

O'Connor, B. G. Thomas and J. A. Dantzig: Initial development of thermal and stress fields in continuously cast steel billets. Metall. Trans. A, 19A (1988), 10, 2589–2602. –³⁴ Kim, K., H. N. Han, T. Yeo, Y. Lee, K. H. Oh and D. N. Lee: Heat flow, deformation behaviour and crack formation during continuous casting of beam blank. Minerals, Metals and Materials Society/AIME (USA), (1996), 87–102. –³⁵ Bernhard, Ch.: Simulation of internal crack formation in continuous casting of steel. BHM, 145 (2000), 1, 22–28. –³⁶ Hiebler, H., and Ch. Bernhard: Mechanical properties and crack susceptibility of steel during solidification. Steel Research 69L (1999), 8+9, 349–355. –³⁷ Bernhard, Ch., H. Hiebler and M. Wolf: Simulation of shell strength properties by the SSCT Test. Trans. ISIJ 36 (1996), Supplement, 163–166. –³⁸ Bernhard, C., G. Xia: Influence of alloying elements on

thermal contraction of peritectic steels during initial solidification. 4th European Continuous Casting Conference, 14–16 October (2002), 131–138. –³⁹ Wolf, M.: Initial solidification and strand surface quality of peritectic steels. Continuous Casting Vol. 9, The Iron & Steel Society, Warrendale (1997). –⁴⁰ Howe, A. A.: Segregation and phase distribution during solidification of carbon, alloy and stainless steels. EUR 13303, ECSC, Luxembourg (1991). –⁴¹ Kurz, W., und D. J. Fischer: Fundamentals of solidification. Trans. Tech. Publications (1984). –⁴² Han, H. N., Y.-G. Lee, K. H. Oh and D. N. Lee: Analysis of hot forging of porous metals. Material Science and Engineering, A206, (1996), 81–89. –⁴³ Kim, K., K. H. Oh and D. N. Lee: Mechanical behavior of carbon steels during continuous casting. Scr. Mater, 34 (1996), 301–307.

Bestimmung und Bedeutung der Randbedingungen für die Simulation von Stranggießprozessen

M. Lechner, J. Reiter, C. Bernhard, M. Forsthuber und O. Zach

Die Arbeit befasst sich mit der Bestimmung von Randbedingungen für die numerische Simulation des Stranggießprozesses. Es wurden Messwerte ermittelt, die als wertvolle Eingangsgröße für die Bestimmung von Randbedingungen dienen. Für den Kokillenbereich der Donawitzer Rundstranggießanlage konnten prozess- und stahlsortenspezifische Wärmeübergangskoeffizienten ermittelt werden; für die Sekundärkühlzone wurde ein Zusammenhang definiert, der sowohl für Spritzwasser- als auch für „Air/Mist“-Kühlung gültig ist. Die gewonnenen Daten wurden in einem breiten Bereich überprüft. In Zusammenarbeit mit RHI Refractories werden Wärmeübergangskoeffizienten für eine Brammenstranggießkokille ermittelt, die in 3D-Modellen angewendet werden sollen. Ziel ist es, Ansätze für die Optimierung der Geometrie von Eintauchausgüssen zu gewinnen.

Identification and Significance of Boundary Conditions for the Numerical Simulation of Continuous Casting Processes. The article deals with the identification of boundary conditions for the numerical simulation of continuous casting. Results of extensive measurements were implemented in boundary conditions, describing the heat transfer in the mould and secondary cooling zone. The result is a database with steelgrade and process specific heat transfer coefficients for the mould of the Donawitz round caster, and heat transfer coefficients for the secondary cooling zone, enabling both the calculation of heat transfer for water and air/mist cooling. The results were validated for a wide range of steel grades and casting conditions. In cooperation with RHI Refractories the heat transfer for a slab caster mould will be estimated from the temperature measurement in the mould. The aim of the project is an approach to the optimization of the geometry of submerged entry nozzles.

1. Einleitung

Die numerische Simulation ist ein zunehmend wichtiges und unverzichtbares Instrument zur Beschreibung des Stranggießprozesses. Dies gilt sowohl für den Anlagenbauer als auch für den Anlagenbetreiber und natürlich in besonderem Maß für alle Disziplinen der Stranggießforschung^{1–3}.

Dipl.-Ing. Markus Lechner, Jürgen Reiter, Dipl.-Ing. Dr. mont. Christian Bernhard, alle Christian-Doppler-Laboratorium für Metallurgische Grundlagen von Stranggießprozessen, Franz-Josef-Straße 15, A-8700 Leoben/Österreich; Dipl.-Ing. Markus Forsthuber, Voestalpine Stahl Donawitz, Kerpelystraße 199, A-8700 Leoben/Österreich; Dipl.-Ing. Oliver Zach, RHI Refractories und Technology Center, Magnesitstraße 2, A-8700 Leoben/Österreich.

Vortrag, gehalten bei der ersten wissenschaftlichen Evaluierung des CDL am 30. Oktober 2003.

