (a) von der Gießgeschwindigkeit v_c und (b) der metallurgischen Länge l_k für die Versuche ohne Hot-Top-Ring dargestellt. Basierend auf den experimentellen Ergebnissen wird im untersuchten Bereich der lineare Zusammenhang zwischen Gießgeschwindigkeit v_c und Kopflunkerlänge l_{KL} in mm definiert:

$$l_{Kl} = 20417 \frac{mm}{m/min} v_c - 1050 \text{ mm.} \quad (6-1)$$

Hierin wird v_c in m/min angesetzt. Die Gl. (6-2) berücksichtigt nicht den Einfluss unterschiedlicher Stahlsorten, geltend für $D = 1000 \text{ mm}$ und $\Delta T = 25 \text{ K}$. Damit die Erstarrungszeit t berücksichtigt wird, die von der Gießgeschwindigkeit und der Stahlsorte abhängig ist, wird im untersuchten Bereich der Zusammenhang zwischen metallurgischer Länge l_k und Kopflunkerlänge l_{Kl} in mm bestimmt:

$$l_{Kl} = 107.3 \frac{mm}{m} l_k - 1315 \text{ mm.} \quad (6-2)$$

Hierin wird l_k in m angesetzt. Die Gl. (6-2) gilt für $D = 1000 \text{ mm}$ und $\Delta T = 25 \text{ K}$.

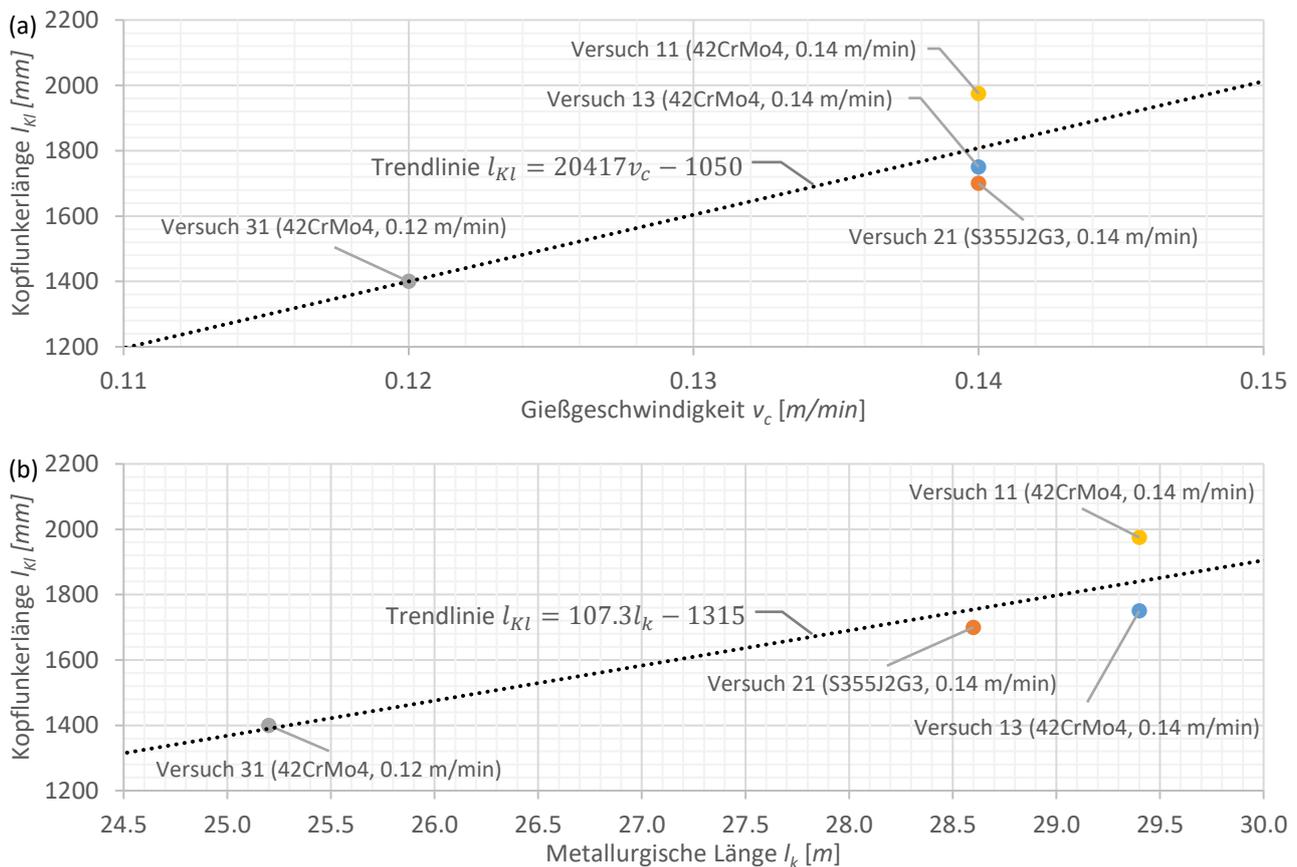


Abb. 6-6: Gemessene Kopflunkerlänge l_{Kl} in Abhängigkeit (a) von der Gießgeschwindigkeit v_c und (b) der metallurgischen Länge l_k für verschiedene Stahlsorten beim Stranggießen ($D = 1000 \text{ mm}$, $\Delta T = 25 \text{ K}$, ohne Hot-Top-Ring)

6.2 Validierung der numerischen Simulation

Die Validierung der numerischen Simulation erfolgt anhand der Betriebsversuchsreihe 1. Für den entsprechenden Fall zeigt Abb. 6-7 die simulierte Temperatur T im kompletten Strang zu verschiedenen Zeiten t_i nach dem regulären Gießende ($t_0 = 0$). Die Diagramme stellen den jeweiligen Strang in der x,z -Ebene nichtproportional dar. Es ist nur die Temperatur der Stahlphase ($\alpha_{\text{Stahl}} = 1$) abgebildet. Anhand der Phasengrenzen flüssig/flüssig-fest ($- \cdot -$) und flüssig-fest/fest ($- -$) ist der Erstarrungsfortschritt zu erkennen. Die Distanz vom Meniskus bis zur Sumpfspitze nimmt ab, bis der Strang nach $t = 199 \text{ min}$ durcherstarrt ist.

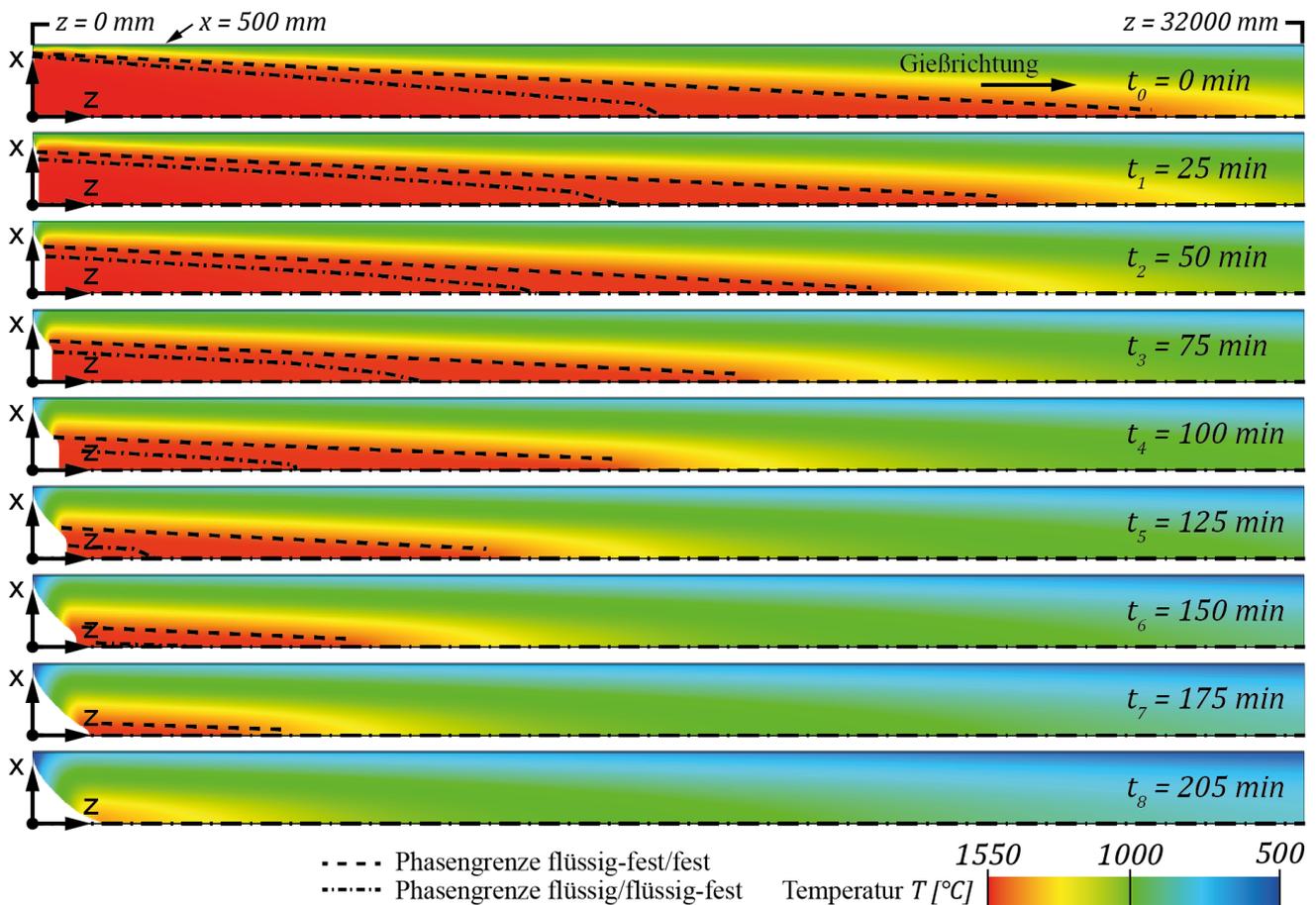


Abb. 6-7: Simulierte Temperatur T im Strang ohne Hot-Top-Ring ($\alpha_{\text{Stahl}} = 1$) zu verschiedenen Zeiten t_i nach dem regulären Gießende ($t_0 = 0$); das Lösungsgebiet ist nicht-proportional dargestellt (Bogenstranggießanlage Taewoong, $R = 18 \text{ m}$, $42\text{CrMo}4$, $D = 1000 \text{ mm}$, $v_c = 0.14 \text{ m/min}$, $k = 34.4 \text{ mm/min}^{0.5}$, $\Delta T = 25 \text{ K}$)

Die Abb. 6-8 zeigt die simulierte Temperatur im Lösungsgebiet (Strangende von $0 \text{ mm} \leq z \leq 2000 \text{ mm}$) zu verschiedenen Zeiten t_i . Die Temperatur ist für beide VOF

Phasen dargestellt. Die Grenzfläche zwischen den VOF Phasen ($-\cdot-\cdot-$) kennzeichnet zugleich die Form des wachsenden Kopflunkers. Für die Stahlphase ($\alpha_{\text{Stahl}} = 1$) sind zudem die Phasengrenzen flüssig/flüssig-fest ($-\cdot-\cdot-$) und flüssig-fest/fest ($-\cdot-$) dargestellt.

