

Dipl.-Ing. M. KÖLLING, Prof. Dr.-Ing. habil. J. STRAUB und Prof. Dr.-Ing. U. GRIGULL, München

Das Fließ- und Formfüllungsvermögen reiner Metalle – Modellvorstellung und quantitative Beschreibung

In der vorliegenden Arbeit wird versucht, die beiden bisher fast ausschließlich empirisch bestimmten Gießereigenschaften für reine Metalle quantitativ zu beschreiben. Dazu werden unter einigen vereinfachenden Annahmen physikalische Modelle entwickelt und mathematisch formuliert. Die Lösungen werden für die Praxis in relativ einfach zu handhabenden Gleichungen dargestellt und mit einigen Messungen sowie Meßwerten aus der Literatur verglichen.

In this paper it is tried to describe the two casting characteristics for pure metals quantitatively, which has almost been done only empirically so far. With some simplifying assumptions physical models are developed for that and mathematically formulated. The solutions are presented through equations suitable for practical use and compared with our own measurements as well as with experimental results from literature.

1 Einleitung

Das Fließvermögen einer Schmelze bezeichnet diejenige Länge, die diese in einem bestimmten Formkanal bis zu ihrer Erstarrung fließen kann. Es ist also eine Gießereigenschaft, die nicht nur von den Stoffwerten der Schmelze beeinflusst wird, sondern auch von den thermischen Eigenschaften des Formmaterials sowie dem Kanalquerschnitt, der Gießtemperatur und dem Gießdruck. In der Literatur (vgl. [1, 2]) sind viele verschiedene solcher Gießformen zu finden, die in Anlehnung an die tatsächlichen Formen aus unterschiedlichem Material hergestellt und mit verschiedenen Speisungstrichtern (Gießsystemen) versehen sind. Ohne Beschränkung der Allgemeingültigkeit wollen wir hier einen geraden Gießkanal mit kreisförmigem Querschnitt betrachten, wie er für die Gießversuche im Rahmen dieser Arbeit benutzt wurde und in Abb. 1 dargestellt ist. Wie das angeschlossene Gießsystem besteht er für die Entformung des erstarrten Gußteils aus zwei symmetrischen Hälften, in die die eigentliche Kanalrinne eingefräst ist. Sie werden durch Paßbolzen gegeneinander zentriert und durch Spannklemmen im Versuch zusammengehalten. Wenn die Schmelze aus einem Gießtiegel in das Gießsystem gefüllt wird, strömt sie unter dem entsprechenden Gießdruck in den Gießkanal ein, erstarrt dort aufgrund der Wärmeabfuhr an die Wände und blockiert schließlich dadurch die Strömung. Die bis dahin gefüllte Länge des Kanals ist dann das Fließvermögen dieser Schmelze unter diesen Versuchsbedingungen. Im folgenden soll deutlich gemacht werden, daß unter gewissen Vereinfachungen bezüglich der Strömungsform und der Erstarrungsart das Fließvermögen als Funktion dieser Be-

dingungen mit den bekannten Gesetzen der instationären Wärmeübertragung und Strömungsmechanik berechnet werden kann.

Das Formfüllungsvermögen ist eine Gießereigenschaft, die die Abbildungsgenauigkeit zwischen Form und Gußstück beschreiben will. Sie ist in erster Linie abhängig von der Oberflächenspannung der Schmelze und dem Gießdruck, mit dem die Form gefüllt wird. Da die Formfüllung in Spalten und scharfen Kanten besonders kritisch ist, wird die Ausbildung eines Kantenradius durch das Gußstück an diesen Stellen für die Messung des Formfüllungsvermögens ausgenutzt. Ellerbrok [3] konnte dabei mit den Messungen an seiner Bolzenprobe (siehe Abb. 2) nachweisen, daß eine einfache Beziehung zwischen dem Kantenradius, der Oberflächenspannung und der Druckhöhe über dem betrachteten Spaltquerschnitt besteht. Allerdings gilt das nur für relativ hohe Gießtemperaturen und/oder in Sandformen, bei denen der Erstarrungseinfluß auf das vorausgesetzte Gleichgewicht von Oberflächen- und Druckkräften bis zum Erreichen der Endhöhe vernachlässigbar ist. In den praktisch vorkommenden Fällen ist das aber nicht gegeben. In dieser Arbeit wird deshalb versucht, über den Vergleich von Erstarrungszeit, für die eine Funktion entsprechend den Ergebnissen für das Fließvermögen angesetzt wird, und Formfüllzeit (Gießzeit) eine effektive

Druckhöhe anzugeben, die für die Gleichgewichtsbeziehung relevant ist. Meßwerte von Ellerbrok [4] und zum Teil von Lang [5] werden zur Verifikation herangezogen.

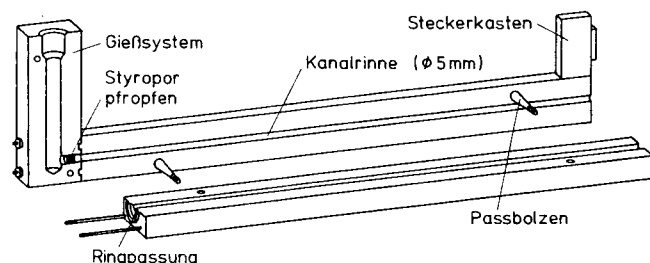
2 Vereinfachende Voraussetzungen

Um die Strömungs- und Erstarrungsvorgänge in der Form mathematisch beschreiben zu können, seien zunächst einige Annahmen getroffen und diskutiert, die die tatsächlichen Verhältnisse aus Vereinfachungsgründen idealisieren.

Hinsichtlich der Eigenschaften der Gießmetalle sei dabei vorausgesetzt, daß sie bei der Schmelztemperatur erstarren, eine glatte Phasengrenze bilden und durch konstante mittlere Stoffwerte der beiden Phasen beschrieben werden können. Das bedeutet, daß sich die folgenden Betrachtungen im wesentlichen auf reine Metalle beschränken, für die diese Voraussetzungen relativ gut erfüllt sind. Ferner sollen Einflüsse des Dichtesprungs beim Phasenwechsel genauso wenig wie Einflüsse von Oxidhautbildungen berücksichtigt werden.

Bezüglich der Gießform sollen geometrische Verhältnisse entsprechend den Abb. 1 und 2 angenommen werden, d.h. für das Fließvermögen betrachten wir ohne große Beschränkung der Allgemeingültigkeit einen horizontalen, geraden Kreiskanal und für das Formfüllungsvermögen eine von unten zu füllende Form mit einem eindeutig definierten Meßspalt (vgl. auch die Kugelkalottenform von Lang [5]). Die Formwanddicken seien stets so groß, daß während des Erstarrungsvorgangs die einheitliche Anfangstemperatur der Form auf der Außenoberfläche konstant bleibt (isotherme Randbedingung) und somit unterschiedliche Wärmeübergangsbedingungen dort nicht berücksichtigt zu werden brauchen. Die thermischen Eigenschaften des Formmaterials werden ebenfalls durch konstante mittlere

Abb. 1. Schematische Darstellung des geraden Kreiskanal (Ø 5 mm aus Inconel 600) mit angeschlossenen Gießsystem aus einem Isolierwerkstoff (Molten Metal Marinite).



Stoffwerte beschrieben, während es jedoch im Gegensatz zum erstarrten Metall als starr angesehen werden soll (keine thermische Ausdehnung).

Die realen Gießverhältnisse seien in der Weise idealisiert, daß die Gießtemperatur als konstante Anfangstemperatur der Schmelze beim Eintritt in die Form angesehen wird. Damit wird also eine mögliche Abkühlung der Schmelze auf dem Weg über das Gießsystem zur eigentlichen Meßform vernachlässigt. Außerdem wird für den Formfüllvorgang angenommen, daß die Schmelze gleichmäßig und mit einer quasi-stationären Geschwindigkeit strömt, die proportional einer bekannten Druckhöhe ist. In der Praxis wird dies näherungsweise durch spezielle Formgebung des Gießsystems und durch Strömungswiderstände am Formeintritt (Drahtgewebe, Styroporpfropfen) erreicht (vgl. [6, 7]).

Mit diesen Voraussetzungen können wir nun daran gehen, die Modellvorstellungen für die beiden Gießeigenschaften zu entwickeln und die Beschreibung durch vereinfachte Gleichungen der allgemeinen Erhaltungssätze für Masse, Impuls und Energie zu erläutern. Im folgenden Kapitel soll dies zunächst für das Fließvermögen geschehen.

3 Das Fließvermögen

3.1 Rohrströmung mit Erstarrung

Das Fließvermögen als die maximale Länge, die eine Schmelze unter gegebenen Gießbedingungen in einem horizontalen Kanal bis zu ihrer Erstarrung fließen kann, läßt sich unter den getroffenen Vereinfachungen als ein Problem einer Einlaufströmung mit Erstarrung in einem dickwandigen Rohr verallgemeinern.