Am Christian-Doppler-Labor für Metallurgische Grundlagen von Stranggießprozessen wird im Rahmen des Moduls 1 mit den Industriepartnern Voestalpine Stahl Donawitz und RHI Refractories an der 2D- bzw. 3D-Finite-Elemente (FE)-Simulation des Stranggießprozesses mit dem Softwarepaket calcosoft2D und 3D gearbeitet. Das Softwarepaket calcosoft ist modular aufgebaut und bietet die Möglichkeit des „solid transport“, das heißt, dass die erstarrte Strangschale in den Randbedingungen mit einer definierten Geschwindigkeit bewegt werden kann und somit ein stationärer Zustand erreicht wird. Neben Stoff- und Wärmetransport besteht die Möglichkeit der Mikrostruktur- und Makroseigerungsrechnung unter Berücksichtigung des elektromagnetischen Rührens. Für die Bestimmung von Randbedingungen aus Experimenten hat sich das inverse Modul als sehr geeignet erwiesen.

Eine Einschränkung in der Abbildung des Stranggießprozesses ergibt sich aus der Größenordnung der ablaufenden Vorgänge: Stoff- und Wärmetransport müssen über die gesamte Stranglänge berechnet werden, während die Ausbildung der Mikrostruktur, Ent-

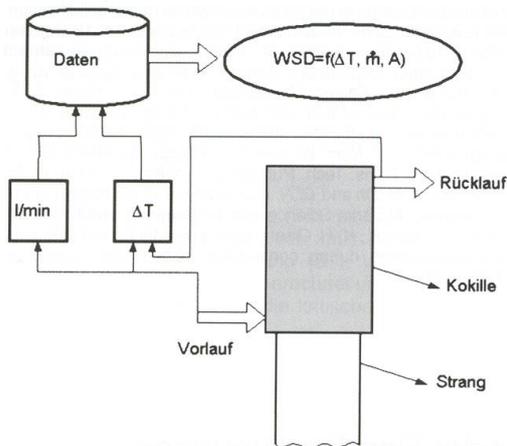


Abb. 1. Blockschnittbild für die Kokillenwärmeleistungsmessung⁷

mischungsvorgänge und Ausscheidungen im mikroskopischen Bereich beschrieben werden müssen. Eine sinnvolle Kopplung von Mikro- und Makromodellen zur Einsparung von Rechenzeit ist daher notwendig. Auch Phasenumwandlungen im festen Zustand beeinflussen das Verhalten des Werkstoffs Stahl maßgeblich. Eine Kopplung von numerischen Modellen mit thermodynamischen Datenbanken ist deshalb für viele Fragestellungen notwendig. Schließlich ist auch die sorgfältige Definition der Randbedingungen ausschlaggebend für die Qualität der Ergebnisse. Die Ermittlung thermischer Randbedingungen an einer Stranggießanlage ist aufwändig, die Verwendung von Randbedingungen aus der Literatur oder aus Laborversuchen jedoch mit großen Ungenauigkeiten behaftet. Aus diesem Grund wurde die Bestimmung von Wärmeübergängen zu einem zentralen Thema der ersten Projektphase. Durch die sinnvolle Ergänzung mit einem K_{rel} MET-Teilprojekt⁴ konnten für die Stranggießanlage in Donawitz wertvolle Randbedingungen gewonnen werden; an der Bestimmung der Randbedingungen für eine Brammenstranggießkokille wird derzeit gearbeitet.

2. Wärmeabfuhr in der Kokille

Das Prinzip der Bestimmung der integralen Wärmeabfuhr in der Kokille über die Temperaturerhöhung des Kokillen Kühlwassers ist in Abb. 1 dargestellt. Aus der Wärmeleistung Q in W , bezogen auf die mit dem Strang in Berührung stehende Kokillenwandfläche, ergibt sich die mittlere Wärmestromdichte q_M in Wm^{-2} . Diese hängt besonders von der Verweilzeit t_M des Strangs in der Kokille (Gießgeschwindigkeit) ab^5 , aber auch von anderen Prozessbedingungen (Stahlsorte, Gießpulver, Überhitzung usw.).

Die integrale Wärmestromdichte wird über die Messungen der Temperaturdifferenz zwischen ein- und auslaufendem Primärkühlwasser und des Massenstroms an Wasser berechnet:

$$\dot{q}_{\text{int}} = \frac{c_p \cdot \dot{m} \cdot (T_A - T_E)}{A_K} \quad (1)$$

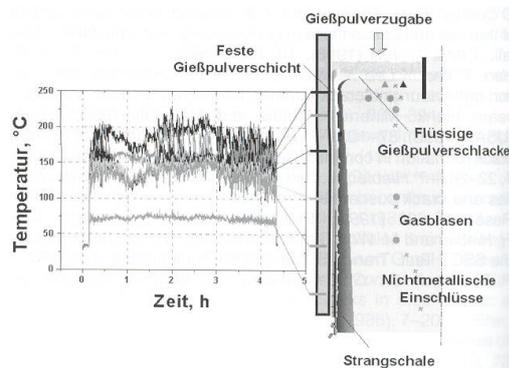


Abb. 2. Anordnung der Thermolemente und Verhältnisse im Schmierspalt

- \dot{q}_{int} integrale Wärmestromdichte [Wm^{-2}]
- c_p spezifische Wärmekapazität des Kühlwassers [$Jkg^{-1}K^{-1}$]
- \dot{m} Massenstrom des Kühlwassers [$kg s^{-1}$]
- T_A Temperatur des auslaufenden Kühlwassers [K]
- T_E Temperatur des einlaufenden Kühlwassers [K]
- A_K die für die Wärmeabgabe wirksame („aktive“) Kokillenfläche [m^2]