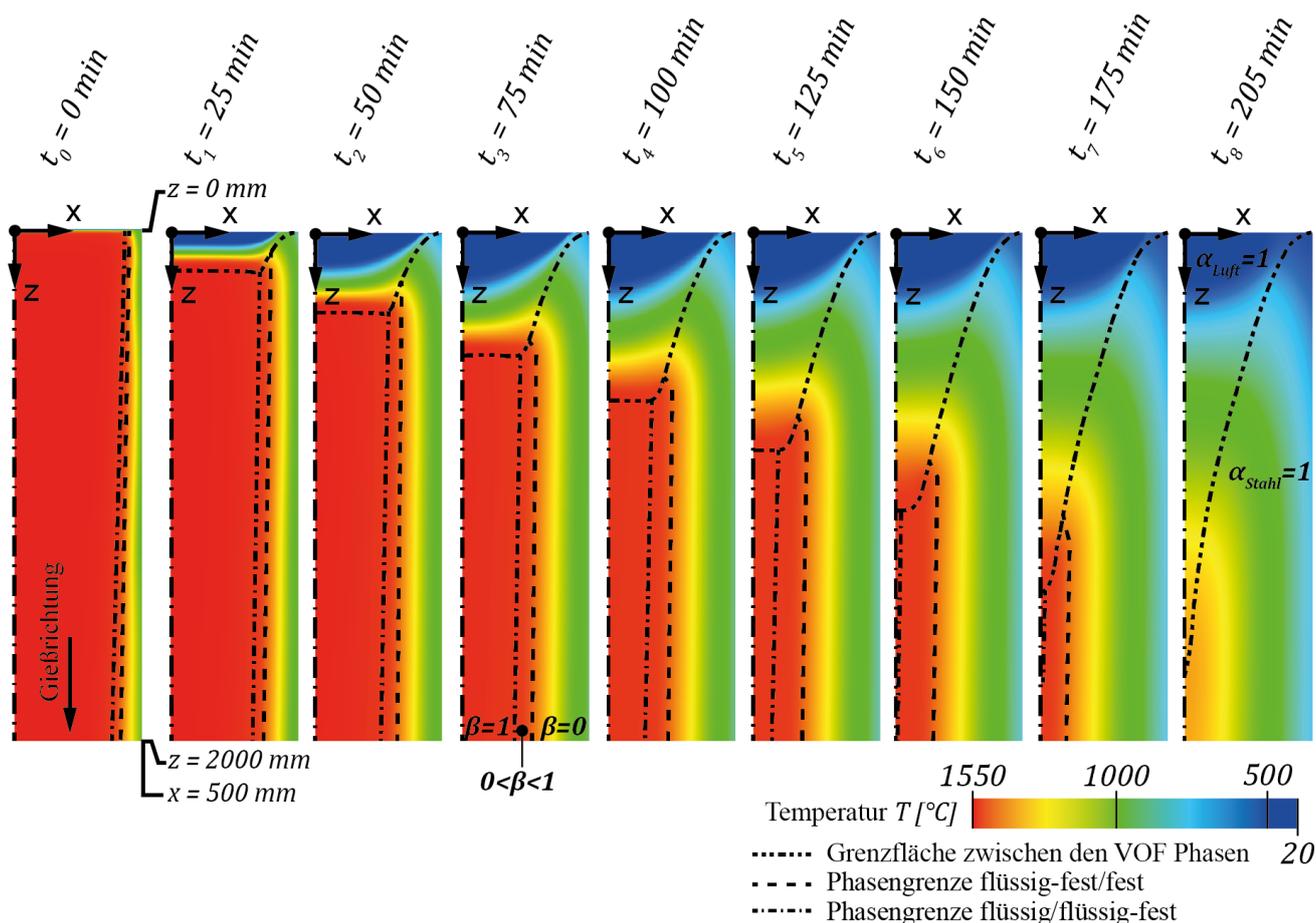


Abb. 6-8: Simulierte Temperatur T im Lösungsgebiet (ohne Hot-Top-Ring) zu verschiedenen Zeiten t_i nach dem regulären Gießende ($t_0 = 0$); das Lösungsgebiet ist dargestellt von $z = 0$ bis $z = 2000$ mm (Bogenstranggießanlage Taewoong, $R = 18$ m, 42CrMo4, $D = 1000$ mm, $v_c = 0.14$ m/min, $k = 34.4$ mm/min^{0.5}, $\Delta T = 25$ K)

Die Abb. 6-9 zeigt den simulierten Flüssigkeitsanteil β der Stahlphase ($\alpha_{\text{Stahl}} = 1$) im Stranglängsschnitt zu verschiedenen Zeiten nach dem regulären Gießende ($t_0 = 0$). Anhand der zeitlichen Entwicklung ist zu sehen, dass die Erstarrung primär in radialer Richtung erfolgt, während die Wärmeleitung in Strangrichtung beim Stranggießen vernachlässigbar ist [10].

Der Kopflunker wächst mit einer durchschnittlichen Rate von $dl_{kl}/dt = 6.8 \text{ mm/min}$ (Zeitbereich: $0 \text{ min} < t \leq 120 \text{ min}$), nur gegen Ende der Erstarrung steigt die Absinkrate nochmals auf $dl_{kl}/dt = 15 \text{ mm/min}$ an. In Abb. 6-10 (b) ist der Kopflunker l_{kl} in Abhängigkeit von der Zeit t dargestellt.

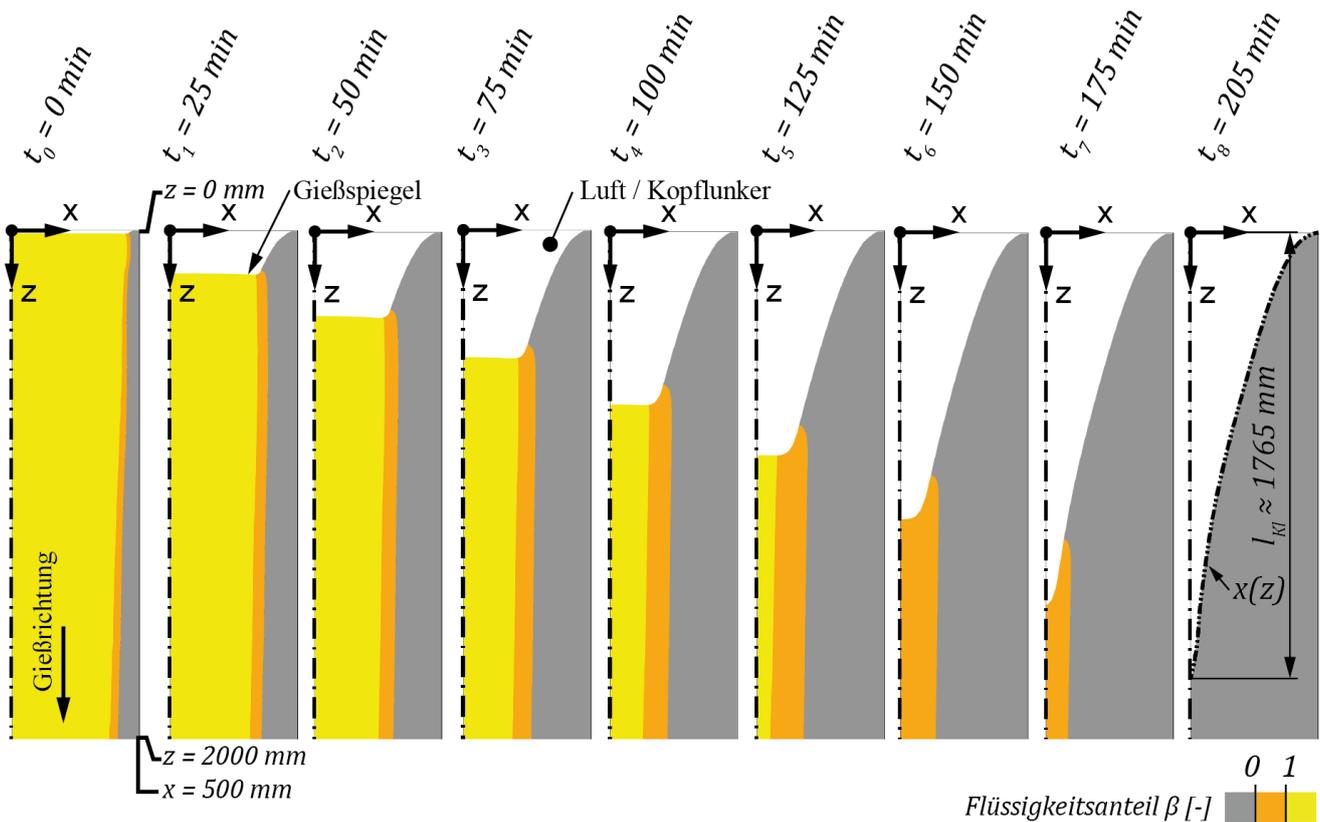


Abb. 6-9: Simulierter Flüssigkeitsanteil β im Strang ohne Hot-Top-Ring zu verschiedenen Zeiten t_i nach dem regulären Gießende ($t_0 = 0$); der Strang ist dargestellt von $z = 0$ bis $z = 2000 \text{ mm}$ (Bogenstranggießanlage Taewoong, $R = 18 \text{ m}$, $42\text{CrMo}4$, $D = 1000 \text{ mm}$, $v_c = 0.14 \text{ m/min}$, $k = 34.4 \text{ mm/min}^{0.5}$, $\Delta T = 25 \text{ K}$)

Die simulierte Kopflunkerlänge beträgt $l_{kl, sim.} \approx 1765 \text{ mm}$. Sie ist rd. 6 % kleiner als der Mittelwert aus den Betriebsversuchen 11 und 13. Ursache hierfür ist, dass die Brückenbildung in der Simulation nicht berücksichtigt wurde und somit mehr Schmelze zur Verfügung steht, um den Strang zu speisen.

Der Vergleich zwischen experimenteller und simulierter Kopflunkerform $x(z)$ ist in Abb. 6-5 (a) dargestellt. Die simulierte Kopflunkerform verläuft trichterförmig vom Strangende bis zur Kopflunkerspitze und steht in guter Übereinstimmung mit den Betriebsversuchen. Auch das simulierte Kopflunkervolumen $V_{s, sim.} \approx 0.231 \text{ m}^3$ entspricht bis auf rd. 6 % demjenigen aus den Betriebsversuchen $\bar{V}_{s, exp} \approx 0.245 \text{ m}^3$.

Zur Verifizierung der Simulation wird die maximale Temperatur im Lösungsgebiet aus der numerischen Simulation mit ANSYS Fluent mit dem Ergebnis aus der COOL Simulation aus Abb. 4-4 (a) verglichen. Es zeigt sich, dass bis zum Erreichen der Liquidustemperatur eine gute Übereinstimmung und bis zum Erreichen der Solidustemperatur eine Abweichung von 10 min (entspricht rd. 5 %) besteht. Diese Abweichung kann auf unterschiedliche Gründe zurückzuführen sein, z. B. minimal unterschiedliche Stoffeigenschaften oder numerische Methoden. Grundsätzlich ist dies eine gute Übereinstimmung der Ergebnisse und verifiziert die numerische Simulation mit einer zweiten Erstarungssimulation.