Zum Zeitpunkt $t = 0$ strömt die Schmelze mit der mittleren Anfangsgeschwindigkeit \bar{u}_0 und der Gießtemperatur ϑ_0 in den leeren Kanal ein. Durch die Berührung mit der kalten Kanalwand (Anfangstemperatur ϑ_w) kühlt sie sich ab und erstarrt von außen nach innen. In Abb. 3 sind die Verhältnisse im zur Zeit $t > 0$ gefüllten Kanalstück zusammen mit den Bezeichnungen verdeutlicht. Die erstarrte Schicht bildet einen konzentrischen Metallring, der bei weiterer Abkühlung schrumpft und dadurch einen Luftspalt zur Kanalwand erzeugt, der für die einfachere mathematische Beschreibung ebenfalls konzentrisch angenommen wird. Durch diese Berücksichtigung eines Luftspaltes wird der Wärmeübergang zwischen Metall und Kanalwand mit der Wärmeleitung in Luft erklärt, und ein empirisch zu bestimmender Wärmeübergangskoeffizient wird dadurch überflüssig:

Die unter praktisch vorkommenden Gießdrücken meist turbulente Schmelzenströmung erfährt durch den radial

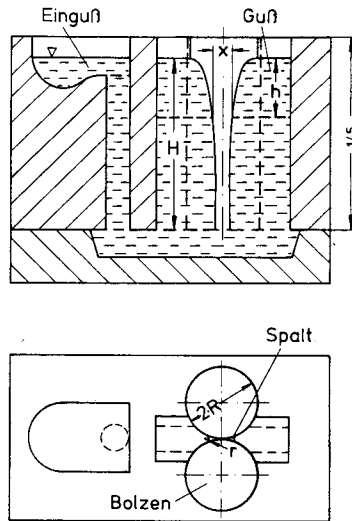


Abb. 2. Bolzenprobe von R. Ellerbrok [3] zur Messung des Formfüllungsvermögens bei unterschiedlichen Druckhöhen h.

und axial wachsenden Metallring einen zunehmenden Widerstand, so daß die mittlere Geschwindigkeit der als eben vorausgesetzten Fließfront in den leeren und natürlich offenen Kanal kontinuierlich abnimmt. Schließlich wird an einer Stelle im Kanal die Erstarrung den gesamten Querschnitt erfaßt haben und damit die Strömung blockieren. Die Stelle, an der dies geschieht, wird abhängen von der Gießtemperatur und damit von der sensiblen Wärme (Überhitzungswärme) der Schmelze; je näher die Gießtemperatur bei der Schmelztemperatur liegt, d.h. je geringer die Überhitzung ist, desto dichter wird diese Stelle am Kanalumfang liegen (vgl. dazu [8]). Hier wollen wir uns jedoch auf die Frage beschränken, wie groß die Länge L ist, die die Schmelze bis zur Strömungsunterbrechung im Kanal gefüllt hat. Zur Beantwortung dieser Frage wird im folgenden erläutert, wie einerseits die Erstarrungszeit aus der Berechnung der Temperaturfelder im Kanal und andererseits die mittlere Fließfrontgeschwindigkeit bestimmt wird.

3.2 Mathematische Beschreibung

Das Problemgebiet, das hinsichtlich der Temperatur und der mittleren Ge-

schwindigkeit mathematisch beschrieben werden soll, ist das wie in Abb. 3 dargestellte, zu jedem Zeitpunkt t bis zur Länge x_0 gefüllte, zylindrische Kanalstück. Da sich die ebene Fließfront mit der zeitlich abnehmenden, mittleren Geschwindigkeit u_0 in den Kanal verschiebt, verlängert sich das Gebiet in axialer Richtung mit eben dieser Geschwindigkeit. Diese Schwierigkeit wird dadurch gelöst, daß die Zeitkoordinate in kleine Zeitschritte Δt unterteilt wird, in denen die Länge x_0 konstant bleibt und sich dann sprunghaft um das entsprechende Längenelement Δx vergrößert. Dieses Verfahren läßt sich bei der numerischen Lösung nach der Finiten Differenzen Methode relativ einfach verwirklichen. Betrachten wir also das Problemgebiet mit der zum Zeitpunkt t für eine Zeitschrittlänge Δt konstanten Länge x_0 , so wird das Temperaturfeld ϑ in diesem zylindrischen Gebiet beschrieben durch die Energiegleichung (1):

$$\frac{\delta \vartheta}{\delta t} = a(r, x) \cdot \left[\frac{\delta^2 \vartheta}{\delta r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\delta \vartheta}{\delta r} + \frac{\delta^2 \vartheta}{\delta x^2} \right] - u(r, x) \cdot \frac{\delta \vartheta}{\delta x} + Q(r, x) \quad (1)$$

Diese Gleichung ist die zweidimensionale, instationäre Wärmeleitungsgleichung in Zylinderkoordinaten (r und x) mit einem Term für Wärme konvektion in axialer Richtung (negativer Term auf der rechten Seite) und der Wärmequelle Q , die die freigesetzte Erstarrungsenthalpie an der wandernden Phasengrenze berücksichtigt. $a(r, x)$ ist die Temperaturleitfähigkeit, die wegen der verschiedenen Phasen im gesamten Zylinderstück (flüssiges und festes Gießmetall, Luft- und Wandmaterial) ortsabhängig ist. Die unstetige Änderung dieses Stoffwertes an den Phasengrenzen muß dort bei der örtlichen Diskretisierung für die numerische Lösung durch geeignete Mittelwertbildung berücksichtigt werden. Die Grenze zwischen flüssiger und fester Metallphase ist nicht a priori bekannt, sondern sie ist nur festgelegt durch die Temperaturbedingung $\vartheta = \vartheta_s$ (Schmelztemperatur). Deshalb kann die Wärmequelle Q , die proportional der zeitlichen Verschiebung dieser

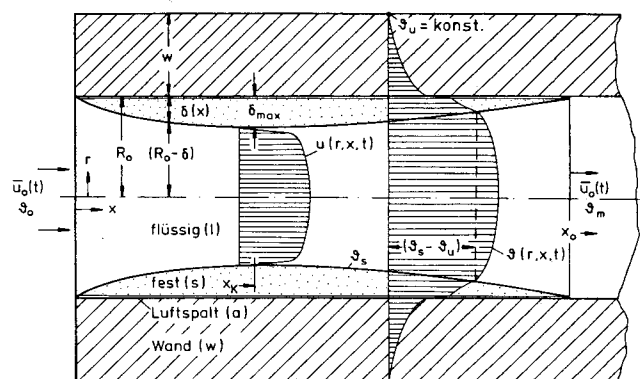


Abb. 3. Modellvorstellung für das Fließvermögen-Verhältnisse im gefüllten Kanalstück zur Zeit $t > 0$.

Phasengrenze ist, zunächst in ihrer Lage und Größe nur mit Hilfe der Schichtdicke δ geschätzt und dann iterativ verbessert werden. Der Zusammenhang zwischen beiden Größen ergibt sich aus der Energiebilanz an einem Volumenelement der Dicke dr , in dem sich die Phasengrenze um $d\delta$ verschiebt:

$$Q = \frac{h_s}{c_s} \cdot \frac{\delta}{\delta t} \left(\frac{d\delta}{dr} \right) \quad \text{für } |r - (R_0 - \delta)| \leq dr$$

$$0 \quad \text{für } |r - (R_0 - \delta)| > dr \quad (2)$$

In Gleichung (2) bezeichnet h_s die spezifische Erstarrungsenthalpie und c_s die spezifische Wärmekapazität der festen Metallphase.