Die Messung der Kühlwassertemperaturdifferenz und des Masseflusses ist mess- und anlagentechnisch leicht zu bewerkstelligen und wird an jeder Stranggießanlage kontinuierlich durchgeführt. Die integrale Wärmestromdichte liefert jedoch keine Aussage über die Veränderung der Wärmeabfuhr über die Höhe oder den Umfang der Kokille. Dazu ist die Kenntnis der lokalen Wärmestromdichte notwendig. Die Bestimmung der lokalen Wärmestromdichte ist wesentlich aufwändiger, da der Einbau von Thermolementen in verschiedenen Ebenen sowie um den Umfang bzw. an allen Seiten der Kokillen notwendig ist.

Abbildung 2 zeigt schematisch die Verhältnisse im Schmierspalt zwischen Strang und Kokille und die Ergebnisse einer Temperaturmessung in der Kokille einer Rundstranggießanlage⁴. Das zugegebene Gießpulver schmilzt an der Strangoberfläche auf und wird durch die Relativbewegung zwischen Strang und Kokille in den Schmierspalt gefördert. Die Wärmeabfuhr in der Kokille führt zur Bildung einer festen Schlackenschicht, die teilweise an der Kokillenwand haftet. Die Ausbildung des Schmierspalt wird durch die Gießpulvereigenschaften (Viskosität, Liquidus-, Solidustemperatur u. a.) und die Gießparameter (Gießgeschwindigkeit, Oszillation u. a.) beeinflusst. Die Wärmewiderstände des flüssigen und des festen Gießpulvers und eines eventuell vorhandenen Gasspalt sowie der Wärmeübergang zwischen Strangoberfläche und Gießpulverschlacke, bzw. Gießpulver und Kokille, verändern sich über die Höhe der Kokille. Die gemessenen Temperaturen in Abb. 2 zeigen, dass auch die Vorstellung vom Erreichen eines stationären Zustands infrage zu stellen ist. Es dauert rund eine halbe Stunde, bis sich ein Schmierfilm aufgebaut hat und die maximalen Temperaturen in der Kokille erreicht werden; außerdem kommt es im Betrieb immer wieder zu Temperaturschwankungen, die sich nur tendenziell mit Gießparametern korrelieren lassen.

Der Wärmeübergangskoeffizient zwischen Strang und Kokille h_T in $\text{Wm}^{-2} \text{K}$ kann vereinfacht wie folgt definiert werden⁶:

$$h_T = \frac{1}{R_T} + h_{\text{rad}} \quad (2)$$

mit

$$h_{\text{rad}} = \sigma \cdot \varepsilon \cdot (T_s + T_m) \cdot (T_s^2 + T_m^2) \quad (3)$$

und

$$R_T = R_K + R_G + R_{\text{GP}} + R_S \quad (4)$$

σ , die Boltzmannkonstante, beträgt $5,67 \cdot 10^{-8} \text{ Wm}^{-2} \text{ K}^{-4}$, ε , der Emissionskoeffizient, wurde mit 0,44 gewählt⁶. T_s ist die Strangoberflächentemperatur und T_m die Kokillinnenwandtemperatur in K, R_K der Wärmewiderstand der Kokillinnenwand, R_G der Wärmewiderstand des Gasspalts, R_{GP} der Wärmewiderstand des Gießpulvers und R_S der Wärmewiderstand der Strangoberfläche, alle in $\text{m}^2 \text{ KW}^{-1}$.