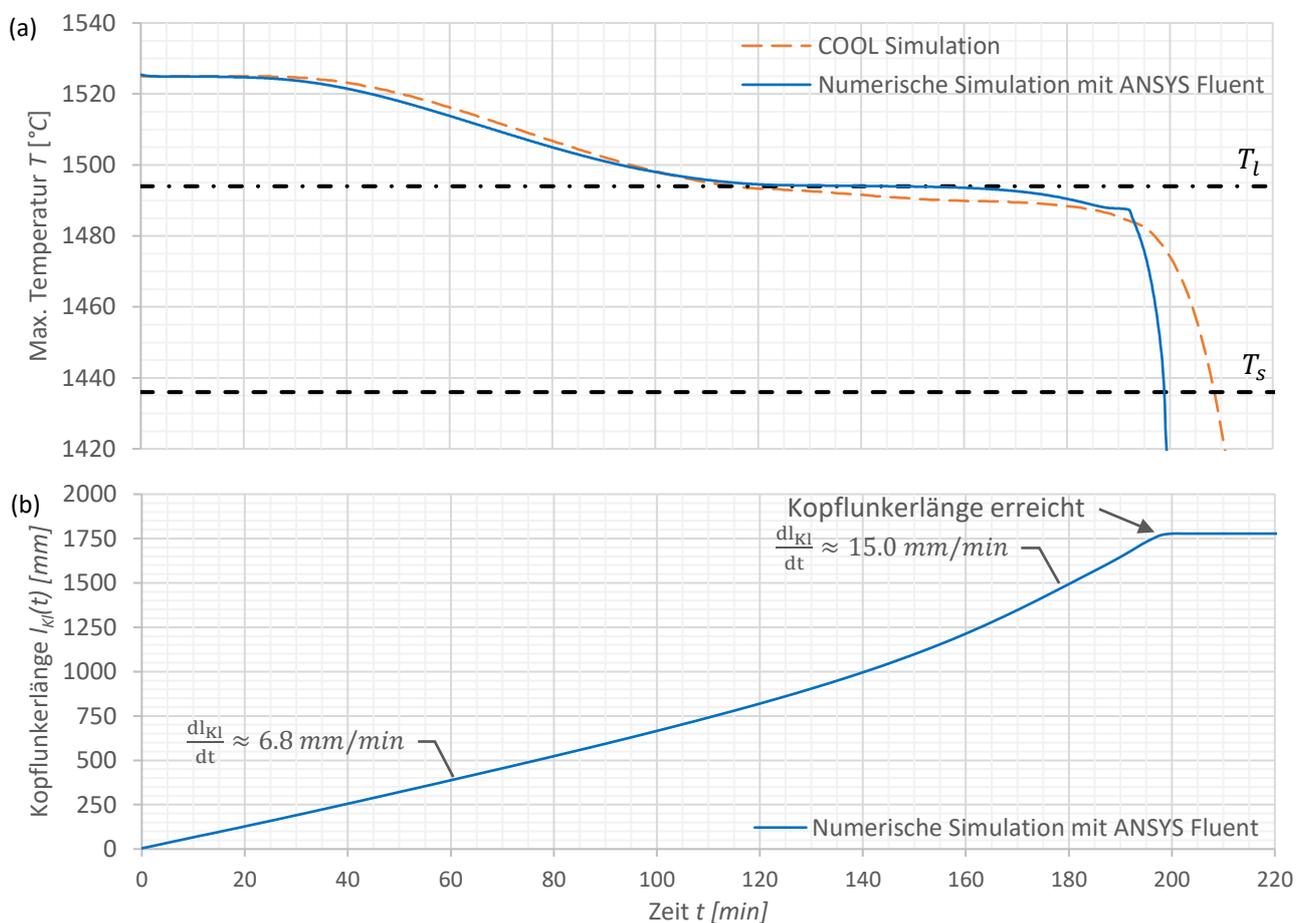


Abb. 6-10: (a) Vergleich der maximalen Temperatur T im Lösungsgebiet zwischen der numerischen Simulation mit ANSYS Fluent und der COOL Simulation und (b) simulierte Kopflunkerlänge l_{kl} als Funktion der Zeit t (Bogenstranggießanlage Taewoong, $R = 18 \text{ m}$, $42\text{CrMo}4$, $D = 1000 \text{ mm}$, $v_c = 0.14 \text{ m/min}$, $k = 34.4 \text{ mm/min}^{0.5}$, $\Delta T = 25 \text{ K}$)

6.3 Parameterstudie

In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse der Parameterstudie auf Basis der numerischen Simulation präsentiert. Der Einfluss der Eintauchtiefe, der Wanddicke und des Materials des Hot-Top-Rings wird variiert.

6.3.1 Eintauchtiefe des Hot-Top-Rings

In diesem Abschnitt wird der Einfluss einer veränderlichen Eintauchtiefe des Hot-Top-Rings zwischen $h_{HT} = 550 \text{ mm}$ und 1150 mm auf die Kopflunkerlänge behandelt. In Tab. 6-4 sind weitere geometrische Eingabewerte sowie das Material des Hot-Top-Rings für die Parameterstudie aufgelistet.

Tab. 6-4: Eingabewerte für die Parameterstudie ‚Eintauchtiefe des Hot-Top-Rings‘

Parameter	Einheit	Wert / Bezeichnung
h_{HT}	[mm]	550 ... 1150
$D_{HT,i}$	[mm]	800
t_{HT}	[mm]	50
α_{HT}	[%]	2.5
Material	[-]	TW-HT-Material

Die Abb. 6-11 (a) zeigt die simulierte Kopflunkerform, dargestellt durch die beiden VOF Phasen, in Abhängigkeit von der Eintauchtiefe des Hot-Top-Rings h_{HT} . Abgebildet ist das Lösungsgebiet im Bereich zwischen $z = 0$ und 2000 mm . Für geringe Eintauchtiefen von $h_{HT} < 880 \text{ mm}$ verkürzt sich die Kopflunkerlänge kaum bzw. gar nicht. Erst für $900 \text{ mm} < h_{HT} \leq 1000 \text{ mm}$ wird die Kopflunkerlänge deutlich kleiner. Das Optimum liegt bei $l_{KL} = h_{HT} \approx 1000 \text{ mm}$, wobei die Kopflunkerlänge gleich der Eintauchtiefe des Hot-Top-Rings ist. Der lange, trichterförmige Kopflunker verändert sich zu einem kurzen, gedrungenen Kopflunker innerhalb des Hot-Top-Rings. Größere Eintauchtiefen $h_{HT} > 1000 \text{ mm}$ sind unnötig, weil sich das wegzuschneidende Strangende mit dem Hot-Top-Ring wieder vergrößert. In Abb. 6-11 (b) ist die simulierte Kopflunkerlänge l_{KL} in Abhängigkeit von der Eintauchtiefe des Hot-Top-Rings h_{HT} dargestellt. Ziel muss es sein, das Optimum $l_{KL}/h_{HT} = 1$ zu erreichen, bei dem Kopflunkerlänge und Eintauchtiefe des Hot-Top-Rings gleich sind. Für $l_{KL}/h_{HT} > 1$ ist die Kopflunkerlänge und für $l_{KL}/h_{HT} < 1$ die Eintauchtiefe des Hot-Top-Rings größer.

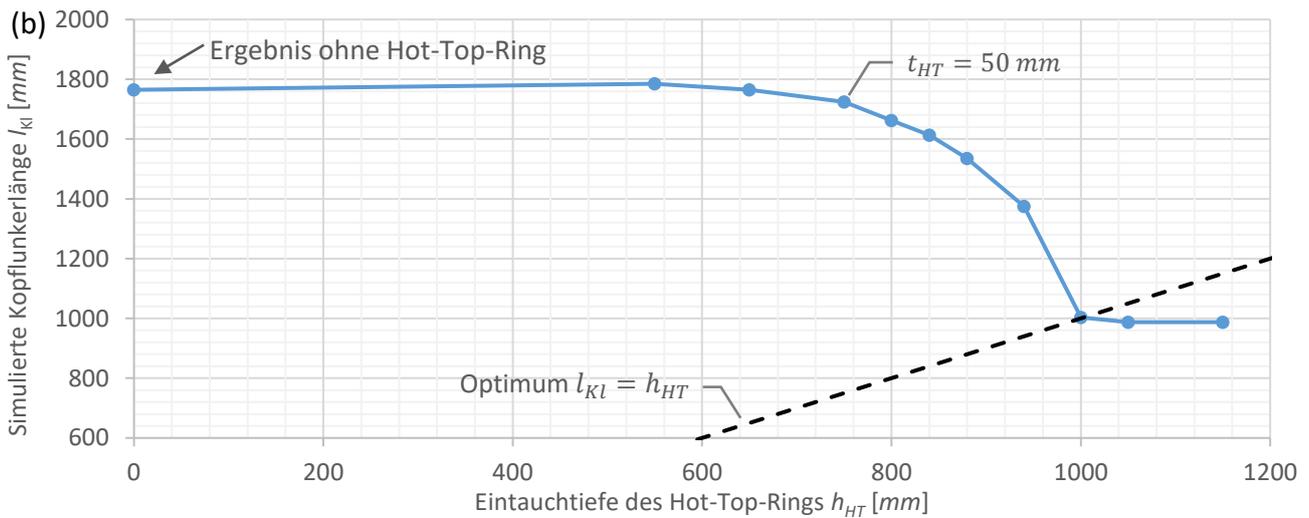
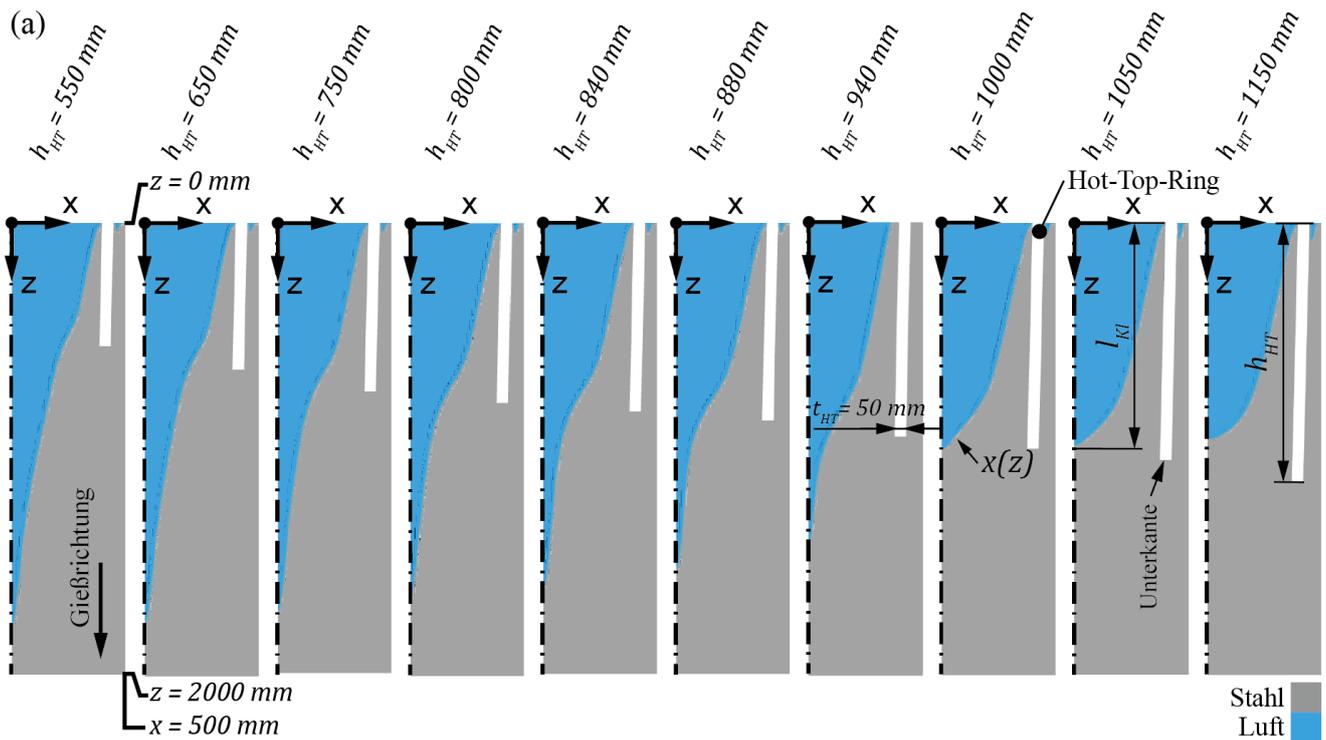


Abb. 6-11: (a) Simulierte Kopflunkerform, dargestellt durch die beiden VOF Phasen, und (b) simulierte Kopflunkerlänge l_{Kl} in Abhängigkeit von der Eintauchtiefe des Hot-Top-Rings h_{HT} ; die Darstellungen in (a) zeigen das Lösungsgebiet von $z = 0$ bis $z = 2000$ mm (Bogenstranggießanlage Taewoong, $R = 18$ m, 42CrMo4, $D = 1000$ mm, $v_c = 0.14$ m/min, $k = 34.4$ mm/min^{0.5}, $\Delta T = 25$ K, $t_{HT} = 50$ mm)

In Abb. 6-12 ist die simulierte Kopflunkerform für verschiedene Eintauchtiefen h_{HT} zu sehen, dargestellt durch den Abstand zwischen Strangachse und Strangschale $x(z)$. Im Bereich $0 \text{ mm} \leq z \leq 450 \text{ mm}$ des Hot-Top-Rings ist das Schalenwachstum $|dx/dz| \approx 0.20 \text{ mm/mm}$ und unabhängig von der Eintauchtiefe h_{HT} . Erst kurz oberhalb der Unterkante des Hot-Top-Rings bei $z = h_{HT} - 100 \text{ mm}$ steigt das Schalenwachstum $|dx/dz|$ wieder an. Das bedeutet, dass die Erstarrung im unteren Bereich mindestens ein zweidimensionales Wärmeleitungsproblem ist. Die Wärmeleitung ist folglich auch in Strangrichtung (z -Richtung) relevant.