Die Lage der Phasengrenze fest/flüssig beeinflusst aber nicht nur die Wärmequelle, sondern über den Strömungsquerschnitt auch die Strömungsgeschwindigkeit. Dieser Einfluß auf die mittlere Fließfrontgeschwindigkeit \bar{u}_0 kann in einfacher Form durch die Energiebilanz an einer Stromröhre (vgl. [9]) beschrieben werden, wobei für den Druckverlust durch Rohrreibung das bekannte Blasius-Gesetz für ausgebildete, turbulente Rohrströmung verwendet wird:

$$\bar{u}_0^2 = \bar{u}(0)^2 + \int_0^{x_0} \frac{0,3164 \cdot \bar{u}^2}{[2 \cdot \bar{u} \cdot (R_0 - \delta) / v]^{1/4}} dx$$

$$\frac{dx}{2 \cdot (R_0 - \delta)} \quad (3)$$

$\bar{u}(0)$ ist die mittlere Anfangsgeschwindigkeit, die sich nach dem Gesetz von Torricelli aus der konstanten Gießdruckhöhe H berechnen läßt, und v ist die mittlere kinematische Viskosität der Schmelze. Die Abhängigkeit der mittleren Strömungsgeschwindigkeit \bar{u} von der Kanallänge x ist gegeben durch die Kontinuitätsgleichung und lautet:

$$\bar{u} \cdot (R_0 - \delta)^2 = \bar{u}_0 \cdot R_0^2 \quad (4)$$

Da für die Formulierung des Wärme-konvektionsterms in Gleichung (1) eine lokale Geschwindigkeit erforderlich ist, soll mit der mittleren Geschwindigkeit \bar{u} , die über die Metallringdicke δ mit dem Temperaturfeld gekoppelt ist, folgende Geschwindigkeitsverteilung definiert werden:

$$u = \frac{1,22 \cdot \bar{u} \cdot [1 - r / (R_0 - \delta)]^{1/2}}{\quad} \quad \text{für } 0 \leq r < (R_0 - \delta)$$

$$0 \quad \text{für } r \geq (R_0 - \delta) \quad (5)$$

Im freien Strömungsquerschnitt entsprechen das Geschwindigkeitsprofil also dem bekannten $1/7$ -Potenzgesetz für turbulente Strömungen, was gegenüber dem Kolbenprofil vor allem

die numerische Lösung erleichtert (keine Sprungstelle bei $R_0 - \delta$). Genau so wie die Metallringdicke δ für jeden Zeitschritt zunächst unbekannt ist, so muß auch die Luftspaltdicke δ_a erst geschätzt und dann mit Hilfe des Temperaturprofils und der Beziehung für die thermische Kontraktion des Metallringes kontrolliert werden:

$$\delta_a = \beta \cdot [\vartheta_s - \vartheta(r = R_0 - \delta)] \cdot R_0 \quad (6)$$

β ist der lineare Wärmedehnungskoeffizient des Gießmetalls, und die Temperaturdifferenz entspricht der Abkühlung der erstarrten Metallringoberfläche.

Außer den Schätzwerten für δ und δ_a sind für die Berechnung des Temperaturfeldes nach Gleichung (1) noch die Angabe der Anfangs- und Randbedingungen notwendig. Im ersten Zeitschritt entspricht die Anfangstemperatur im Strömungsquerschnitt ($r < R_0$) der Gießtemperatur ϑ_0 und im Wandbereich ($r \geq R_0$) der konstanten Umgebungstemperatur ϑ_u . Für alle weiteren Zeitschritte sei die Temperatur im neu gefüllten Kanalstück Δx gleich einer gewichteten Mitteltemperatur ϑ_m der Fließfront im vorherigen Zeitschritt und im Wandquerschnitt genau gleich der Nachbartemperatur (Adiabatenbedingung). Entsprechend wird die Randbedingung an dieser Stelle x_0 einfach als Adiabatenbedingung gehandelt, was die Wirklichkeit wohl nicht zu stark simplifizieren dürfte. Im Eintrittsquerschnitt sei die Kanalwand ebenfalls adiabatisch isoliert, während die Schmelze mit der konstanten Temperatur ϑ_0 einströmt. Schließlich ist die Randbedingung an der Außenoberfläche des Kanalstücks voraussetzungsgemäß eine Isotherme ($\vartheta_u = \text{konst.}$). Mit diesen Bedingungen und durch die Gleichungen (1) bis (6) ist das im vorigen Kapitel definierte Problem eindeutig beschrieben. Auf die Lösung dieses Gleichungssystems soll im folgenden nur kurz eingegangen werden, während vor allem die Resultate für das Fließvermögen diskutiert werden sollen.

3.3 Numerische Lösung und Zusammenfassung der Ergebnisse für das Fließvermögen

Für das oben dargestellte Gleichungssystem ist keine geschlossene Lösung bekannt, so daß nur Näherungslösungen oder numerische Lösungsverfahren in Frage kommen. Die hier gewählte Finite Differenzen Methode ist in der Literatur (z. B. [10, 11, 12]) bereits ausführlich beschrieben, und die Anwendung der rein impliziten Form auf das vorliegende Problem kann im Detail der Dissertation des erstgenannten Autors [13] entnommen werden. Deshalb sei es erlaubt, die Lösung an dieser Stelle nur in ihren wesentlichen Zügen zu erläutern.

Eine Hälfte des symmetrischen Problemgebietes (siehe Abb. 3) wird zunächst durch ein äquidistantes Gitter in diskrete Elemente aufgeteilt. Die Gitterpunkte repräsentieren jeweils die Masse eines Elementes, und die Feldgrößen werden zwischen diesen Flächenschwerpunkten linearisiert. Dadurch läßt sich die Differentialgleichung (1) in ein System von Differenzgleichungen umformen und das Integral in Gleichung (3) durch die Trapezformel berechnen.

Um die Differenzgleichungen für die Gitterpunkttemperaturen aufstellen zu können (zu Anfang besteht das Gitter nur aus einer Spalte von Gitterpunkten in radialer Richtung, das sich dann pro Zeitschritt um eine Spalte in axialer Richtung erweitert), muß zunächst die Dicke δ und gegebenenfalls δ_a geschätzt und die Geschwindigkeiten nach Gleichung (3) bis (5) sowie die Wärmequelle Q nach Gleichung (2) berechnet werden. Für die Verknüpfung der Gitterpunkte, zwischen denen eine Phasengrenze oder der Luftspalt liegt, werden geeignete Mittelwerte der unterschiedlichen Stoffwerte gebildet.

Das lineare Gleichungssystem wird dann mit einem modifizierten Gauß-Algorithmus gelöst. Aus dem resultierenden Temperaturfeld wird durch Interpolation die Schmelzisotheime ermittelt und ihre Lage mit der geschätzten Dicke δ verglichen. Durch einfache Iteration wird so für jeden Zeitschritt die richtige Lage der Phasengrenze fest/flüssig bestimmt. Die Berechnung ist dann beendet, wenn sie an einer Stelle im Kanal die Symmetrielinie erreicht hat. Die Ergebnisse eines solchen Rechenlaufes umfassen also mit der zeitlichen Entwicklung der Temperatur- und Geschwindigkeitsfelder die Fließfunktion (Bewegung der Fließfront), das Wachstum des Metallringes, die Größe des Luftspaltes, die Lage des jeweils engsten Querschnittes, die Erstarrungszeit und schließlich das Fließvermögen. Hier wollen wir jedoch nur die Ergebnisse für das Fließvermögen diskutieren bzw. zu einer für die Praxis geeigneten Gleichung zusammenfassen.

Dazu werden alle Einflußgrößen in dimensionsloser Form eines Potenzansatzes zu einer Gleichung für das Fließvermögen zusammengestellt. Die Stoffwerte des Luftspaltes werden allerdings nur durch die Wärmeleitfähigkeit λ_a von Luft in einer mittleren Wärmeleitfähigkeit λ_m entsprechend einem mittleren Wärmeleitwiderstand berücksichtigt:

$$\frac{1}{\lambda_m} = \frac{\beta \cdot 0,1 \cdot (\vartheta_s - \vartheta_u)}{\lambda_a} + \frac{0,5}{\lambda_w} \quad (7)$$

Die Gewichtung der beiden Wärmeleitfähigkeiten von Luft und Wandmaterial in der Definition von Gleichung (7) durch den Faktor der Temperaturdifferenz wurde empirisch aus den nume-

rischen Ergebnissen ermittelt. Ebenso wurden die Konstanten und Exponenten der übrigen Größen des Potenzansatzes durch Parametervariation in den praktisch vorkommenden Bereichen bestimmt. In diesen Bereichen lassen sich dann die numerischen Ergebnisse für das Fließvermögen mit einer maximalen Toleranzgrenze von 15% durch folgende Gleichung repräsentieren:

$$\frac{L}{R_0} = 0,095 \cdot \left(\frac{Q_s \cdot c_s}{Q_w \cdot c_w} \right)^{0,14} \cdot \left(\frac{Q_s \cdot c_s}{Q_l \cdot c_l} \right)^{0,46} \cdot \left(\frac{\lambda_l}{\lambda_s} \right)^{0,8} \cdot \left(\frac{v}{a_l} \right)^{0,75} \cdot \left(\frac{\lambda_s}{\lambda_m} \right)^{0,52} \cdot \left(\frac{\bar{u}(0) \cdot R_0}{v} \right)^{0,8} \cdot \left[1 + 9 \cdot \left(\frac{h_s/c_s}{(\vartheta_s - \vartheta_u)} \right)^{0,8} + 19 \cdot \left(\frac{\vartheta_0 - \vartheta_s}{\vartheta_s - \vartheta_u} \right)^{0,9} \right] \quad (8)$$

$\rho \cdot c$ ist die volumenbezogene Wärmekapazität mit dem Index s für die feste (solid) Phase, l für die flüssige (liquid) Phase und w für das Wandmaterial. Neben der Abhängigkeit von den Stoffwertkombinationen zeigt Gleichung (8) die nach dem mathematischen Modell vorhergesagten Einflüsse von Anfangsgeschwindigkeit $\bar{u}(0)$ (Gießdruckhöhe), Kanalradius R_0 , Gießtemperatur ϑ_0 und Formtemperatur ϑ_u auf das Fließvermögen L .