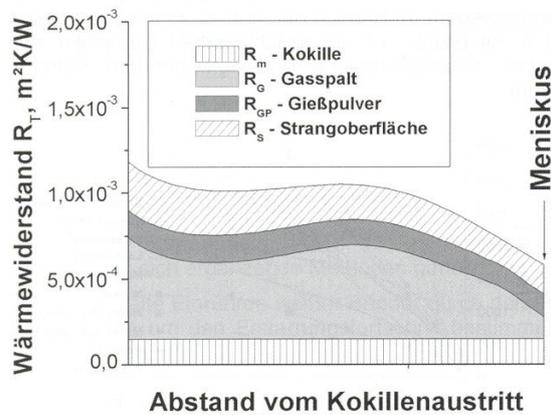


Abb. 3. Wärmewiderstände für Stahl 2

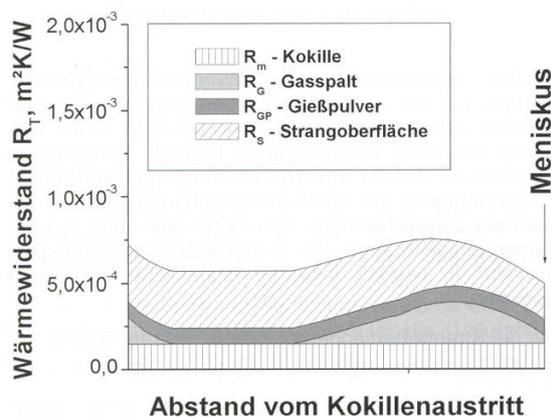


Abb. 4. Wärmewiderstände für Stahl 3

Im Rahmen des K_{net}-MET-Teilprojekts „Kontinuierliche Erstarrung“ wurden an der Stranggießanlage 3 der Voestalpine Stahl Donawitz Messungen mit einer instrumentierten Kokille durchgeführt⁴. Aus den gemessenen Temperaturen wurde auf den Wärmewiderstand R_T zurückgerechnet. Abbildung 3 zeigt den Verlauf von R_T zwischen Meniskus und Kokillenaustritt für Stahl 2 in Tabelle 1. Wie deutlich erkennbar ist, ergibt sich ein hoher

Anteil des Gasspalts am Wärmewiderstand. Das ist leicht erklärlich, da es sich bei Stahl 2 um einen peritektischen Stahl handelt, der zur Bildung von Längseinziehungen neigt. Der Kontaktverlust erfolgt deshalb lokal um den Umfang des Stranges, wodurch sich der Wärmeübergang insgesamt vermindert. Abbildung 4 zeigt den Wärmewiderstand für Stahl 3 in Tabelle 1. Der Anteil des Gasspalts am Wärmewiderstand steigt im obersten Teil der Kokille an, der Strang verliert den Kontakt mit der Kokille. Die Kokillenkonzilität wurde so gestaltet, dass der Strang im unteren Teil der Kokille wieder anliegt. Der Kontaktverlust nahe dem Kokillenaustritt kann durch den Kokillenverschleiß erklärt werden. Der Vergleich von Abb. 3 und Abb. 4 zeigt, dass der Wärmewiderstand beim Vergießen von Stahl 2 deutlich höher liegt als bei Stahl 3. Neben der Ausbildung von Einziehungen liegt dies auch an der Verwendung eines hochschmelzenden und hochviskosen Gießpulvers.

Tabelle 1. Chemische Zusammensetzung der verwendeten Stähle (Gew.-%)

	C	Si	Mn	Cr	Ti	P	S
Stahl 1	0,33	0,02	0,55	–	0,03	0,015	0,015
Stahl 2	0,1	0,03	0,4	–	–	0,02	0,02
Stahl 3	0,8	0,25	0,75	0,23	–	0,012	0,012

Die unterschiedlichen Wärmewiderstände führen auch zu unterschiedlichen Wärmeübergangskoeffizienten h_T , welche für die Stähle aus Tabelle 1 in Abb. 5 dargestellt sind. Die Wärmestromdichte für Stahl 3 ist deutlich höher als jene für Stahl 2. Die integrale Wärmestromdichte für Stahl 2 beträgt unter den vorliegenden Gießbedingungen $1,3 \text{ MW/m}^2$, jene für Stahl 3 $1,5 \text{ MW/m}^2$. Eine Zunahme der Gießgeschwindigkeit von 1,4 auf 1,6 m/min ergibt für Stahl 1 einen deutlichen Anstieg der lokalen Wärmestromdichte, die integrale Wärmestromdichte steigt von 1,53 auf $1,67 \text{ MW/m}^2$.

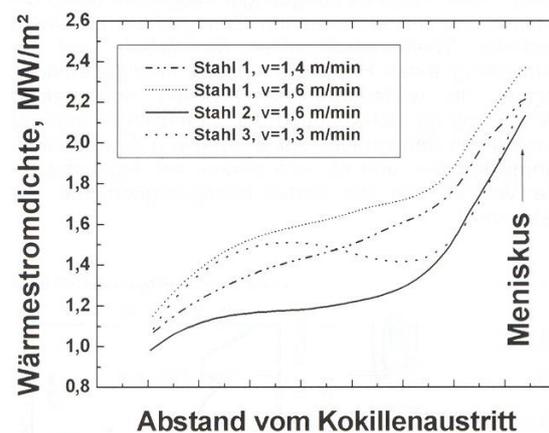


Abb. 5. Invers berechnete Wärmeübergänge zwischen Strang und Kokille

Die Ergebnisse der umfangreichen Messungen wurden in einer Datenbank abgelegt und stehen nunmehr für Simulationsberechnungen zur Verfügung. Eine exakte Abbildung der Erstarrungsbedingungen in der Kokille unter Berücksichtigung der Stahlzusammensetzung und Gießparameter ist damit möglich.