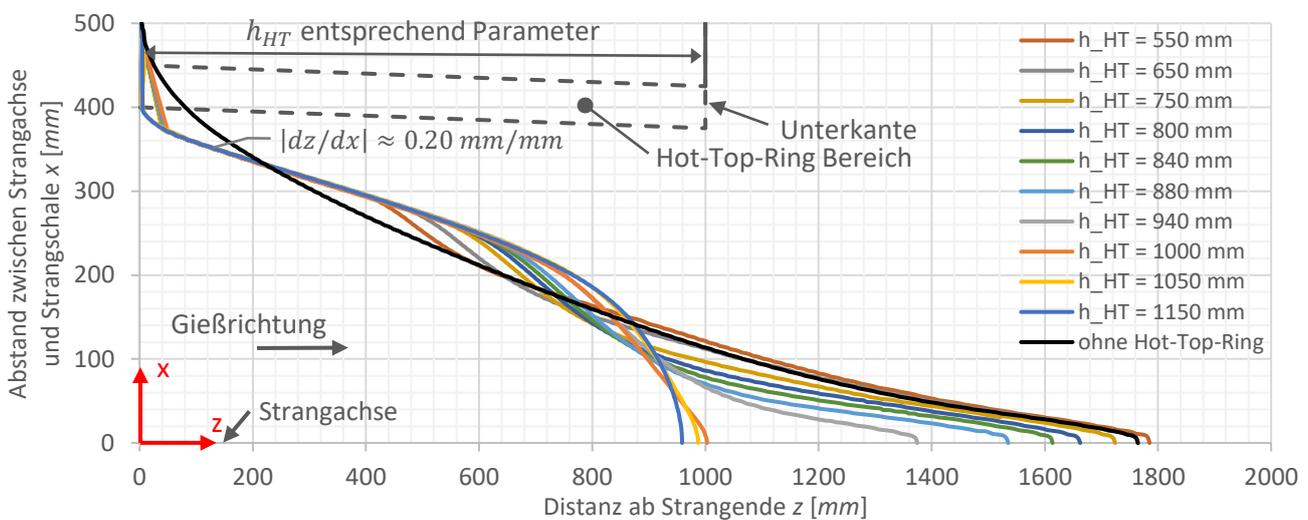


Abb. 6-12: Simulierte Kopflunkerform für verschiedene Eintauchtiefen des Hot-Top-Rings h_{HT} , dargestellt durch den Abstand zwischen Strangachse und Strangschale $x(z)$; im Diagramm ist schematisch der Bereich des Hot-Top-Rings mit der variierenden Eintauchtiefe h_{HT} dargestellt (Bogenstranggießanlage Taewoong, $R = 18 \text{ m}$, 42CrMo4 , $D = 1000 \text{ mm}$, $v_c = 0.14 \text{ m/min}$, $k = 34.4 \text{ mm/min}^{0.5}$, $\Delta T = 25 \text{ K}$)

Im Folgenden wird auf den spezifischen Fall der Hot-Top-Ring-Eintauchtiefe $h_{HT} = 650 \text{ mm}$ eingegangen, um den Zusammenhang zwischen dem Absenken des Gießspiegels und dem Schalenwachstum zu erläutern. Hierfür ist in Abb. 6-13 der simulierte Flüssigkeitsanteil β der Stahlphase ($\alpha_{\text{Stahl}} = 1$) im Strang zu verschiedenen Zeiten t_i nach dem regulären Gießende ($t_0 = 0$) dargestellt. Die Diagramme zeigen das Strangende von $z = 0$ bis $z = 2000 \text{ mm}$. Das Hot-Top-Verfahren bewirkt eine thermische Isolierung der Schmelze, was an der lokal höheren Temperatur der Schmelze im Hot-Top-Ring im Zeitraum $25 \text{ min} \leq t \leq 100 \text{ min}$ erkennbar ist. Zur Zeit $t_4 \approx 100 \text{ min}$ sinkt der Gießspiegel auf $z \approx 670 \text{ mm}$ ab und demnach unter die Unterkante des Hot-Top-Rings. Zu

Wanddicke wird die Eintauchtiefe des Hot-Top-Rings h_{HT} analog zum vorherigen Abschnitt variiert. In Tab. 6-5 sind weitere geometrische Eingabewerte sowie das Material des Hot-Top-Rings für die Parameterstudie enthalten.

Tab. 6-5: Eingabewerte für die Parameterstudie, Wanddicke des Hot-Top-Rings

Parameter	Einheit	Wert / Bezeichnung
h_{HT}	[mm]	550 ... 1150
$D_{HT,i}$	[mm]	800
t_{HT}	[mm]	25, 50, 75
α_{HT}	[%]	2.5
Material	[-]	TW-HT-Material

Die Abb. 6-14 zeigt die simulierte Kopflunkerlänge l_{kl} in Abhängigkeit von der Eintauchtiefe des Hot-Top-Rings h_{HT} für verschiedene Wanddicken des Letzteren t_{HT} . Ein Datenpunkt entspricht einem simulierten Endergebnis. Die Ergebnisse für $t_{HT} = 50 \text{ mm}$ entsprechen denjenigen aus Abschnitt 6.3.1.

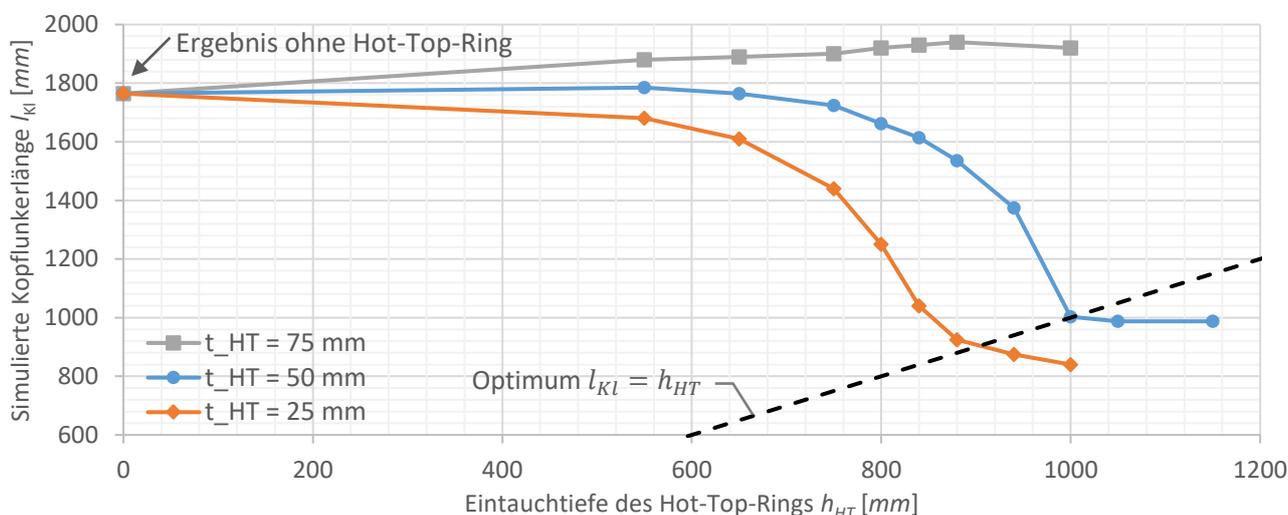


Abb. 6-14: Simulierte Kopflunkerlänge l_{kl} in Abhängigkeit von der Eintauchtiefe des Hot-Top-Rings h_{HT} für verschiedene Wanddicken des Hot-Top-Rings t_{HT} (Bogenstranggießanlage Taewoong, $R = 18 \text{ m}$, $42\text{CrMo}4$, $D = 1000 \text{ mm}$, $v_c = 0.14 \text{ m/min}$, $k = 34.4 \text{ mm/min}^{0.5}$, $\Delta T = 25 \text{ K}$)

Mit der Wanddicke $t_{HT} = 75 \text{ mm}$ wird, unabhängig von der Eintauchtiefe des Hot-Top-Rings, die Kopflunkerlänge im untersuchten Bereich nicht weiter verkleinert. Das ist darauf zurückzuführen, dass eine große kalte Masse in die Schmelze eintaucht, die dieser bis zur thermischen Isolierung bereits Wärme entzogen und ein bedeutendes Schalenwachstum innerhalb des Hot-Top-Rings erzeugt hat. Mit der Wanddicke von $t_{HT} = 25 \text{ mm}$ wird das Optimum bei $l_{KI} = h_{HT} \approx 900 \text{ mm}$ erreicht, was eine Reduzierung der Kopflunkerlänge gegenüber dickeren Wanddicken bedeutet.

Im Folgenden werden die Fälle $t_{HT} = 25 \text{ mm}$, 50 mm und 75 mm mit der Eintauchtiefe des Hot-Top-Rings $h_{HT} = 1000 \text{ mm}$ verglichen, wie sie in Abb. 6-15 mit dem simulierten Flüssigkeitsanteil β im Strang zu verschiedenen Zeiten t_i nach dem regulären Gießende ($t_0 = 0$) dargestellt sind. Folgendes ist zu erkennen:

- Zeit $t_1 = 25 \text{ min}$: Die Erstarrung im Hot-Top-Ring ($0 < z \leq h_{HT}$) ist weiter fortgeschritten als im restlichen Strang ($z > h_{HT}$), wenn die Wanddicke des Hot-Top-Rings groß ist ($t_{HT} \geq 50 \text{ mm}$). Der kalte Hot-Top-Ring entzieht der Schmelze lokal Wärme.
- Für $t_{HT} \leq 50 \text{ mm}$ gilt: Zwischen den Zeiten $t_1 = 25 \text{ min}$ und $t_4 = 100 \text{ min}$ erstarrt die Schmelze im Hot-Top-Ring ($0 < z \leq h_{HT}$) gegenüber dem restlichen Strang ($z > h_{HT}$) verzögert.
- Für $t_{HT} = 75 \text{ mm}$ gilt: Zwischen den Zeiten $t_1 = 25 \text{ min}$ und $t_4 = 100 \text{ min}$ ist der Erstarrungsfortschritt im Hot-Top-Ring mit demjenigen im restlichen Strang vergleichbar.
- Ab Zeit $t \geq t_4$ gilt für $t_{HT} \leq 50 \text{ mm}$, dass die Schmelze im Hot-Top-Ring nicht nur in x- sondern auch in z-Richtung erstarrt. Der Hot-Top-Ring reduziert die Wärmeleitung sowie das Schalenwachstum in x-Richtung, sodass mehr Schmelze für den restlichen Strang zur Verfügung steht.

6.3.3 Material des Hot-Top-Rings

In diesem Abschnitt wird der Einfluss des Hot-Top-Ring Materials auf die Kopflunkerlänge untersucht. Neben dem Material wird auch die Eintauchtiefe des Rings h_{HT} variiert. In Tab. 6-6 sind weitere geometrische Eingabewerte sowie das Material des Hot-Top-Rings für die Parameterstudie enthalten.

Tab. 6-6: Eingabewerte für die Parameterstudie, Material des Hot-Top-Rings

Parameter	Einheit	Wert	Parameter	Einheit	Wert	
					TW-HT-Material	LITEFAX 1507
h_{HT}	[mm]	550 ... 1150	ρ	[kg/m ³]	1850	600
$D_{HT,i}$	[mm]	800	λ	[W/(m K)]	1.54	0.50
t_{HT}	[mm]	50	c_p	[J/(kg K)]	937	1300
α_{HT}	[%]	2.5	α	[m ² /s]	$8.88 \cdot 10^{-7}$	$6.41 \cdot 10^{-7}$

In Abb. 6-16 ist die simulierte Kopflunkerlänge l_{kl} in Abhängigkeit von der Eintauchtiefe des Hot-Top-Rings h_{HT} für verschiedene Materialien des Letzteren dargestellt.