Inwieweit diese theoretischen Ergebnisse und damit die Gültigkeit der Modellannahmen experimentell bestätigt werden können, soll im nächsten Abschnitt untersucht werden.

3.4 Experimenteller Vergleich

Für die Verifikation des mathematischen Modells wurde eine Versuchsanlage entwickelt, wie sie in Abb. 1 schematisch dargestellt und in [13] ausführlich beschrieben ist. Bei den Gießversuchen mit diesem Kanal ($R_0 = 2,5$ mm) wurde das reine Metall (Reinheit $> 99,99\%$) aus einem Gießtiegel mit Verschlussstopfen in das Gießsystem aus einem Isolierwerkstoff (Molten Metal Marinite) gefüllt. Um für die Geschwindigkeitsmessungen, auf die hier nicht näher eingegangen werden soll, auftretende Metallspritzer in den Kanal zu vermeiden, wurde ein Styroporpfropfen im Gießsystem eingeklemmt. Durch diesen Pfropfen, der bei Temperaturen über 200°C vollständig vergast, wurde die Schmelze zunächst etwas aufgestaut und die wirksame Druckhöhe im Gießsystem vergleichmäßig.

Mit Geschwindigkeitsmessungen beim Ausströmen der Schmelze aus dem Gießsystem ohne angeschlossenen

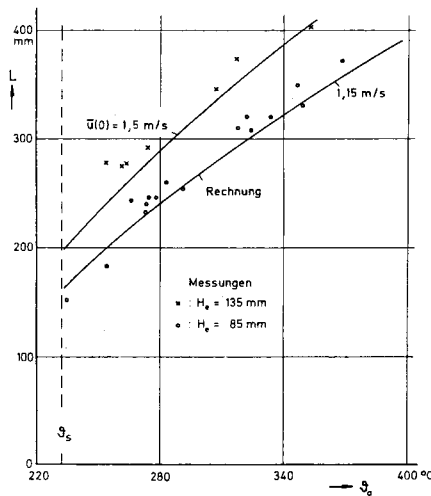


Abb. 4. Abhängigkeit des Fließvermögens von der Gießtemperatur für zwei verschiedene Druckhöhen bei Zinn – Vergleich von Rechnung und Messung.

Kanal konnte der reproduzierbare Zusammenhang zwischen der Enddruckhöhe H_0 im Gießsystem (Volumenbilanz) und der Anfangsbedingung für die Geschwindigkeit $\bar{u}(0)$ ermittelt werden. Die Höhe H_0 kann dann bei den Gießversuchen an dem erstarrten Gußteil gemessen werden, genauso wie die Länge L für das Fließvermögen. – Zur Messung der Temperaturen wurden NiCr-Mo Thermolemente benutzt, wobei die Gießtemperatur direkt vor dem Versuch im Gießtiegel gemessen wird.

In Abb. 4 sind derartige Messungen an Zinn dargestellt, und zwar für zwei verschiedene Enddruckhöhen H_0 . Die durchgezogenen Kurven entsprechen den gerechneten Verläufen für das Fließvermögen (siehe Gleichung (8)) mit den zu den Werten H_0 gehörenden Anfangsgeschwindigkeiten. Die Übereinstimmung von Rechnung und Messung kann als sehr gut bezeichnet werden, wenn auch die unvermeidbare Streuung der Meßwerte eine lineare Abhängigkeit des Fließvermögens von der Gießtemperatur gegenüber dem hier gefundenen Exponenten von 0,9 nicht ausschließen kann. – Die Abhängigkeit von der Anfangsgeschwindigkeit bzw. der Gießdruckhöhe (Exponent nach Torricelli $0,5 \cdot 0,8 = 0,4$) wird ebenfalls gut bestätigt. In der Literatur finden sich leider nur äußerst selten Angaben zur Druckhöhe oder gar Untersuchungen über ihren Einfluß, der dann aber meist durch eine Wurzelfunktion (0,5) beschrieben wird (vgl. [14]).

Die von Gleichung (8) beschriebene Abhängigkeit des Fließvermögens von den Stoffwerten läßt sich leider nicht einzeln überprüfen, sondern nur in der durch die verschiedenen Metalle festgelegten Kombination. Den Vergleich von Rechnung und Messung für drei weitere reine Metalle (Blei, Zinn und Aluminium) zeigt Abb. 5a-d hinsichtlich des Einflusses der Gießtemperatur.

Für den einfacheren Vergleich wurde die Gießtemperatur ähnlich wie in Gleichung (8) mit der Schmelz- und Formtemperatur dimensionslos gemacht. Die in der Rechnung berücksichtigten Stoffwerte sind in Tabelle 1 zusammengestellt. Die Meßwerte, die hier etwas stärker streuen als bei Zinn, bestätigen auch für die höher schmelzenden Metalle recht gut die Modellergebnisse. – Die unterschiedlichen mittleren Druckhöhen erklären sich aus den verschiedenen Gießvolumina (bei gleichem Gußgewicht). Außerdem konnten Zinn und Aluminium wegen ihres aggressiven Lösungsverhaltens nicht im V2A-Tiegel vergossen werden, sondern sie mußten aus Keramik- oder Graphittiegeln von Hand gegossen werden, wodurch bei gleicher Enddruckhöhe eine geringere, wirksame Druckhöhe $H(0) = (2 \cdot g \cdot H)^{1/2}$ erzielt wurde. Für gleiche Gießbedingungen ergibt sich nach Gleichung (8) die in Abb. 5d gezeigte Reihenfolge für die untersuchten Metalle. Man erkennt, daß die Reihenfolge je nach Überhitzungsgrad T_0 unterschiedlich ist. Außerdem kann sich das Bild bei anderen Formmaterialien (hier: Inconel 600) zusätzlich verschieben, so daß diesbezügliche Widersprüche in der Literatur nicht notwendigerweise widersprüchlich sein müssen (vgl. [15]).

Weitere Abhängigkeiten des Fließvermögens wurden in eigenen Versuchen nicht untersucht. Stellvertretend für zahlreiche Messungen aus der Literatur soll die Arbeit von Kondic & Kozlowski [16] angeführt werden, in der sie unter anderem den Einfluß der Formtemperatur mit ihrer elektrisch beheizten Gießspirale aus Gußeisen untersucht haben. Ihre Ergebnisse sind in Abb. 6 dargestellt. Die durchgezogene Kurve entspricht Gleichung (8) für eine angenommene Anfangsgeschwindigkeit von 2 m/s; denn eine Angabe zur Druckhöhe bei den Messungen fehlt, so daß nur ein relativer Vergleich von Rechnung und Messung möglich ist, der jedoch recht überzeugend ist.

Weitere, prinzipielle Bestätigungen für die Brauchbarkeit von Gleichung (8) erhält man auch für die Abhängigkeit vom Kanalradius (hydraulisch äquivalent) durch Meßwerte in [17] oder für Glaskanäle (Stoffwerte ähnlich denen von Formsand) in [18]. Mit Gleichung (8) ist es also zum ersten Mal gelungen, aufgrund der in Kapitel 3.2 mathematisch formulierten Modellvorstellungen das Fließvermögen reiner Metalle als alleinige Funktion der thermischen Stoffwerte und der Gießparameter mit praktischer genügender Genauigkeit zu beschreiben.