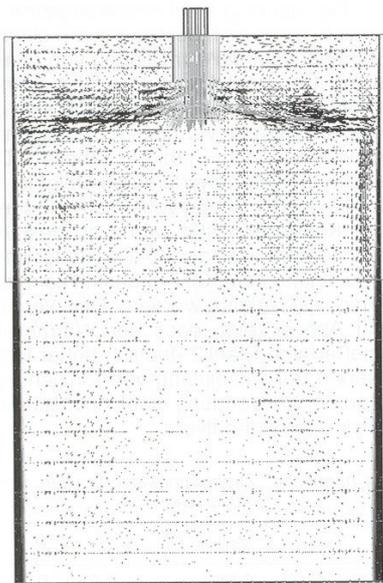


Abb. 6. Strömung und Schalenwachstum in der Kokille

In ähnlicher Weise sollen nun auch die Wärmeübergangskoeffizienten in einer Brammenstranggießanlage angepasst werden. Im Rahmen eines laufenden Projekts am Christian-Doppler-Labor werden in Zusammenarbeit mit RHI Refractories für eine Betriebsanlage aus gemessenen Temperaturen des Ausbruchfrüherkennungssystems Wärmeübergangskoeffizienten rückgerechnet. Abbildung 6 zeigt das dafür erstellte 3D-Finite-Elemente-Modell in calcosoft3D. Die Ausströmöffnung des Tauchausgusses ist dabei um 15° zur Horizontalen nach unten geneigt. Die Randbedingungen für die Berechnungen sind in Tabelle 2 dargestellt. Abbildung 7 zeigt, dass es bei geringer Gießbreite durch die Anströmung der erstarrenden Strangschale zu einem partiellen Wiederaufschmelzen der Schale und zur Ausbildung eines Hot-Spots an der Strangoberfläche kommt. In weiterführenden Arbeiten soll geklärt werden, ob die Schwächung der Strangschale und der Aufbau von Spannungen zur Bildung von Strangfehlern führen können, und ob sich daraus ein Argument für die Veränderung der Eintauchausgussgeometrie ableiten lässt.

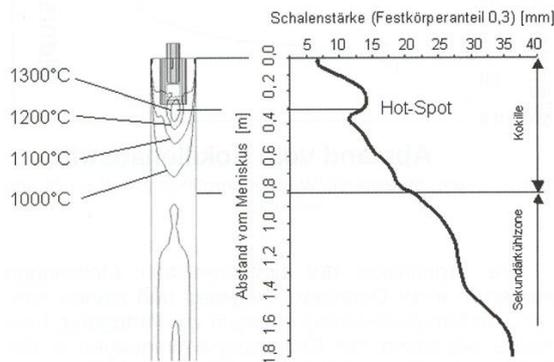


Abb. 7. Hot-Spot- und Schalenwachstum der Schmalseite

Tabelle 2. Randbedingungen für die Simulation

Strangabmessung	1200 mm × 267 mm
Stahlsorte	0,24 % C; 0,25 % Si; 1,2 % Mn; 0,12 % Cr
SEN	Standard SEN Ausströmöffnungen 15° zur Horizontalen nach unten geneigt
Gießgeschwindigkeit	1 m/min
Wärmeübergang in der Kokille:	
Breitseite	Funktion der Höhe $h_{\text{max}} = 2400 \text{ W/m}^2 \text{ K}$
Schmalseite	Funktion der Höhe $h_{\text{max}} = 2200 \text{ W/m}^2 \text{ K}$
Konvektiver Wärmeübergang in der	erste Zone 0,3 m $870 \text{ W/m}^2 \text{ K}$; nächste
Sekundärkühlzone	Zone 0,7 m $400 \text{ W/m}^2 \text{ K}$

3. Wärmeabfuhr in der Sekundärkühlzone

Nach dem Verlassen der Kokille wird die Strangoberfläche durch Spritzwasser oder durch Wasser-Luft-Gemische gekühlt. Dabei befindet man sich auf Grund der großen Differenz zwischen Strangoberflächen- und Siedetemperatur im Bereich der stabilen Filmverdampfung, d. h. es bildet sich ein geschlossener Dampffilm zwischen Strangoberfläche und auftreffendem Kühlmedium.

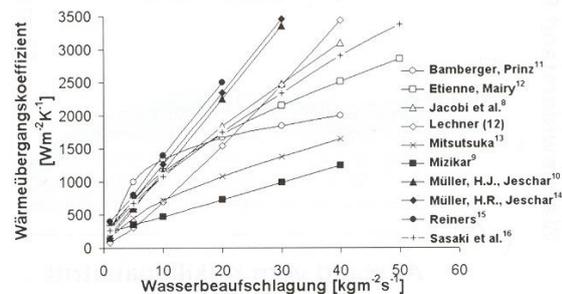


Abb. 8. Wärmeübergang durch einphasige Spritzwasserkühlung in Abhängigkeit von der Wasserbeaufschlagungsdichte – Vergleich mit verschiedenen Autoren

Die Bestimmung von Wärmeübergangskoeffizienten für die Sekundärkühlzone beschäftigte eine Vielzahl von Autoren^{8–16}. Abbildung 8 zeigt einen Vergleich des nach verschiedenen Formeln berechneten konvektiven Anteils am Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit der Wasserbeaufschlagung. Da in die Formeln unterschiedliche Parameter einfließen (so beziehen einige Autoren die Spritzwassergeschwindigkeit mit $\text{ein}^{8–10}$), wurden folgende einheitliche Annahmen getroffen:

- die Strangoberflächentemperatur beträgt 900 °C
- die Spritzwassergeschwindigkeit beträgt 4,9 m/s.