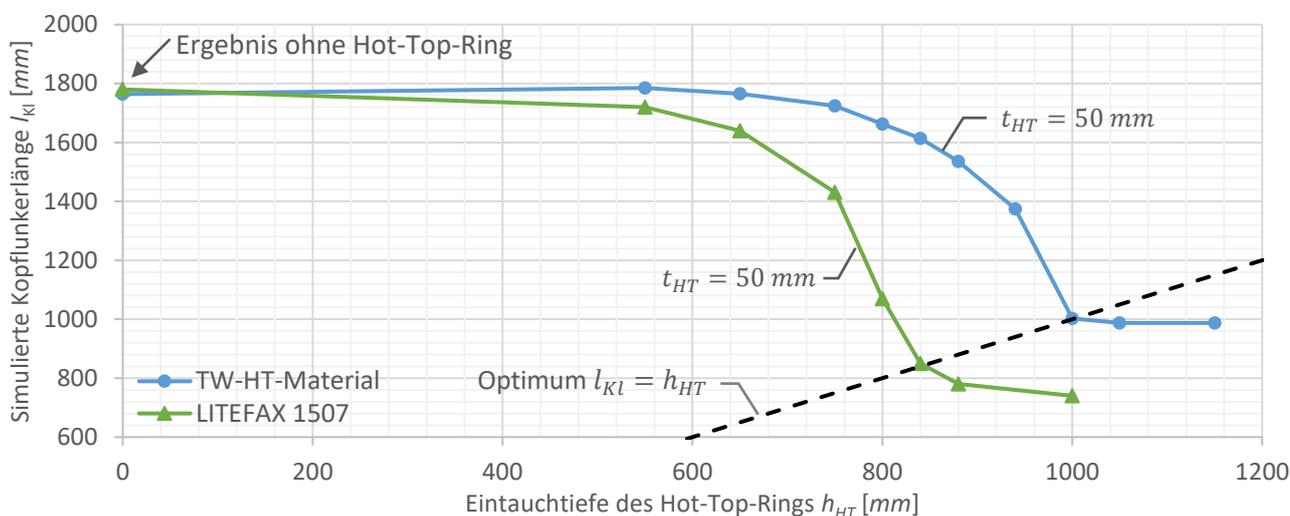


Abb. 6-16: Simulierte Kopflunkerlänge l_{kl} in Abhängigkeit von der Eintauchtiefe des Hot-Top-Rings h_{HT} für verschiedene Materialien des Hot-Top-Rings (Bogenstranggießanlage Taewoong, $R = 18$ m, 42CrMo4, $D = 1000$ mm, $v_c = 0.14$ m/min, $k = 34.4$ mm/min^{0.5}, $\Delta T = 25$ K, $t_{HT} = 50$ mm)

Mit LITEFAX kann das Optimum $l_{kl}/h_{HT} = 1$ auf $l_{kl} = h_{HT} \approx 850$ mm reduziert werden, was eine Verbesserung von rd. 15 % gegenüber dem TW-HT-Material bedeutet. Die Begründung liegt in der geringeren Temperaturleitfähigkeit von LITEFAX

($\alpha_{LITEFAX} \approx 6.41 \cdot 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$), die rd. 28 % unter derjenigen des TW-HT-Materials ($\alpha_{TW-HT-Material} \approx 8.88 \cdot 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$) liegt. Dadurch wird im Erstkontakt mit der Schmelze weniger Wärme entzogen und im Folgenden eine bessere thermische Isolierung der Schmelze erreicht.

Im Folgenden wird detailliert auf das Material LITEFAX und eine Eintauchtiefe des Hot-Top-Rings von $h_{HT} = 1000 \text{ mm}$ eingegangen, siehe Abb. 6-17. Die Diagramme zeigen das Strangende von $z = 0$ bis $z = 2000 \text{ mm}$.

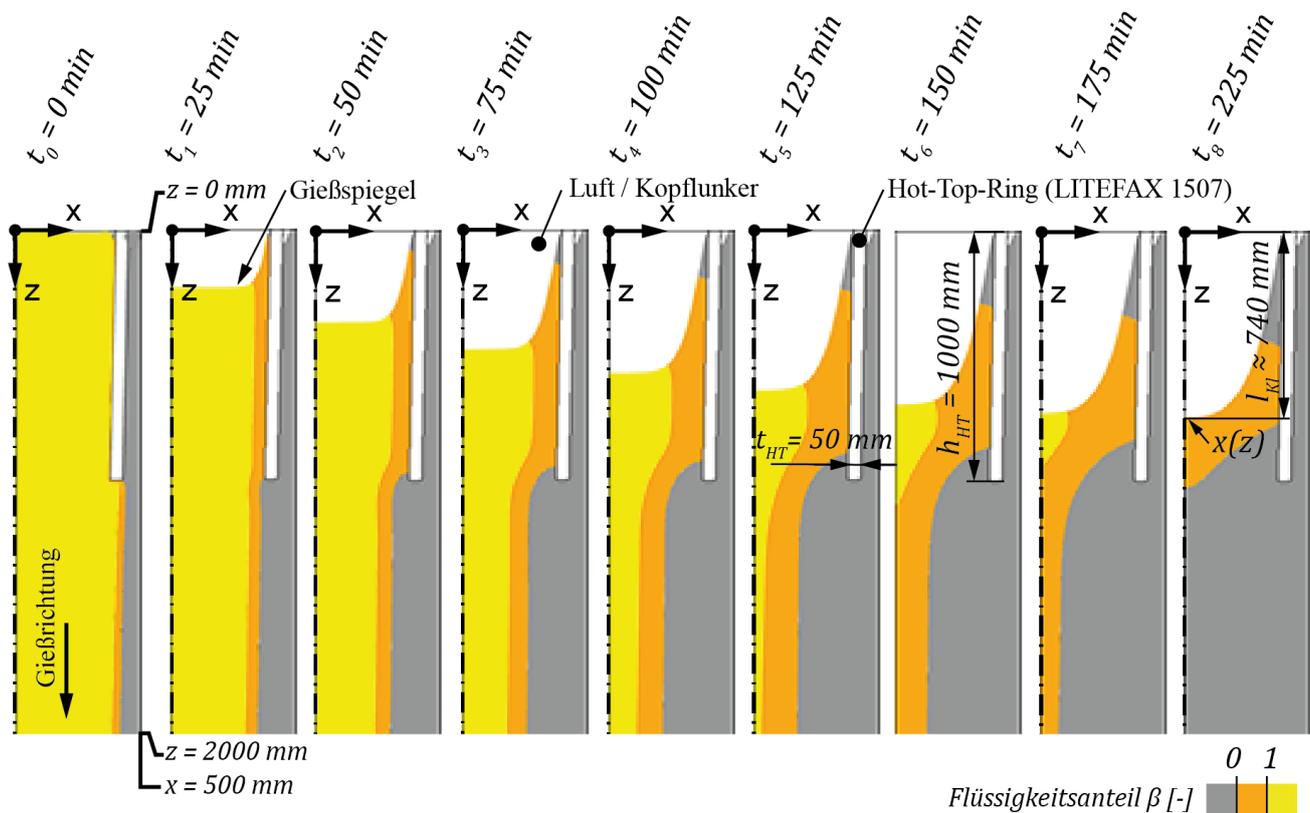


Abb. 6-17: Simulierter Flüssigkeitsanteil β im Strang mit Hot-Top-Ring ($t_{HT} = 50 \text{ mm}$, $h_{HT} = 1000 \text{ mm}$, LITEFAX 1507) zu verschiedenen Zeiten t_i nach dem regulären Gießende ($t_0 = 0$); die Darstellungen zeigen den Strang von $z = 0$ bis $z = 2000 \text{ mm}$ (Bogenstranggießanlage Taewoong, $R = 18 \text{ m}$, $42\text{CrMo}4$, $D = 1000 \text{ mm}$, $v_c = 0.14 \text{ m/min}$, $k = 34.4 \text{ mm/min}^{0.5}$, $\Delta T = 25 \text{ K}$)

Durch die gute thermische Isolierung von LITEFAX wird, verglichen mit dem restlichen Strang $z > h_{HT}$, eine deutlich verzögerte Erstarrung im Hot-Top-Ring $0 < z \leq h_{HT}$ erreicht, was ab $t_2 \geq 50 \text{ min}$ erkennbar ist. Zur Zeit $t_5 = 125 \text{ min}$ ist der restliche Strang $z > h_{HT}$ nahezu vollständig erstarrt, während im Hot-Top-Ring noch Schmelze vorhan-

den ist. Ab der Zeit $t_6 = 150 \text{ min}$ erfolgt die Erstarrung in z-Richtung, was dem gewünschten Effekt des Hot-Top-Rings entspricht.

Auch mit besserer thermischer Isolierung, wie sie durch LITEFAX gewährleistet wird, wird das Schalenwachstum innerhalb des Hot-Top-Rings nicht gleich null. Auch in diesem Fall bildet sich dort kein vollständig zylindrischer Kopflunker. Durch den kalten Hot-Top-Ring bildet sich im Erstkontakt mit der Schmelze immer eine Schale innerhalb des Rings.

7 Zusammenfassung und Ausblick

Das Problem der Kopflunkerbildung beim Stranggießen gewinnt zunehmend an Relevanz, da größere Gießformate und höhere Gießgeschwindigkeiten erreicht werden sollen. Im Rahmen dieser Arbeit wurden Betriebsversuche für große Gießformate mit einem Vorblockdurchmesser von $D = 1000 \text{ mm}$ durchgeführt. Es zeigte sich, dass der Kopflunker bei diesen Formaten ausgeprägt ist und dadurch das Ausbringen einer Stranggießanlage reduziert wird. Das Strangende mit dem Kopflunker muss vom qualitativ hochwertigen Strang abgetrennt und verschrottet werden. Durch diesen Materialverlust wird das Ausbringen verringert, was vor allem für halbkontinuierliche Stranggießanlagen von erheblicher Bedeutung ist. Beim Betrieb solcher Anlagen steht die Anlagenoptimierung im Vordergrund, um ein Gießprodukt mit entsprechender Masse für die weiteren Prozessschritte herzustellen. Der wirtschaftliche Erfolg einer halbkontinuierlichen Stranggießanlage im Vergleich zum Blockgießen hängt primär von der qualitativ hochwertigen Stranglänge ab. Bei kontinuierlichen Stranggießanlagen steht die Optimierung der Schmelzenergiekosten im Vordergrund, d. h. mit der bereitgestellten Schmelze soll ein möglichst hochwertiges Gießprodukt produziert werden.

Das Ziel der vorliegenden Arbeit war es die Kopflunkerbildung beim Stranggießen großformatiger Vertikal- und Bogenstranggießanlagen zu untersuchen und zu optimieren. Für einen Strang mit dem Vorblockdurchmesser $D = 1000 \text{ mm}$ wurden Betriebsversuche und numerische Simulationen durchgeführt. Die Betriebsversuche erfolgten auf der Bogenstranggießanlage von Taewoong (Busan, Südkorea) mit einem Gießradius von $R = 18 \text{ m}$, einer Gießgeschwindigkeit von $v_c = 0.12 \text{ m/min}$ und 0.14 m/min sowie den Stahlsorten 42CrMo4 (Werkstoffnummer 1.7225) und S355J2G3 (1.0570). Das Hot-Top-Verfahren wurde zweimal erfolgreich eingesetzt. Nach dem vollständigen Abkühlen der Stränge wurde das Strangende aufgetrennt und der Kopflunker vermessen. Die entsprechenden Messdaten dienen als Grundlage für die Validierung der numerischen Simulation.

Mit dem entwickelten Simulationsmodell auf Basis der FVM mit dem VOF Modell und dem Enthalpie-Porosität-Ansatz für die Erstarrung kann die Strangerstarrung mit Kopflunker nach dem regulären Stranggießen berechnet werden. Das Modell wurde mit den Kopflunkern aus den Betriebsversuchen vollständig validiert.

Mithilfe der Simulation konnten das Hot-Top-Verfahren sowie der Einfluss von Eintauchtiefe, Wanddicke und Material des Hot-Top-Rings optimiert werden.