4 Das Formfüllungsvermögen

4.1 Kräftegleichgewicht im Spalt

Beim Schwerkraftgießen wird die Schmelze aufgrund des geodätischen

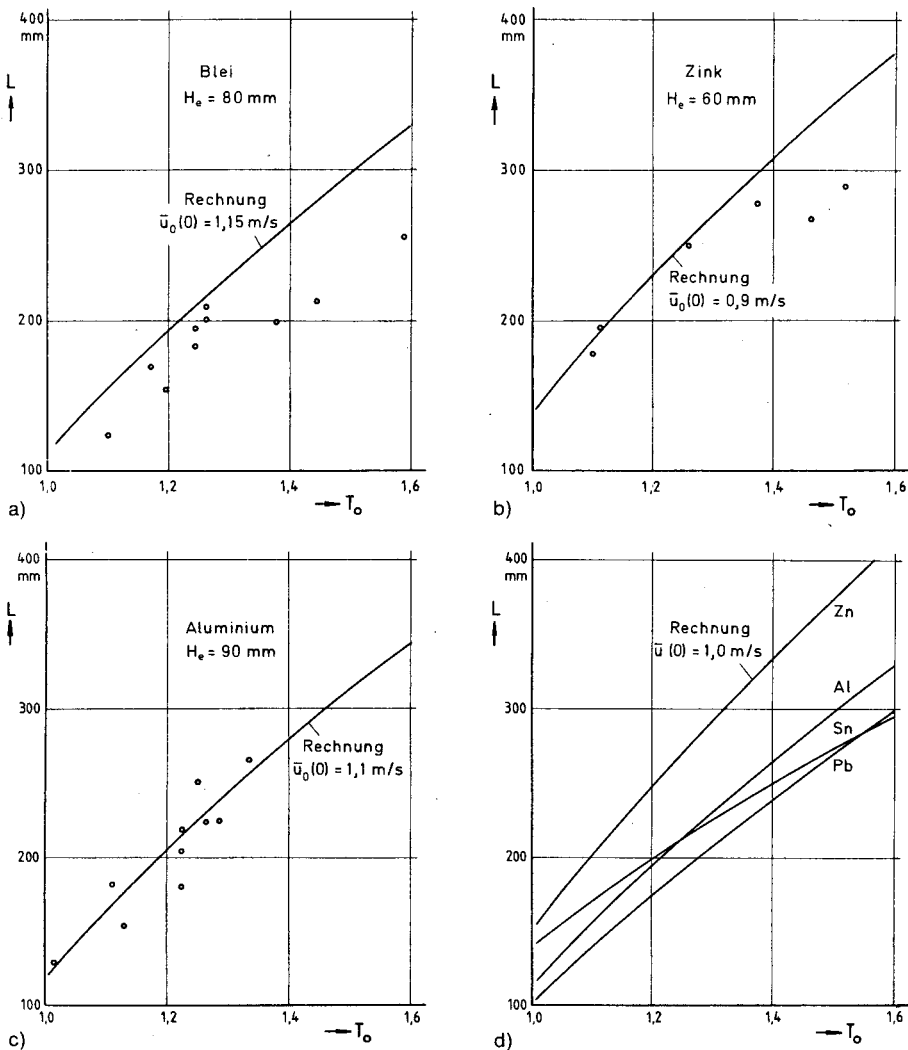


Abb. 5a-d. Einfluß der dimensionslosen Gießtemperatur ($T_0 = (\vartheta_0 - \vartheta_{li}) / (\vartheta_s - \vartheta_{li})$) auf das Fließvermögen unterschiedlicher, reiner Metalle – Vergleich von Rechnung und Messung.

Druckes in die Formenhohlräume gedrückt. Sind dabei scharfe Kanten oder enge Spalten auszufüllen, so steht der Druckkraft dann bei der Ausbildung starker Oberflächenkrümmungen die Oberflächenspannung zwischen Schmelze und Formmaterial entgegen. Das Kräftegleichgewicht an einer durch die Krümmungsradien r_1 und r_2 beschriebenen Oberfläche läßt sich allgemein mit der Druckkraft P und der Oberflächenspannung σ formulieren durch die bekannte Beziehung (siehe [19]):

$$P = \left(\frac{1}{r_1} + \frac{1}{r_2} \right) \cdot \sigma \quad (9)$$

Wohl als erster hat Ellerbrok in seiner Dissertation [3] diese Beziehung auf die Verhältnisse im Spalt einer Gießform zur Beschreibung des Formfüllungsvermögens angewendet. Hat man einen senkrechten Spalt, wie er in Abb. 2 dargestellt ist, so kann man die senkrechte Krümmung r_2 der Schmelzoberfläche vernachlässigen und den Krümmungsradius $r_1 = r$ entsprechend Gleichung (9) für jeden Querschnitt

Tabelle 1. Stoffwerte der untersuchten Gießmetalle und Formmaterialien, wie sie den Rechnungen zugrunde liegen (mittlere Werte entnommen aus [21, 22, 23 und 24]).

	Sn	Pb	Zn	Al	Formsand	Grauguß	Inconel 600	Einheit
ϑ_s	232	327	420	660				°C
h_s	59,4	23,4	109	396				kJ/kg
Q_l	6920	10550	6600	2350				kg/m³
Q_s, Q_w	7130	11400	6850	2550	2150	6150	8300	
c_l	248	160	480	1090				J/kg/K
c_s, c_w	255	150	450	1200	750	710	520	
λ_l	32	15	60	92				W/m/K
λ_s, λ_w	60	31	102	212	1,3	36	18	
a_s, a_w	33,0	18,1	33,1	69,3	0,81	82,5	41,7	mm²/s
ν	0,28	0,20	0,66	0,47				
σ	0,56	0,46	0,79	0,86				N/m
λ_a	0,04	0,045	0,05	0,06				W/m/K
β	0,027	0,035	0,037	0,034				mm/m/K

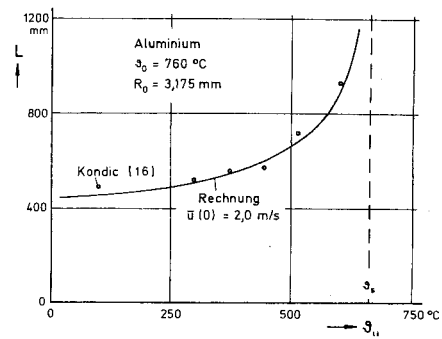


Abb. 6. Abhängigkeit des Fließvermögens von der Formtemperatur bei Aluminium in einer Gießspirale nach [16] – relativer Vergleich von Rechnung und Messung.

durch die geodätische Druckhöhe h und die Oberflächenspannung σ wie folgt ausdrücken:

$$\frac{1}{r} = \frac{\rho \cdot g \cdot h}{\sigma} \quad (10)$$

Ellerbrok konnte diese Beziehung ($1/r$ entspricht dem Formfüllungsvermögen) mit seiner Gießform zumindest im Grenzfall experimentell verifizieren, wobei er bei nachgewiesener Nichtbenetzung (Randwinkel = 180°) den Krümmungsradius r über eine einfache geometrische Beziehung durch die Spaltweite x messen konnte. – Abweichungen von Gleichung (10), in der er die Höhe h gleichsetzte mit der am erstarrten Gußstück zu messenden Endhöhe h_e des betrachteten Querschnittes, stellte er vor allem bei kalten Metallformen und größeren Höhen h_e fest. Eine plausible Erklärung dafür ist der Erstarrungseinfluß auf die Ausbildung des Kräftegleichgewichtes, das durch Gleichung (9) bzw. (10) nur für ideale Flüssigkeiten beschrieben wird.

Im nächsten Abschnitt soll versucht werden, diesen Einfluß durch die Definition einer wirksamen Druckhöhe h_w in Gleichung (10) zu berücksichtigen.

4.2 Erstarrungseinfluß und wirksame Druckhöhe

In unserer Modellvorstellung für das Formfüllungsvermögen wollen wir von den Überlegungen von Ellerbrok ausgehen, die Gleichung (10) zugrunde liegen. Wir nehmen an, daß die Schmelze beim Füllen der Form und damit des Meßspaltes sich zunächst wie jede nicht benetzende Flüssigkeit verhält und entsprechend dem jeweiligen Gleichgewicht von Druck- und Oberflächenkräften eine gekrümmte Oberfläche mit dem Radius r ausbildet. Dann wird sie jedoch durch Wärmeabgabe an die kältere Form erstarren und unter Umständen das gerade herrschende Kräftegleichgewicht einfrieren, bevor die Form vollständig gefüllt und damit die Endhöhe h_e erreicht ist.

Es wird also das Verhältnis von Gießgeschwindigkeit zur Abkühlungsgeschwindigkeit (Erstarrungsgeschwin-

digkeit) darüber entscheiden, welche Druckhöhe für die Oberflächenkrümmung im Spalt (Kante) relevant ist. Und nur für den Grenzfall sehr langsamer Erstarrung wird diese Höhe der Endhöhe nach abgeschlossenem Füllvorgang entsprechen, wie die Versuche von Ellerbrok gezeigt haben.

Über die Gießgeschwindigkeit, d.h. über die Schmelzspiegelgeschwindigkeit v (siehe Abb. 7), sind bisher keine genauen Untersuchungen bekannt. Ellerbrok [4] selbst gibt nur Gesamtgießzeiten t_G und ihren Einfluß auf das Formfüllungsvermögen an. Im Diagramm von Abb. 7 sind zwei einfache Zeitverläufe der Schmelzspiegelhöhe y_0 dargestellt. Dabei ist die Steiggeschwindigkeit v_1 proportional der Quadratwurzel der Spiegeldifferenzhöhe bei konstant gefülltem Eingußtrichter (Höhe H), während v_2 zeitlich konstant ist. Die Wirklichkeit wird wahrscheinlich zwischen beiden Fällen liegen, denn es ist anzunehmen, daß der Eingußtrichter wie gezeigt beim Gießen nicht immer ganz gefüllt ist. Jedenfalls wird die Steiggeschwindigkeit v im allgemeinen von der Steighöhe y_0 abhängen und damit für jeden Spaltquerschnitt mit der Enddruckhöhe h_e eine unterschiedliche Gießzeit (Füllzeit) bedeuten.