Die angegebenen Formeln wurden unter unterschiedlichsten Bedingungen an verschiedenen Anlagen ermittelt. Eine Auswahl an Formeln für den Wärmeübergang verschiedener Autoren ist Tabelle 3 zu entnehmen. Die große Streuung der Werte in Abb. 8 zeigt, wie schwierig es ist, einen Zusammenhang aus der Literatur für eine konkrete Problemstellung zu erkennen. Um die Rundstranggießanlage von Voestalpine Stahl Donawitz zu simulieren, wurde deshalb eine eigene Formulierung des Zusammenhangs erarbeitet. Dazu wurde ein Ansatz von Reiners¹⁵ verwendet, der davon ausgeht, dass die Wurzel des Gesamtimpulses des Kühlme-

diums proportional zum Wärmeübergangskoeffizienten ist:

$$h_{\text{sec}} = \dot{m}_{\text{sec}}^n \sqrt[3]{GI \cdot FP} + \varepsilon \cdot \sigma \cdot T_0^3 \quad (5)$$

h_{sec}	gesamter Wärmeübergangskoeffizient [$\text{Wm}^{-2} \text{K}$]
\dot{m}_{sec}^n	Wasserbeaufschlagung in der Sekundärkühlzone [$\text{kgm}^{-2} \text{s}^{-1}$]
n	Exponent [1]
GI	Gesamtimpuls des Kühlmediums [kgms^{-1}]
FP	Fittparameter [1]
ε	Emissionsgrad [1]
σ	Boltzmannkonstante [$\text{Wm}^{-2} \text{K}^{-4}$]
T_0	Oberflächentemperatur [K]

Tabelle 3. Beispiele für empirische Formeln des Wärmeübergangs durch Spritzwasserkühlung

$h_s = 109,2 m_s + 198$	(5) ¹⁴
$q_s = 52 m_s^{0,75} w_w^{0,44}$	(6) ⁸
$h_s = 28,5 E 8 m_s^{0,616} \vartheta_0^{-2,445}$	(7) ¹³
$h_s = 8,75 m_s w_w^{0,69} + 219$	(8) ⁹
$q_s = -87,7 + 315,5 m_s^{0,54}$	(9) ¹²
$h_s = 10 w_w + (107 + 0,688 w_w) m_s$	(10) ¹⁰
$h_s = 6,1 E 5 m_s^{0,75} \vartheta_0^{-1,2} + 116$	(11) ¹⁶

h_s	Wärmeübergangskoeffizient	[$\text{Wm}^{-2} \text{K}^{-1}$]
q_s	Wärmestromdichte	[kWm^{-2}]
m_s	Wasserbeaufschlagungsdichte	[$\text{kgm}^{-2} \text{s}^{-1}$]
w_w	Spritzwassergeschwindigkeit	[ms^{-1}]
ϑ_0	Oberflächentemperatur	[$^{\circ}\text{C}$]

Um den Fittparameter in Gl. (5) zu bestimmen, wurden zwei sich ergänzende Methoden genutzt:

- das gezielte Einrühren weißer Bänder durch den Finalrührer, um den Erstarrungsfortschritt bestimmen zu können, und
- die Messung von Oberflächentemperaturen in der Sekundärkühlzone im Rahmen des K_{net} -MET-Teilprojekts „Kontinuierliche Erstarrung“.

Die Entstehung weißer Bänder wird durch das Auspülen angereicherter Schmelze aus dem Zweiphasengebiet und das Abbrechen von Dendritenspitzen durch die vom elektromagnetischen Rührer induzierte Strömung erklärt^{17–20}. Weiße Bänder erscheinen auf Baumannabdrücken von Rundsträngen als helle, runde oder leicht ovale Streifen und eignen sich gut, um die Schalendicke zum Zeitpunkt des Rührens bestimmen zu können. Die leicht elliptische Form von weißen Bändern lässt sich dadurch erklären, dass es durch die Strahlung zwischen den einzelnen Strängen zu einem ungleichmäßigen Erstarrungsfortschritt um den Strangumfang kommt.

Zur Bestimmung der Schalendicke wurde eine Versuchsserie an sechs Stahlsorten (Tabelle 4) durchgeführt. Der Kohlenstoffgehalt wurde von 0,07 bis 0,82 Gew.-%, die Überhitzung von 15 bis 44 °C variiert. Die Gießgeschwindigkeiten reichten von 1,5 bis 1,75 mmin^{-1} . Die Wärmeabfuhr in der Kokille lag zwischen 1,4 und 1,8 MWm^{-2} . Das Kühlprogramm in der Sekundärkühlzone wurde von weich bis hart variiert. Der Verfahrensbereich des Finalrührers wurde voll ausgeschöpft (11 bis 14 m), die daraus resultierenden Durchmesser der weißen Bänder, die als Mittelwert von acht Messungen um den Strangumfang ermittelt wurden, lagen im Bereich von 66 bis 119 mm.