Die erzielten Ergebnisse und Schlussfolgerungen sind im Folgenden zusammengefasst:

1. Beim kontinuierlichen Stranggießen von Vorblöcken mit dem Durchmesser $D = 1000 \text{ mm}$ bildet sich ein Kopflunker mit einer Länge von bis zu $l_{KI} \approx 2000 \text{ mm}$, was einem Verlust von 10 t Stahl entspricht. Die Kopflunkerlänge ist abhängig von Gießgeschwindigkeit, Kühlintensität und Stahlsorte. Basierend auf den Betriebsversuchen wurde ein linearer Zusammenhang nach Gl. (6-2) zwischen der metallurgischen Länge l_k und der Kopflunkerlänge l_{KI} bestimmt. Das Versuchsprogramm mit den Ergebnissen ist in Tab. 4-1 zusammengefasst.
2. Das Hot-Top-Verfahren wurde in den Betriebsversuchen erfolgreich angewandt, blieb aber deutlich unter der Erwartung. In den Betriebsversuchen mit Hot-Top-Verfahren konnte die Kopflunkerlänge l_{KI} um rd. 25 % reduziert werden, was einer rückgewonnenen Stahlmenge von 3.1 t entspricht. Das Schalenwachstum erfolgt bereits innerhalb des Hot-Top-Rings und bildet sich trichterförmig aus, was nicht den Erwartungen eines zylindrischen Kopflunkers beim Hot-Top-Verfahren entspricht. Dies kann darauf zurückzuführen sein, dass der Hot-Top-Ring nicht vorgewärmt und kalt in die Schmelze eingesetzt wird und der Schmelze somit im Erstkontakt Wärme entzieht.
3. Im Rahmen der durchgeführten Betriebsversuche konnte nur die Eintauchtiefe des Hot-Top-Rings von $h_{HT} = 550 \text{ mm}$ untersucht werden. Diese ist zu gering, da sich gegen Ende der Erstarrung keine Schmelze mehr im Hot-Top-Ring befindet. Letzterer kann seine Funktion als thermische Isolationsschicht nicht mehr erfüllen. Größere Eintauchtiefen des Hot-Top-Rings wurden mit der numerischen Simulation untersucht.
4. Ein Ansatz zur analytischen Berechnung der Kopflunkerlänge für Rundformate (Gl. (3-21)) wurde entwickelt und mit den experimentellen Ergebnissen mit einer Abweichung von rd. 37 % validiert. Die große Abweichung ist auf das Unterschätzen des Schmelzenvolumens nach dem Quadratwurzelgesetz der Erstarrung zurückzuführen. Ein modifizierter Ansatz, der in dieser Arbeit als teilsimulierter Ansatz bezeichnet wird, wurde entwickelt. Darin wird das Schmelzenvolumen auf Basis einer Er-

starrungssimulation genauer berechnet. Die anschließende Ermittlung der Kopflunkerlänge erfolgt wieder über den analytischen Ansatz. Die berechnete Kopflunkerlänge nach dem teilsimulierten Ansatz weicht rd. 9 % von experimentellen Resultaten ab.

5. Die simulierte Kopflunkerlänge ist rd. 5 % kleiner als die experimentell bestimmte Länge. Dies stellt eine gute Übereinstimmung dar und validiert das Simulationsmodell.
6. Die Strangerstarrung erfolgt primär in radialer Richtung, was zu einem ausgeprägten Kopflunker führt. Nach dem regulären Stranggießen und dem Unterbrechen der Schmelzenzufuhr wächst der Kopflunker mit einer Rate von $dl_{kl}/dt = 6.8 \text{ mm/min}$ bis 15 mm/min an.
7. Beim kontinuierlichen Stranggießen von Vorblöcken mit Durchmessern von $D = 1000 \text{ mm}$ kann theoretisch die Kopflunkerlänge l_{kl} um 1000 mm reduziert werden, wenn die Eintauchtiefe des Hot-Top-Rings genügend groß ist. Dies entspricht einer gewonnenen Stahlmenge von 6 t . Die Eintauchtiefe des Hot-Top-Rings hat maßgebenden Einfluss auf die Wirksamkeit des Hot-Top-Verfahrens. Sie muss genügend groß sein, um eine Reduzierung der Kopflänge zu erreichen. Der Gießspiegel sinkt vom Hot-Top-Ring nahezu unbeeinflusst kontinuierlich ab. Durch das Hot-Top-Verfahren kann nur eine verzögerte Erstarrung der Schmelze erreicht werden, wenn zu dieser Zeit noch Schmelze im Ring ist. Der Gießspiegel darf nie unter die Unterkante des Hot-Top-Rings fallen, da er dann seine Funktion nicht mehr erfüllt.
8. Für die Auslegung des Hot-Top-Verfahrens muss das Schalenwachstum innerhalb des Hot-Top-Rings berücksichtigt werden. Es kann, auch bei gut thermisch isolierenden Eigenschaften des Hot-Top-Rings, nicht von einem zylindrischen Kopflunker innerhalb desselben ausgegangen werden. Das Schalenwachstum innerhalb des Hot-Top-Rings kann mit guten thermisch isolierenden Materialien reduziert werden, z. B. mit LITEFAX 1507 ($\lambda \approx 0.5 \text{ W/(m K)}$, Tab. 5-4).
9. Eine vergrößerte Wanddicke des Hot-Top-Rings beeinflusst die Kopflunkerlänge negativ, da eine größere kalte Masse in die Schmelze eingesetzt wird. Dies führt zu einem größeren Schalenwachstum.

Die wichtigsten Zusammenhänge für das Hot-Top-Verfahren beim Stranggießen wurden aufgezeigt. Das entwickelte Simulationsmodell kann für weitere Gießformate angewandt werden, auch solche, die nicht durch einen axialsymmetrischen Zustand zu vereinfachen

sind. Damit können die ökonomischen und ökologischen Aspekte für zukünftige großformatige Vertikal- und Bogenstranggießanlagen mit dem Hot-Top-Verfahren verbessert werden.

8 Summary and Outlook

The problem of crop-end loss and shrinkage pipe in continuous casting is becoming increasingly relevant as larger casting formats and higher casting speeds are to be achieved. For this work, experimental trials were carried out for large casting sections with diameter of $D = 1000 \text{ mm}$. It can be seen that the shrinkage pipe is a huge problem in these sections, reducing the output of a continuous casting machine. The strand end with the shrinkage pipe must be separated from the high-quality strand and scrapped. This loss of material reduces the output, particularly for semi-continuous casting machines. The focus of semi-continuous casting machines is primarily process optimization in order to produce a strand of high quality with the appropriate mass for the further process steps. The economic success of semi-continuous casting machines compared with ingot casting depends primarily on the high-quality strand length. The advantage of continuous casting machines is the optimized energy costs, i.e. the melt provided should be used to produce a high quality strand.

The aim of the present work is to investigate and optimize crop-end loss and shrinkage pipe of bloom sections in semi-continuous and continuous casting machines. Operational trials and numerical simulations were carried out on a strand with diameter of $D = 1000 \text{ mm}$. The operational trials were performed on the continuous casting machine of Taewoong (Busan, South Korea) with a casting radius of $R = 18 \text{ m}$, a casting speed of $v_c = 0.12 \text{ m/min}$ to 0.14 m/min and the steel grades 42CrMo4 and S355J2G3. The hot-top technology was successfully implemented. After complete cooling of the strands, the strand end was cut and the shrinkage pipe was measured. These measurements serve for the validation of the numerical simulation.

The strand solidification with shrinkage pipe after regular continuous casting was calculated with the numerical simulation based on FVM with the VOF model and enthalpy porosity approach for solidification. The model was fully validated with experimental results. The hot-top process and the influence of immersion depth, wall thickness and material of the hot-top ring was investigated and optimized by numerical simulations.

The results obtained and conclusions are:

1. During continuous casting of blooms with a diameter of $D = 1000 \text{ mm}$, a shrinkage pipe with a length of $l_{kl} \approx 2000 \text{ mm}$ is formed, which corresponds to a crop-end

loss of 10 t of steel. The shrinkage pipe length depends on casting speed, cooling intensity and steel grade. A linear function according to Eq. (6-2) was determined between the metallurgical length l_k and the shrinkage pipe length l_{KI} based on the experimental results. Tab. 4-1 summarize the trials program with all results.

2. The hot-top process was successfully applied in operational trials, but the result remained significantly below expectations. The shrinkage pipe length l_{KI} was reduced by around 25 % which corresponds to a recovered steel quantity of 3.1 t. Shell growth already takes place within the hot-top ring and forms in a funnel-shaped shrinkage pipe, which does not correspond to the expectations of a cylindrical shrinkage pipe in the hot-top ring. This may be due to the fact that the hot-top ring is not preheated and is inserted cold into the melt, thus removing heat from the melt in the initial contact.
3. During the operational trials, only the immersion depth of the hot-top ring of $h_{HT} = 550 \text{ mm}$ could be investigated. It is clear that the immersion depth was insufficient as there was no longer any melt in the hot-top ring towards the end of solidification. The hot-top ring could therefore no longer fulfill its function as a thermal insulation layer. Larger immersion depths of the hot-top ring were investigated using numerical simulation.
4. An analytical approach for the calculation of the shrinkage pipe length for round section (Eq. (3-21)) was proposed and validated with the experimental results, with a deviation of about 37 %. The large deviation is due to the underestimation of the melt volume according to the square root law of solidification. A modified approach, also called as the partially simulated approach in this work, was proposed. In it, the melt volume is more accurately calculated based on a solidification simulation. The subsequent calculation of the shrinkage pipe length was repeated out using the improved analytical approach. The calculated shrinkage pipe length according to the partially simulated approach deviates by about 9% from experimental results.
5. The calculated shrinkage pipe length (with FVM) was about 5 % smaller than the experimentally determined length. This is a good agreement and validates the simulation.
6. Strand solidification occurs primarily in radial direction, resulting in a pronounced shrinkage pipe. After regular continuous casting and interruption of the melt pouring, the shrinkage pipe grows at a rate of $dl_{KI}/dt = 6.8 \text{ mm/min}$ to 15 mm/min .
7. In continuous casting of strands with diameters of $D = 1000 \text{ mm}$, the shrinkage pipe

length l_{KI} can theoretically be reduced by 1000 mm if the immersion depth of the hot-top ring is sufficiently large ($h_{HT} \approx 1000 \text{ mm}$). This corresponds to a recovered steel quantity of 6 t. The immersion depth of the hot-top ring has a decisive influence on the effectiveness of the hot-top process. It must be sufficiently large to achieve a reduction in shrinkage pipe length. The meniscus sinks continuously, almost unaffected by the hot-top ring. The hot-top process can only achieve delayed solidification of the melt if there is still melt in the hot-top ring at this time. The meniscus must never fall below the hot-top ring, as it will then no longer fulfill its function as insulation layer.

8. The shell growth within the hot-top ring must be considered for the design of the hot-top ring. It cannot be assumed that there is a cylindrical shrinkage pipe within the hot-top ring, even with good thermal insulating properties of the hot-top ring. Evidence shows that the funnel shape shrinkage is still present. However, shell growth within the hot-top ring can be reduced using good thermal insulating properties e. g. LITE-FAX 1507 material ($\lambda \approx 0.5 \text{ W}/(\text{m K})$, Tab. 5-4).
9. Increased wall thickness of the hot-top ring negatively affects the shrinkage pipe length because a larger "cold" mass is inserted into the melt, this leads to greater shell growth.

The most important interactions for the hot-top process in continuous casting have been demonstrated. The developed simulation model can be applied to other casting sections, including those, which cannot be simplified by an axial symmetric geometry. Ultimately, under the right conditions, the economic and ecological aspects of continuous casting machines with large-sections can be improved by implementing hot-top technology.