Innerhalb dieser Gießzeit wird die Schmelze im Spalt mehr oder weniger erstarren. Eine genaue Beschreibung der Wärmeübertragungsverhältnisse im Spalt ist sehr schwierig, und so wird auch die Erstarrungsgeschwindigkeit nur schwerlich zu quantifizieren sein. Wir können jedoch davon ausgehen, daß die Einflußparameter in etwa die gleichen sind wie bei der Beschreibung des Fließvermögens (vgl. Gleichung (8)). Unter dieser Voraussetzung haben wir dann zumindest die Möglichkeit, eine Potenzfunktion für die Erstarrungszeit τ einer bestimmten Schichtdicke δ im Spalt anzugeben, deren Konstanten und Exponenten allerdings empirisch aus Versuchswerten zu bestimmen sind.

Nehmen wir also an, daß die Schmelze sich beim Eindringen in den Formspalt wie eine ideale Flüssigkeit und erst nach der Erstarrungszeit τ wie ein formstabiler Festkörper verhält, so läßt sich die bis dahin erreichte Steighöhe über dem betrachteten Spaltquerschnitt folgendermaßen als wirksame Druckhöhe formulieren (siehe auch Abb. 7):

$$h_w = y_0(t + \tau) - y = \int_t^{t+\tau} v \cdot dt$$

für $\tau \leq t_G - t$ (11)

Solange also die Erstarrungszeit τ kürzer ist als die Gießzeit ($t_G - t$) für den jeweiligen Querschnitt, ist die wirksame Druckhöhe h_w kleiner als die meßbare Endhöhe $h_e (= H - y)$. Da sie natürlich

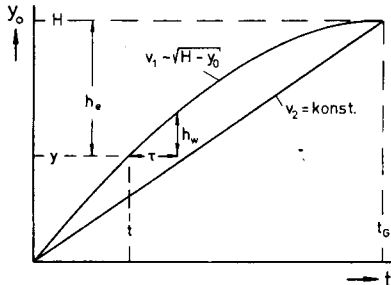
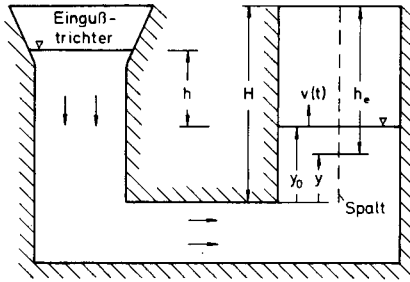


Abb. 7. Schematische Darstellung der Verhältnisse bei der Formfüllung und Bezeichnung der Druckhöhen h_e und h_w für den Spaltquerschnitt y (angenommene Erstarrungszeit τ).

auch nie größer als h_e werden kann (siehe Abb. 7), können wir mit der vereinfachenden Annahme einer konstanten, mittleren Geschwindigkeit $v_m (= H/t_G)$ Gleichung (11) auch durch die folgende Funktion beschreiben:

$$h_w = \min \left\{ h_e; \frac{H}{t_G} \cdot \tau \right\}$$

$\tau(h_e, \text{Stoffwerte, Gießparameter})$ (12)

Die Abhängigkeit der Erstarrungszeit τ von der Höhe h_e (Spaltniveau), den thermischen Stoffwerten der beteiligten Phasen und den Gießparametern (Temperaturen, Geometrie des Spaltes) soll im nächsten Abschnitt formuliert werden.

4.3 Potenzansatz der Einflußgrößen

Ähnlich wie mit Gleichung (8) eine Beschreibung des Fließvermögens gefunden wurde, soll nun ein Potenzansatz für die Erstarrungszeit τ und somit über Gleichung (10) und (12) eine halbempirische Gleichung für das Formfüllungsvermögen aufgestellt werden.

Der Erstarrungsvorgang, der beiden Phänomenen zugrundeliegt, ist ähnlich, wenngleich die Form zur Messung des Formfüllungsvermögens (siehe Abb. 2) stets vertikal bis zum vollständigen Druckausgleich gefüllt wird. Die begrenzte Wirkung der Erstarrung bezieht sich außerdem nicht auf die gesamte Form, sondern auf den jeweiligen Spaltquerschnitt, dessen Niveau mit der Endhöhe h_e und dessen Geo-

metrie (hier mit dem Bolzenradius R) gekennzeichnet wird. Es muß auch nicht der gesamte Spalt erstarren, sondern nur eine bestimmte Dicke δ , die bei weiter ansteigendem Gießdruck eine Veränderung der Oberflächenkrümmung verhindert. Diese Dicke wird natürlich von der Endhöhe h_e abhängen und von den Festigkeitseigenschaften des Gießmetalls. Wir wollen jedoch vereinfachend annehmen, daß δ eine einfache Potenzfunktion von h_e und unabhängig von mechanischen Stoffwerten ist.

Die mittlere Steiggeschwindigkeit v_m ist relativ gering, so daß ein Konvektionseinfluß auf die Erstarrungszeit genauso vernachlässigt werden kann wie Dissipationseinflüsse (kinematische Viskosität ν). Andererseits ist natürlich eine Höhenabhängigkeit der Anfangstemperatur ϑ_0' zu berücksichtigen, die als Potenzprodukt der Gießtemperatur ϑ_0 und der Höhe h_e darstellbar sei. Schließlich soll der Wärmeübergang vom Gießmetall an die Form allein durch die Wärmeleitfähigkeiten und -kapazitäten dieser beiden Phasen beschreibbar sein; denn die Bildung eines Luftspaltes durch thermische Kontraktion ist hier schwer vorstellbar. Allerdings können Schlichteschichten, wie sie Ellerbrok bei seinen erhitzten Graugußkokillen verwendet, nur durch eine mittlere Wärmeleitfähigkeit berücksichtigt werden.

Mit diesen Überlegungen läßt sich also die Erstarrungszeit τ in der Spalthöhe h_e als Funktion der folgenden 12 Größen darstellen (siehe auch Gleichung (8) und (12)):

$$\tau = f(h_e, \delta, R, \vartheta_0', (\vartheta_s - \vartheta_u), h_s \cdot \varrho_s, \varrho_s \cdot c_s, \varrho_l \cdot c_l, \varrho_w \cdot c_w, \lambda_l, \lambda_s, \lambda_w)$$

(13)

Die Zahl der Größen läßt sich formal durch dimensionslose Formulierung um die Anzahl der linear unabhängigen Bezugsgrößen reduzieren (π -Theorem von Buckingham). Ein Potenzansatz der dimensionslosen Parameter in einer Gleichung (8) ähnlichen Form enthält Konstanten und Exponenten, die durch Anpassung an Meßwerte von Ellerbrok [4] und Lang [5] bestimmt werden. Es ergibt sich schließlich eine Gleichung für die Erstarrungszeit, die eingesetzt in Gleichung (10) und (12) folgende, halbempirische Gleichung für das Formfüllungsvermögen liefert:

$$\frac{1}{r} = \frac{\varrho_l \cdot g}{\sigma} \cdot \min \left\{ h_e; \frac{H}{t_G} \cdot \frac{\delta_0^2}{a_s} \cdot 0,032 \cdot \left(\frac{\delta_0}{R}\right)^{0,3} \cdot \left(\frac{\varrho_s \cdot c_s}{\varrho_l \cdot c_l}\right)^{0,5} \cdot \left(\frac{h_e}{\delta_0}\right)^{0,6} \cdot \left(\frac{\varrho_s \cdot c_s}{\varrho_w \cdot c_w}\right)^{1,0} \cdot \left(\frac{\lambda_s}{\lambda_l}\right)^{1,0} \cdot \left(\frac{\lambda_s}{\lambda_w}\right)^{0,75} \cdot \left[1 + 3 \cdot \frac{h_s/c_s}{\vartheta_s - \vartheta_u} + 0,015 \cdot \right]$$

$$\left. \left(\frac{h_e}{\delta_0} \right)^{1,6} \cdot \left((\vartheta_0 - \vartheta_s) / (\vartheta_s - \vartheta_u) \right)^{2,8} \right\} \quad (14)$$

δ_0 in Gleichung (14) stellt den konstanten Faktor für die höhenabhängige Schichtdicke δ dar und wurde stets zu 1 mm gewählt.

Wie gut Gleichung (14) mit den Konstanten und Exponenten tatsächlich an die vorhandenen Meßwerte aus der Literatur angepaßt werden konnte, soll im nächsten Abschnitt gezeigt und damit gleichzeitig der Nachweis erbracht werden, daß die Modellvorstellung für das Formfüllungsvermögen brauchbar ist.