Abbildung 9 zeigt den Vergleich der gemessenen und berechneten Radien der weißen Bänder, wobei das beste Ergebnis für $FP = 129$ und $n = 1,135$ erzielt wurde.

Die maximalen Abweichungen betragen dabei weniger als 3 mm, was in Anbetracht des weiten Bereichs von Stahlzusammensetzungen und Gießparametern als ausgezeichnetes Ergebnis betrachtet werden kann.

Tabelle 4. Chemische Zusammensetzung der verwendeten Stähle (Gew.-%)

	C	Si	Mn	Cr	P	S
Stahl A	0,14	0,25	0,60	0,13	0,02	0,02
Stahl B	0,17	0,25	0,70	0,13	0,03	0,03
Stahl C	0,20	0,30	0,80	0,20	0,02	0,02
Stahl D	0,20	0,25	1,28	0,13	0,03	0,03
Stahl E	0,82	0,25	0,75	0,28	0,01	0,01
Stahl F	0,07	0,85	1,43	0,10	0,02	0,02

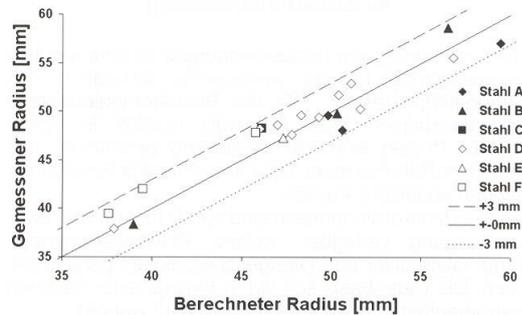


Abb. 9. Vergleich von gemessenen und berechneten Radien

Die Anwendung des Erstarrungsmodells wird in Abb. 10 veranschaulicht. Durch Variation von Gießparametern kann die Veränderung der Dicke der Strangschale und der metallurgischen Länge berechnet werden. Im Beispiel wird die Gießgeschwindigkeit im Bereich von 1,5 bis 1,7 mmin^{-1} verändert. Je nach Position des Finalrührers (FR) und der Gießgeschwindigkeit ergibt sich ein Durchmesser der Restschmelze von 7 bis 9,8 cm, der noch gerührt werden kann. Durch sinnvolle Variation von Gießparametern und richtige Positionierung des Finalrührers kann so eine wirkungsvolle Strategie gegen Makroseigerungen entwickelt werden. Ein umfangreich geprüftes Erstarrungsmodell bildet auch die Basis für zukünftige Projekte (Ausscheidungsrechnungen, Online-Erstarrungsmodell, neue Kühlstrategien ...).

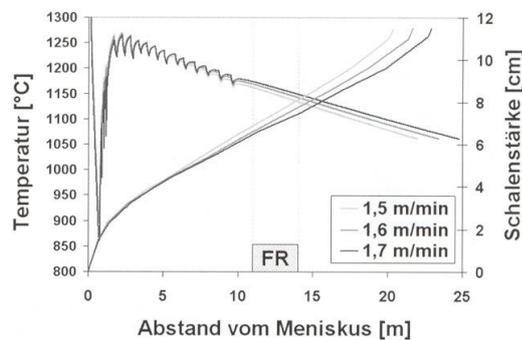


Abb. 10. Verlauf von Oberflächentemperatur und Schalenwachstum bei unterschiedlichen Gießgeschwindigkeiten

Im Rahmen des K_{net} MET-Teilprojekts wurden Strangoberflächentemperaturen in der Sekundärkühlzone gemessen⁴. Der Vergleich von gerechneten und gemessenen Temperaturen erwies sich dabei als schwierig, was an einer Reihe schwer zu kontrollierender Einflussgrößen liegt. Die Zunderbildung an der Strangoberfläche war dabei das größte Problem. Die gemessenen Temperaturen lagen deshalb generell unter den berechneten Temperaturen. Tendenziell konnte jedoch eine gute Übereinstimmung festgestellt werden.

4. Zusammenfassung

Die Bestimmung von Randbedingungen ist eine wichtige Voraussetzung für die numerische Simulation des Stranggießprozesses. Für die Rundstranggießanlage von Voestalpine Stahl Donawitz wurden in einem K_{net} MET-Projekt wertvolle Messwerte gewonnen, aus denen im Rahmen eines CD-Labor-Projekts Randbedingungen abgeleitet wurden.

Für den Kokillenbereich sind nun Daten für den Wärmeübergang verfügbar, welche Stahlzusammensetzung, Gießpulver und Gießgeschwindigkeit berücksichtigen. Die Datenbasis soll durch Einsatz einer weiteren instrumentierten Kokille noch ausgebaut werden.