9 Literaturverzeichnis

- [1] H. F. Schrewe, *Continuous Casting of Steel – Fundamental Principles and Practice*, Düsseldorf, Germany: Verlag Stahleisen, 1989.
- [2] M. Rasch, *Stranggießen*, Deutschland: Aschendorff Verlag, 2017.
- [3] R. M. Daelen, „Schalen mit Wasserkühlung und beweglichem Boden für Güsse von Metallen“, Deutsches Patent 51217, 30. Jul. 1889.
- [4] World Steel Association, "World Steel Figures 2021", Brussels, Belgium, 3th June, 2021, <https://worldsteel.org/wp-content/uploads/2021-World-Steel-in-Figures.pdf> (accessed 1st Sep. 2022).
- [5] SMS Concast AG, „Homepage SMS Concast AG“, <https://www.sms-concast.ch> (abgerufen am 01. Aug. 2021).
- [6] Polaris Market Research, "Wind turbine casting market analysis by type (horizontal axis, vertical axis), by application (onshore, offshore), by region (North America, Europe, Asia Pacific, Central & South America, MEA), and segment forecasts, 2020–2025", New York City, NY, USA, GVR-1-68038-361-4, 2017.
- [7] K. Oh, J. K. Lee, S. J. Kim and J. H. Choi, "Development of a large ingot continuous caster", *Metall. Res. and Technol.*, vol. 112, no. 2, p. 203, Mar. 2015, doi: 10.1051/metal/2015006.
- [8] T. Meier, S. Feldhaus und F. Heini, „Verfahren zum Stranggießen insbesondere bei einer Vertikalgießanlage zum Abgießen von Stahl“, Europäisches Patent 3593923B1, 13. Juli 2018.
- [9] Taewoong, "Homepage Taewoong", <http://www.taewoong.com> (accessed 1st Sep. 2021).
- [10] K. Schwerdtfeger, *Metallurgie des Stranggießens*, Düsseldorf, Deutschland: Verlag Stahleisen, 1992.
- [11] M.-J. Lu, W.-L. Hu, Y.-P. Lee, C.-H. Huang and F.-L. Chuang, "Investigation of shrinkage pipe and reduction of crop-end loss for continuously cast slabs", in *Proc. Steelmaking Conf. 2000*, Pittsburgh, PA, USA, 2000, pp. 277–289.
- [12] H. Holzgruber, R. Ghasemipour, H. Rumpler, S. Michelic und R. Pierer, „Verfahren und Anlage zur Herstellung von langen Gussblöcken großen Querschnitts“, Europäisches Patent 3266537B1, 23. Dez. 2014.
- [13] D. J. Hurtuk, "Steel Ingot Casting", in *ASM Handbook Volume 15: Casting*, Russell Township, OH, USA: ASM Int., 2008, pp. 911–916.

- [14] Key To Metals AG, „Total Materia – Materialdatenbank“, <https://www.totalmateria.com> (abgerufen am 01. Okt. 2021).
- [15] Vesuvius plc, "Homepage Vesuvius", <https://www.vesuvius.com> (accessed 1st Dec. 2021).
- [16] Vesuvius plc, „Technisches Produktmerkblatt LITEFAX 1507“, LITEFAX 1507 Dateblatt, Juli 2021.
- [17] *ANSYS Fluent 2021 R2*. (2021). ANSYS Inc..
- [18] D. Poirier, "Permeability for flow of interdendritic liquid in columnar-dendritic alloys", *Metall. and Mater. Trans. B*, vol. 16, no. 1, pp. 245-255, Mar. 1987.
- [19] Flow Science Deutschland GmbH, „Homepage Flow Science Deutschland“, <https://www.flow3d.de> (abgerufen am 10. Aug. 2021).
- [20] S. Lee, „State of the art technology in slab continuous casting: a casting speed point of view in POSCO“, *BHM Berg- und Hüttenmännische Monatshefte*, Bd. 163, Nr. 1, S. 3–10, Jan. 2018.
- [21] M. Kishi, T. Yamaguchi, S. Kumura and J. Eguchi, "Development of large cross-section bloom casting process", *DENKI-SEIKO*, vol. 78, no. 1, pp. 49–55, Aug. 2007, doi: 10.4262/denkiseiko.78.49.
- [22] Daido Steel Co. Ltd., "Homepage Daido Steel", <https://www.daido.co.jp/en> (accessed 1st Dec. 2021).
- [23] D. R. Poirier and G. Geiger, *Transport Phenomena in Materials Processing*, Cham, Switzerland: Springer-Verlag, 2016.
- [24] Inteco Special Melting Technologies GmbH, „Homepage Inteco“, <https://www.inteco.at> (abgerufen am 01. Aug. 2021).
- [25] C.-J. Zhang, Y.-P. Bao and M. Wang, "Influence of casting parameters on shrinkage porosity of a 19 ton steel ingot", *La Metallurgia Italiana*, vol. 108, no. 1, pp. 37–44, Jan. 2016.
- [26] Q. Shengwen, H. Xiaoqiang, C. Yanfei, K. Xiuhong and L. Dianzhong, "Hot top design and its influence on feeder channel segregates in 100-ton steel ingots", *Material and Design*, vol. 87, pp. 205–214, Dec. 2015.
- [27] N. Chvorinov, „Theorie der Erstarrung von Gussstücken“, in *Giesserei*, Bd. 27, Nr. 10, 1940, S. 177-188, S. 201-208, S. 222–225.

- [28] M. Tkadlečková, K. Michalek, K. Gryc, L. Socha and P. Machovčák, "Prediction of qualitative parameters of slab steel ingot using numerical modelling", *Metalurgija*, vol. 55, no. 3, pp. 395–398, Jul. 2016.
- [29] P. Patil, R. Nalawade, G. Balachandran and V. Balasubramanian, "Analysis of solidification behaviour of low alloy steel ingot casting – simulation and experimental validation", *Ironmaking and Steelmaking*, vol. 42, no. 7, pp. 512–524, Aug. 2015, doi: 10.1179/1743281214Y.0000000256.
- [30] M. Tkadlečková, P. Jonšta, Z. Carbol, M. Susovsky, K. Michalek, L. Socha, J. Sviželová and J. Zwyrtek, "Distribution of porosity and macrosegregation in slab steel ingot", in *Proc. IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng.* 179, Pilsen, Czech Republic Mar. 2017, doi: 10.1088/1757-899X/179/1/012067.
- [31] M. C. Flemings, "Principles of control of soundness and homogeneity of large ingots", *Scand. J. Metall.*, vol. 5, no. 1, pp. 1–15, 1976.
- [32] H. A. Tanner, *Continuous Casting: A Revolution in Steel*, Fort Lauderdale, FL, USA: Write Stuff Enterprises, 1998.
- [33] Danieli & C. S.p.A., "Homepage Danieli", <https://www.danieli.com> (accessed 1st Aug. 2021).
- [34] T. Sagermann, "Nucor signs long-term maintenance contract with SMS group for one of the world's largest slab caster", SMS Group GmbH, <https://www.sms-group.com/en-bd/press-and-media/press-releases/press-release-detail/nucor-signs-long-term-maintenance-contract-with-sms-group-for-one-of-the-worlds-largest-slab-caster> (accessed 1st Feb. 2022).
- [35] H. Gröber, S. Erk und U. Grigull, *Die Grundgesetze der Wärmeübertragung*, Berlin, Deutschland: Springer-Verlag, 1963.
- [36] E. Eckert, *Einführung in den Wärme- und Stoffaustausch*, Berlin, Deutschland: Springer-Verlag, 1966.
- [37] U. Reiners, „Wärmeübertragung durch Spritzwasserkühlung heißer Oberflächen im Bereich der stabilen Filmverdampfung“, Dissertation, TU Clausthal, Clausthal-Zellerfeld, Deutschland, 1987.
- [38] U. Reiners, R. Jeschar, R. Scholz, D. Zebrowski and A. Reichelt, "A measuring method for quick determination of local heat transfer coefficients in spray water cooling within the range of stable film boiling", *Steel Res.*, vol. 56, pp. 239–246, May 1985, doi: 10.1002/SRIN.198500628.

- [39] Lechler GmbH, "Homepage Lechler GmbH", <https://www.lechler.com> (accessed 4th July 2022).
- [40] Lechler GmbH, "Axial-flow full cone nozzles Series 486", Series 486 Datasheet, Aug. 2021.
- [41] VDI e. V., *VDI-Wärmeatlas*, Berlin, Deutschland: Springer-Verlag, 2013.
- [42] D. M. Stefanescu and R. Ruxanda, "Fundamentals of Solidification", in *ASM Handbook Volume 9: Metallography and Microstructures*, Russell Township, OH, USA: ASM Int., 2004, pp. 71–92.
- [43] *Handbuch CEQ (Berechnung von thermodynamischem Gleichgewicht) mit SMS Materialcloud*, SMS group GmbH, Düsseldorf, Deutschland, 2022.
- [44] H. Ohtani, "The CALPHAD Method", in *Springer Handbook of Materials Measurement Methods*, Berlin, Germany: Springer-Verlag, 2006, ch. 20, pp. 1001–1030.
- [45] *COOL Solidification Model R13*. (2021). SMS Concast AG.
- [46] C. Hirsch, *Numerical Computation of Internal and External Flows: The Fundamentals of Computational Fluid Dynamics*, Burlington, MA, USA: Butterworth-Heinemann, 2007.
- [47] R. Schwarze, *CFD-Modellierung*, Berlin, Deutschland: Springer-Verlag, 2013.
- [48] *ANSYS Help*, ANSYS Inc., Canonsburg, PA, USA, 2021, <https://ansyshelp.ansys.com/> (accessed 1st Oct. 2022).
- [49] Y. A. Cengel and J. M. Cimbala, *Fluid Mechanics Fundamentals and Applications*, New York City, NY, USA: McGraw-Hill, 2017.
- [50] J. Tu, G. H. Yeoh and C. Liu, *Computational Fluid Dynamics: A Practical Approach*, Oxford, U.K.: Butterworth-Heinemann, 2018.
- [51] C. W. Hirt and B. D. Nicholas, "Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries", *J. Comput. Phys.*, vol. 39, no. 1, pp. 201–225, Jan. 1981.
- [52] J. U. Brackbill, D. B. Kothe and C. Zemach, "A continuum method for modeling surface tension", *J. Comput. Phys.*, vol. 100, no. 2, pp. 335–354, Jun. 1992.
- [53] J. H. Ferziger, M. Peric and R. L. Street, *Computational Methods for Fluid Dynamics*, Berlin, Germany: Springer-Verlag, 2020.

- [54] J. R. Marati, "Two-Phase CFD Simulation of Turbulent Gas-Driven Liquid Film Flows on Heated Walls", Ph.D. dissertation, Inst. Tech. Thermody., Tech. Univ. Darmstadt, Darmstadt, Germany, 2016.
- [55] S. V. Patankar, *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, Boac Raton, FL, USA: CRC Press, 1980.
- [56] H. Rusche, "Computational fluid dynamics of dispersed two-phase flows at high phase fractions", Ph.D. dissertation, Dept. Mech. Eng., Univ. of London, London, U.K., 2002.
- [57] T. Kajishima and K. Taira, *Computational Fluid Dynamics*, Cham, Switzerland: Springer-Verlag, 2017.
- [58] J. F. Wendt, *Computational Fluid Dynamics*, Berlin, Germany: Springer-Verlag, 2009.
- [59] S. Baumbach, „Zeitspektrale Lösungsstrategien zur Berechnung inkompressibler, viskoser Strömungen“, Dissertation, Inst. Strömungsmech., TU Braunschweig, Braunschweig, Deutschland, 2018.
- [60] K. C. Mills, K. Shyamprasad, P. D. Lee, L. Yuan and F. Shahbazian, "Calculation of physical properties for use in models of continuous casting process—part 2: steels", *ISIJ Int.*, vol. 56, no. 2, pp. 274–281, 2016, doi: 10.2355/isijinternational.ISIJINT-2015-365.
- [61] K. C. Mills, K. Shyamprasad, P. D. Lee, L. Yuan and F. Shahbazian, "Calculation of physical properties for use in models of continuous casting process—part 1: mould slags", *ISIJ Int.*, vol. 56, no. 2, pp. 264–273, 2016, doi: 10.2355/isijinternational.ISIJINT-2015-364.

10 Anhang

Für die Versuchsreihe 1 (Abb. 10-1), 2 (Abb. 10-2) und 3 (Abb. 10-3) zeigt der Anhang die simulierten Temperaturen im Strangzentrum T_{Sz} und an der Strangoberfläche T_{So} sowie die Temperatur $T(x, z)$ im Stranglängsschnitt. Die Temperaturen wurden mit der COOL Simulation (Abschnitt 4.3.4) berechnet. Die Anfangs- und Randbedingungen sind dem Abschnitt 4.3 zu entnehmen. Die simulierten Temperaturen von der Versuchsreihe 2 und 3 werden nicht explizit behandelt.