4.4 Literaturwerte und angepaßte Modellgleichung

Ellerbrok [3] hat vor allem das Formfüllungsvermögen von AlSi Legierungen mit seiner Bolzenprobe (siehe Abb. 2) aus Formsand untersucht. In Abb. 8 sind unveröffentlichte Meßwerte von ihm für reines Aluminium (99,9%) dem Kurvenverlauf nach Gleichung (14) gegenübergestellt, wobei die Konstanten und Exponenten durch Anpassung an die Meßwerte gewonnen wurden. Man erkennt, daß im Vergleich zu Fließvermögen der Einfluß der Gießtemperatur zunächst recht gering ist und erst bei höheren Werten und mit zunehmender Druckhöhe h_e stärker wird. Schließlich ist das Formfüllungsvermögen im idealflüssigen Bereich völlig unabhängig von der Gießtemperatur (bei Vernachlässigung von Stoffwerteeinflüssen), was durch die Minimumfunktion in Gleichung (14) beschrieben wird.

Die Abhängigkeit des Formfüllungsvermögens von der Gießgeschwindigkeit, d. h. bei konstanter Höhe H von der Gesamtgießzeit t_G , ist für AlSi 9 in Abb.

Abb. 8. Temperatur- und Druckhöhenabhängigkeit des Formfüllungsvermögens von reinem Aluminium (99,9%) – Vergleich zwischen unveröffentlichten Werten von Ellerbrok und der Modellgleichung (14).

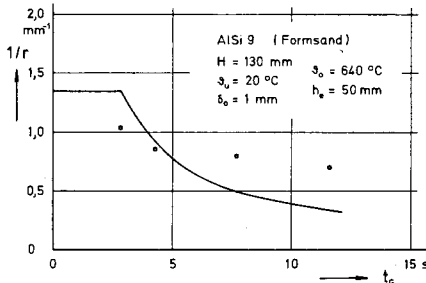
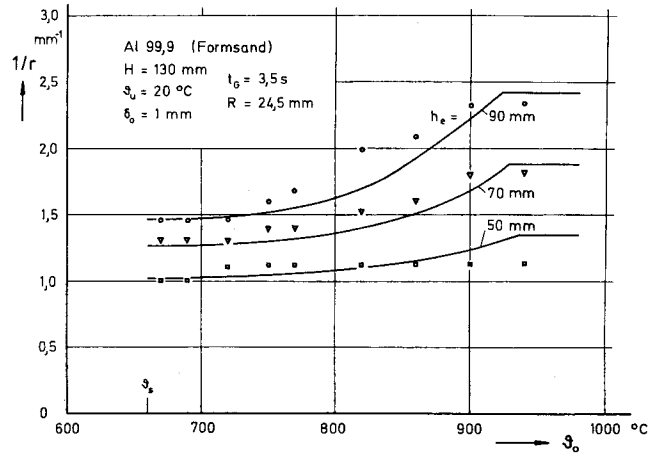


Abb. 9. Abhängigkeit des Formfüllungsvermögens von der Gießgeschwindigkeit (Gesamtgießzeit t_G) bei AlSi 9 ($\vartheta_s = 600^\circ\text{C}$) – Vergleich der Meßwerte nach [4] mit Gleichung (14).

9 dargestellt. Daß der Si-Gehalt dabei praktisch keinen Einfluß auf das Formfüllungsvermögen hat, haben sowohl die Untersuchungen von Ellerbrok [20] als auch von Lang [5] gezeigt. Wegen des Fehlens von zuverlässigen Literaturwerten für AlSi Legierungen, wurden in Gleichung (14) deshalb auch die gleichen Stoffwerte wie für reines Aluminium (siehe Tabelle 1) verwendet; nur die Schmelztemperatur wurde durch die Liquidustemperatur ($\vartheta_s = 600^\circ\text{C}$) ersetzt. Trotz der einfachen Modellvorstellung von der konstanten Gießgeschwindigkeit zeigt der Ver-

gleich zwischen den Messungen und Gleichung (14) (für t_G nicht angepaßt!) befriedigende Übereinstimmung.

Eine weitere Einflußgröße ist die Spaltform, die bei Erstarrungseinfluß für das Formfüllungsvermögen von Bedeutung ist. Es ist einzusehen, daß bei engen Spalten die Erstarrung begünstigt wird und somit für größer werdende Bolzenradien R das Formfüllungsvermögen im Erstarrungsbereich (für geringe Gießtemperaturen) abnimmt. Dieser Zusammenhang wird in Abb. 10 durch die Meßwerte von Ellerbrok [4] prinzipiell bestätigt, denen die Gleichung (14) angepaßt wurde. Daß die Temperaturabhängigkeit bei niedrigen Temperaturen von der nach Abb. 8 ermittelten abweicht, dafür wurde keine Erklärung gefunden.

Alle bisherigen Meßwerte in den Abb. 8 bis 10 wurden in Sandformen gewonnen. Wie Lang [5], der Messungen in Metallkokillen (Grauguß) vorgenommen hat, hat Ellerbrok [20] auch Bolzen aus Grauguß benutzt, die er jedoch stets auf einige 100°C vorgewärmt und mit einer Schlichteschicht aus Kaolin versehen hat. Da die Dicke dieser Schicht unbekannt ist, läßt sich der Wärmewiderstand nicht abschätzen. Er muß jedoch erheblich sein, denn bei

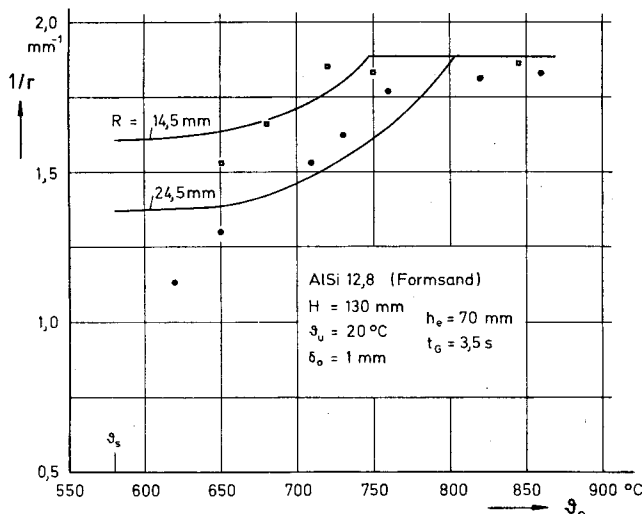


Abb. 10. Einfluß der Spaltform (Bolzenradius R) auf das Formfüllungsvermögen bei AlSi 12,8 – Vergleich der Meßwerte nach [4] mit Gl. (14).

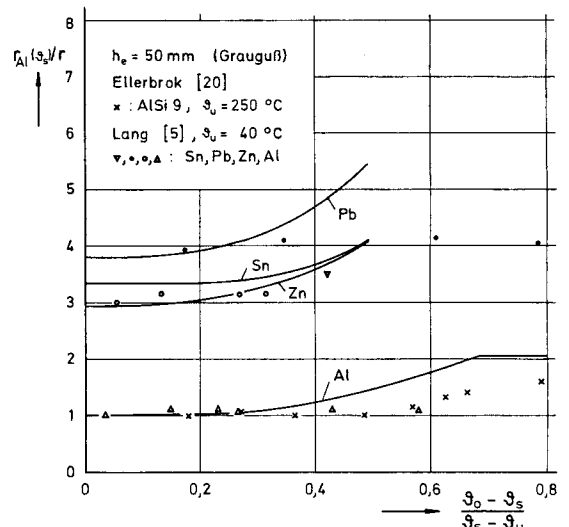


Abb. 11. Relativer Vergleich zwischen Gleichung (14) und den Meßwerten nach [5] und [20] für verschiedene Metalle, bezogen auf das Formfüllungsvermögen von Al bzw. AlSi 9 bei ϑ_s .

seiner Vernachlässigung (siehe λ_w von Grauguß in Tabelle 1) durch Gleichung (14) würde ein viel geringeres Formfüllungsvermögen berechnet, als es die entsprechenden Versuche ergeben haben. Ein absoluter Vergleich dieser Meßwerte mit Gleichung (14) ist daher nicht möglich. Bezieht man jedoch die Meßwerte auf einen extrapolierten Wert bei der Schmelztemperatur von AlSi 9, so lassen sich diese relativen Werte nicht nur mit Gleichung (14), sondern auch mit den Meßwerten von Lang [5] für verschiedene, reine Metalle vergleichen.