Für den Wärmeübergang in der Sekundärkühlzone konnte ein Zusammenhang definiert werden, der für Spritzwasser- und Wasser/Luft-Gemisch-Kühlung geeignet ist und bereits für einen breiten Bereich von Stahlsorten überprüft wurde. Weitere Versuche an hochkohlenstoffhaltigen Stählen sind geplant.

Das formulierte Modell soll im nächsten Schritt um ein Makroseigerungsmodul erweitert werden, der Rückschlüsse auf Beeinflussungsmöglichkeiten der Zentrumsseigerungen durch technologische Maßnahmen (Rühren an der Sumpfspitze, Soft Reduction) erlaubt.

Mit der Beschreibung des Wärmeübergangs in einer Brammenstranggießkokille wurde begonnen. Aus integraler Wärmestromdichte und Thermolementmessungen sollen prozessabhängige Wärmeübergangskoeffizienten ermittelt werden. Ziel ist es, in Zusammenarbeit mit RHI Refractories Ansätze für die Gestaltung von Eintauchgüssen zu gewinnen.

- ¹ Thomas, B. G.: Modeling of the continuous casting of steel – past, present, and future. Metallurgical and Materials Transactions B, 33 (2002), 6, 795–812. – ² Suzuki, M., M. Suzuki and M. Nakada: Perspectives of research on high-speed conventional slab continuous casting of carbon steels. ISIJ International, 41 (2001), 7, 670–682. – ³ Bernhard, C., B. G. Thomas, G. Xia and C. Chimani: Simulation of solidification and microstructure in continuous casting of steel. BHM 146 (2001), 9, 376–385. – ⁴ Forsthuber, M., E. Doring, W. Rauter, Ch. Bernhard und Ch. Chimani: Einsatz moderner Messtechnik zur Beurteilung der Erstarrungsvorgänge. Eingereicht zur Veröffentlichung in BHM. – ⁵ Schwertfeger, K.: Metallurgie des Stranggießens. Verlag Stahleisen GmbH, Düsseldorf (1992). – ⁶ Susa, M., K.C. Mills, M.J. Richardson, R. Taylor and D. Stewart: Thermal properties of slag films taken from continuous casting mould. Ironmaking Steelmaking, 21, 4 (1994), 279–286. – ⁷ Rauter, W.: Einfluss ausgewählter Gießparameter auf die Wärmeabfuhr in der Rundstranggießkokille. Diplomarbeit, Institut für Eisenhüttenkunde, Montanuniversität Leoben, (2001). – ⁸ Jacobi, H. et al.: Heat transfer in cyclic secondary cooling during solidification of steel. Ironmaking and Steelmaking, (1984), 11, 132–145. – ⁹ Mizikar, E. A.: Spray cooling investments for continuous casting of billets and blooms. Iron and Steel Engineer, (1983), 53–60. – ¹⁰ Müller, H. J., und R. Jeschar: Untersuchungen des Wärmeübergangs an einer simulierten Sekundärkühlzone beim Stranggießverfahren. Archiv Eisenhüttenwesen, 44 (1973), 589–594. – ¹¹ Bamberger, M., and B. Prinz: Determination of heat transfer coefficients during water cooling of metals. Materials Science and Technology (1986), 2, 410–415. – ¹² Etienne, A., and B. Mairy: Heat transfer in continuously cast strands. C.R.M. (1979), 55, 3–13. – ¹³ Mitsusuka, M.: Heat transfer coefficients in the surface temperature range of 400°C to 800°C during water spray cooling of hot steel products. Tetsu-to-Hagane, (1983), 69, 268–274. – ¹⁴ Müller, H. R., und R. Jeschar: Wärmeübergang bei der Spritzwasserkühlung von Nichteisenmetallen. VDI-Forschungsberichte, (1983), Reihe 3, 77. – ¹⁵ Reiners, U.: Wärmeübertragung durch Spritzwasserkühlung heißer Oberflächen im Bereich der stabilen Filmverdampfung. Dissertation an der Technischen Universität Clausthal, (1987). – ¹⁶ Sasaki, K. et al.: Heat transfer in spray cooling on hot surface. Tetsu-to-Hagane, 65 (1978), 90–96. – ¹⁷ Oh, K., S. and Y. W. Chang: Macro- and microscopic segregation behaviour of centre segregations in high carbon steel CC blooms during the final stage of solidification. Proc. of the 13th Process Technology Conference, Iron and Steel Society, Inc. USA, (1995), 381–395. – ¹⁸ Takahashi, T., K. Ichikawa, M. Kudou and K. Shimahara: The effect of fluid flow on the macrosegregation of steel. Transactions ISIJ, 16 (1976), 283–291. – ¹⁹ Chung, S. I., and J. K. Yoon: Numerical analysis of effect of electromagnetic stirring on solidification phenomena in continuous casting. Ironmaking and Steelmaking, 23, 5, (1996), 425–432. – ²⁰ Sediako D., O. Sediako and K. J. Lin: Some aspects of thermal analyses and technology upgrading in steel continuous casting. Canadian Metallurgy Quarterly, 38, 5, (1999), 377–385.