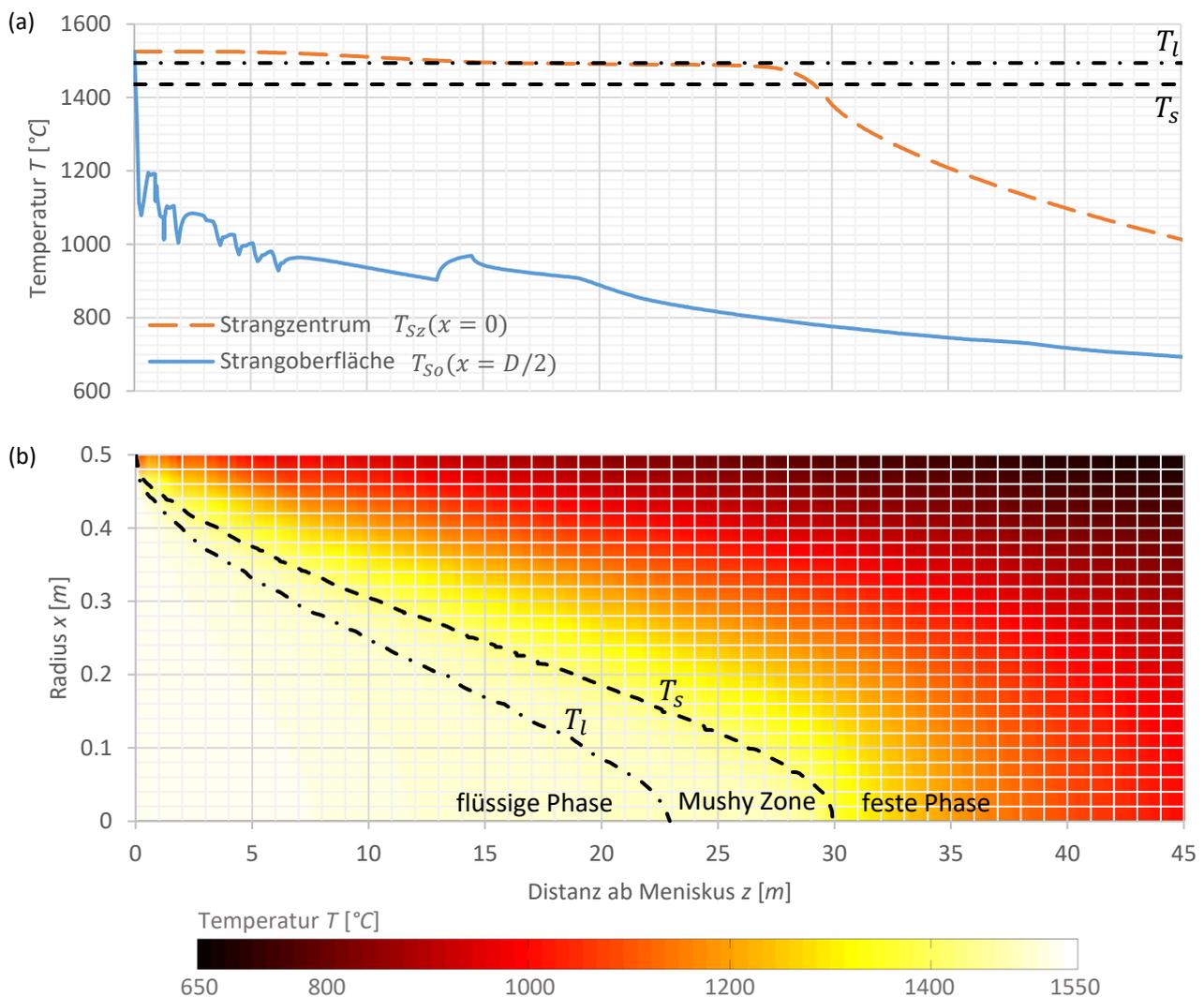


Abb. 10-1: (a) Temperatur im Strangzentrum T_{Sz} und an der Strangoberfläche T_{So} , (b) Temperatur $T(x, z)$ im Stranglängsschnitt (Bogenstranggießanlage Taewoong, $R = 18$ m, $42\text{CrMo}4$, $D = 1000$ mm, $v_c = 0.14$ m/min, $k = 34.4$ mm/min^{0.5}, $\Delta T = 25$ K, Versuchsreihe 1)

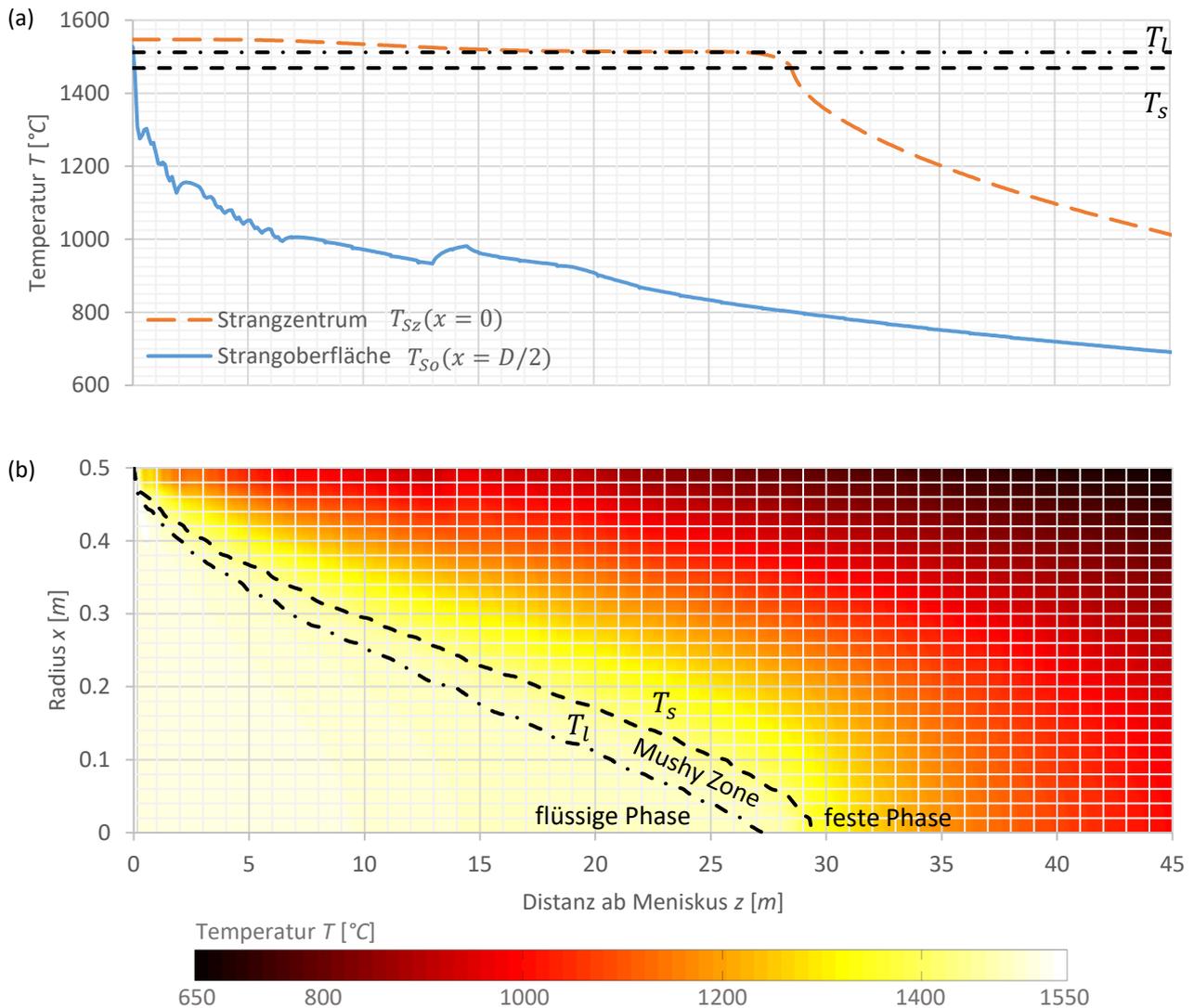


Abb. 10-2: (a) Temperatur im Strangzentrum T_{Sz} und an der Strangoberfläche T_{So} , (b) Temperatur $T(x,z)$ im Stranglängsschnitt (Bogenstranggießanlage Taewoong, $R = 18$ m, S355J2G3, $D = 1000$ mm, $v_c = 0.14$ m/min, $k = 34.9$ mm/min^{0.5}, $\Delta T = 25$ K, Versuchsreihe 2)

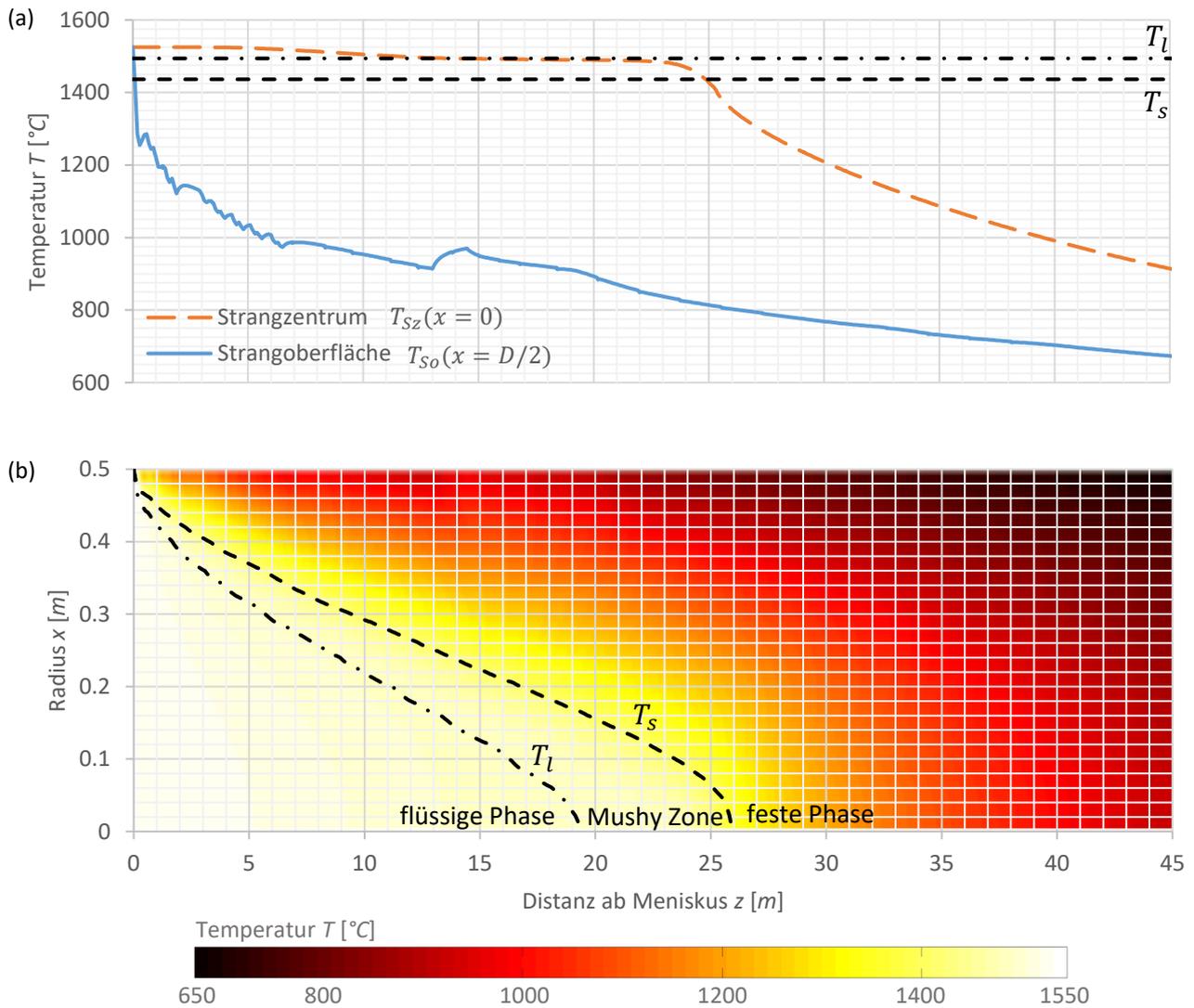


Abb. 10-3: (a) Temperatur im Strangzentrum T_{Sz} und an der Strangoberfläche T_{So} , (b) Temperatur $T(x, z)$ im Stranglängsschnitt (Bogenstranggießanlage Taewoong, $R = 18$ m, $42\text{CrMo}4$, $D = 1000$ mm, $v_c = 0.12$ m/min, $k = 34.4$ mm/min^{0.5}, $\Delta T = 25$ K, Versuchsreihe 3)