Denn die Versuche von Lang mit einer Kugelkalottenform, die stets eine Anfangstemperatur von $\vartheta_u = 40^\circ\text{C}$ hatte, lassen die Angabe einer eindeutig festgelegten Druckhöhe h_0 nicht zu. Außerdem sind Gießzeiten t_G nicht gemessen worden. Wenn jedoch vorausgesetzt wird, daß diese Größen bei den Versuchen konstant blieben, ist die Temperaturabhängigkeit und der Einfluß der Stoffwerte ohne zusätzliche Einflüsse vergleichbar. In Abb. 11 sind also Versuchswerte von Ellerbrok [20] für AlSi 9 und von Lang [5] für verschiedene reine Metalle, jeweils bezogen auf die entsprechenden Werte bei der Schmelztemperatur von AlSi 9 bzw. Al, über dem dimensionslosen Gießtemperaturverhältnis aufgetragen. Der relative Vergleich mit Gleichung (14) (durchgezogene Kurven) zeigt, daß der Einfluß der unterschiedlichen Stoffwerte bei den verschiedenen Metallen durch die angepaßten Exponenten der Stoffwertparameter prinzipiell richtig wiedergegeben werden kann.

Andererseits zeigen die Meßwerte von Lang nicht die Temperaturabhängigkeit, die sich nach Abb. 8 für die Meßwerte von Ellerbrok an Aluminium ergibt. Dafür gibt es verschiedene Erklärungsmöglichkeiten; jedenfalls muß darauf hingewiesen werden, daß für die Spaltform bei Lang [5] die Krümmung r_2 (vgl. Gleichung (9)) gerade im Fall von Blei (kleiner Lochquerschnitt) eine größere Rolle spielen kann und daß die angenommene Höhe h_0 möglicherweise nicht dem richtigen Mittelwert entspricht (eine geringere Höhe h_0 würde den Einfluß von ϑ_0 in Gleichung (14) ebenfalls reduzieren).

Gleichung (14) stellt also in ihrem formalen Aufbau einen ersten Ansatz dar, den Einfluß der verschiedenen Einflußparameter auf das Formfüllungsvermögen aufgrund physikalischer Modellbetrachtungen zu erfassen. Ihre quantitative Aussage stützt sich aber auf experimentelle Werte und ist somit mit deren Unsicherheit behaftet.

5 Schlußbemerkung

Mit der vorliegenden Arbeit wurde versucht, zwei empirische Größen zur Beschreibung der Gießereigenschaften metallischer Schmelzen einmal durch physikalisch-mathematische Modelle zu erklären.

Dabei wurde das Fließvermögen auf das Problem einer Anlaufströmung mit instationärer Wärmeübertragung bis zur vollständigen Erstarrung in einem dickwandigen, horizontalen Kreisrohr zurückgeführt. Die beschreibenden Gleichungen wurden numerisch gelöst und die Ergebnisse zu einer Potenzfunktion der Einflußparameter zusammengefaßt. Eigene Versuche und Literaturwerte konnten die Gültigkeit für verschiedene reine Metalle bestätigen.

Für die Beschreibung des Formfüllungsvermögens wurde eine Gleichung aus der Literatur für die Berücksichtigung des Erstarrungseinflusses auf das bestimmende Gleichgewicht von Druck- und Oberflächenkräften erweitert. Der formale Aufbau dieser Gleichung entspricht hinsichtlich der thermodynamischen Einflußgrößen demjenigen der Gleichung für das Fließvermögen. Die Konstanten wurden jedoch nicht wie dort aus numerischen Ergebnissen, sondern durch die Anpassung an experimentelle Werte aus der Literatur gewonnen.

Ziel weiterer Untersuchungen auf diesem Gebiet sollte es sein, den Einfluß von Legierungselementen auf das Fließvermögen physikalisch zu erfassen und den Formfüllvorgang mit der Ausbildung der Oberflächenkrümmung in engen Spalten und Kanten meßtechnisch genauer zu ergründen.

Schrifttum

1. Krynski, A. I.: "Progress made in fluidity testing of molten metals during the last ten years", Am. Foundrymen's Ass. 61 (1953) S. 399-410.
2. Clark, K. L.: "Fluidity testing of foundry alloys", Am. Foundrymen's Ass. 847 (1946) S. 52-66.
3. Ellerbrok, R.: "Über das Formfüllungsvermögen flüssiger Metalle", Dissertation TH Aachen (1973).
4. Engler, S., Ellerbrok, R.: "Über das Formfüllungsvermögen der Gußwerkstoffe", Gießereiforschung 26 (1974) S. 50-62.
5. Lang, G.: "Gießereigenschaften und Oberflächenspannung von Aluminium und binären Aluminiumlegierungen - Teil II: Formfüllungsvermögen", Aluminium 49 (1973) S. 170-174.
6. Sahn, P.: "Über die Fließereigenschaften von Metallschmelzen", Maschinenmarkt 30 (1961) S. 21-28.
7. Flemings, M. C.: "Solidification Processing", McGraw Hill Company, New York (1974).
8. Flemings, M. C.: "Fluidity of metals - techniques for producing ultra thin section castings", The British Foundryman 57 (1964) S. 312-325.
9. Truckenbrodt, E.: "Strömungsmechanik", Springer Verlag, Berlin (1968).
10. Marsal, D.: "Die numerische Lösung partieller Differentialgleichungen", Bibliographisches Institut, Zürich (1976).
11. Smith, G. D.: "Numerische Lösung von partiellen Differentialgleichungen", Vieweg Verlag, Braunschweig (1970).
12. Roache, P. J.: "Computational fluid dynamics", Hermosa Publishers, Albuquerque, N. M. (1976).

13. Kölling, M.: "Instationäre Wärmeübertragung mit Erstarrung am Beispiel des Fließvermögens reiner Metalle", Dissertation TU München (1980).
14. Feliu, S., Flemings, M. C., Taylor, H. F.: "Effect of mode of solidification on the fluidity of aluminium-tin alloys", The British Foundryman 53 (1960) S. 413-425.
15. Lang, G.: "Gießereigenschaften und Oberflächenspannung von Aluminium und binären Aluminiumlegierungen - Teil I: Fließvermögen", Aluminium 48 (1972) S. 664-672.
16. Kondic, V., Kozłowski, H. J.: "Fundamental characteristics of casting fluidity", J. Institute of Metals 75 (1949) S. 665-678.
17. Klein, F., Fischer, F.: "Fließ- und Formfüllereigenschaften metallischer Schmelzen", METALL 27 (1973) S. 326-335.
18. Ragone, D. V., Adams, C. M., Taylor, H. F.: "Some factors affecting fluidity of metals", Am. Foundrymen's Ass. 64 (1956) S. 640-652.
19. Gerthsen, C., Kneser, H. O.: "Physik", Springer Verlag, Berlin (1969) S. 64.
20. Engler, S., Ellerbrok, R.: "Über das Formfüllungsvermögen von Aluminium-Silizium Legierungen bei Kokillenguß", Aluminium 51 (1975) S. 281-284.
21. Landolt-Börnstein: "Zahlenwerte und Funktionen", IV. Bd., 2. Teil, Springer Verlag, Berlin (1965).
22. Smithells, C. J.: "Metals Reference Book", 4. Aufl., II. Bd., Butterworth & Co., London (1967).
23. VDI-Handbuch Betriebstechnik: "Physikalische Eigenschaften der reinen Metalle", VDI 3128 - Blatt 2, Beuth Verlag, Berlin (1977).
24. Henry Wiggin & Co LTD.: "Inconel Alloy 600", Publication 3269, Hereford (England) (1973).

Verzeichnis der Abkürzungen

lateinische Buchstaben:

- a - Temperaturleitfähigkeit
- c - spezifische Wärmekapazität
- g - Erdbeschleunigung
- h - zeitabhängige Druckhöhe
- h_s - spezifische Erstarrungsenthalpie
- h_w - wirksame Druckhöhe
- H - geodätische Gesamthöhe
- L - Fließlänge = Fließvermögen
- P - statischer Druck
- Q - Wärmequelle
- r - radiale Koordinate, Krümmungsradius
- 1/r - Formfüllungsvermögen
- R - Kanalradius, Bolzen (Kalotten-)radius
- t - Zeit-Koordinate
- t_G - Gesamtgießzeit
- u - axiale Geschwindigkeit
- v - vertikale Steiggeschwindigkeit
- w - Kanalwanddicke
- x - axiale Koordinate
- y - vertikale Koordinate

griechische Buchstaben:

- β - linearer Wärmeausdehnungskoeffizient
- δ - Erstarrungsdicke
- δ_a - Luftspaltdicke
- ϑ - Temperatur
- ϑ_s - Schmelz(Erstarrungs-)temperatur
- ϑ_u - Umgebungs(Wand-)temperatur
- λ - Wärmeleitfähigkeit
- ν - kinematische Viskosität
- ρ - Dichte
- σ - Oberflächenspannung
- τ - Erstarrungszeit

Indizes:

- a - Stoffwerte von Luft (air)
- e - Endzustand (Füllhöhe, Spaltniveau)
- l - Stoffwerte der Schmelze (liquid)
- m - gemittelte Werte
- o - Werte an der Fließfront (Schmelzenspiegel), Anfangswerte
- s - Stoffwerte des erstarrten Metalls (solid)
- w - Stoffwerte des Wandmaterials
- - mittlere Größen