

Beeinflussung des Wärmehaushalts metallischer Dauerformen

Von der Fakultät für Maschinenbau
der Universität Hannover
zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor-Ingenieur
genehmigte Dissertation von

Dipl.-Ing. Rainer Lange-Robben
geboren am 7.4.1967 in Minden

2006

1. Referent: Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. mult. Dr. med. h.c. H. Haferkamp

2. Referent: Prof. Dr.-Ing. B.-A. Behrens

Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. D. Mewes

Tag der Prüfung: 11. Mai 2006

Kurzfassung

Gießverfahren bei denen Dauerformen zum Einsatz kommen, besitzen bei der Fertigung hoher Stückzahlen entscheidende Vorteile. Ausschlaggebend für die optimale Nutzung dieser Vorzüge sind allerdings optimal konstruierte Werkzeuge. Insbesondere die thermische Auslegung der Dauerform ist entscheidend für die technologischen Eigenschaften des resultierenden Bauteils und für die Wirtschaftlichkeit des Fertigungsprozesses. Um den Wärmehaushalt einer Dauerform auszulegen, werden heute prinzipiell zwei Wege genutzt. Mit der numerischen Simulation steht ein Verfahren zur Verfügung, welches eine hohe Genauigkeit bei der Vorhersage besitzt, dafür aber zeitintensive Berechnungen benötigt. Die heuristisch gewonnenen Auslegungsformeln, wie zum Beispiel das Gießmodul, ermöglichen eine Auslegung mit geringem Berechnungsaufwand besitzen aber auch nur eine begrenzte Genauigkeit. Für die zeitintensive Auslegung einer optimalen Kühlgeometrie bei gießtechnisch anspruchsvollen Gussstücken kann aber bisher keines der beiden Verfahren eine befriedigende Lösung liefern.

Vor diesem Hintergrund sind die beiden Berechnungsansätze zu einem angepassten Auslegungsverfahren zusammengeführt worden, welches eine sehr effiziente und genaue Beschreibung des Wärmehaushalts von Dauerformen ermöglicht. Bei der Entwicklung des Verfahrens standen aus gießtechnischer Sicht insbesondere die Forderungen nach Fehlerfreiheit des Bauteils und kurzer Zykluszeit im Mittelpunkt.

Durch die Anwendung des Verfahrens kann eine optimale Kühlung für Druckgussformen und Kokillen auf Grund von objektiven Kriterien berechnet werden. Eine zeitintensive, sukzessive Anpassung durch den Konstrukteur kann somit entfallen, wodurch sich die Gesamtberechnungszeit erheblich verkürzt. Die bei der Prognose der Erstarrung erzielte Genauigkeit ist mit der konventionellen Erstarrungssimulation vergleichbar, wie eingehende Untersuchungen am Versuchsbauteil zeigen.

Basierend auf diesen Ergebnissen kann darüber hinaus das Wärmeübertragungsverhalten der Form direkt mit Hilfe der virtuellen Bauteilsegmentierung beschrieben werden. Für ein System zur prozessbegleitende Überwachung des Erstarrungsverlaufs ist diese Anwendung ideal, da sie den Berechnungsaufwand um mehrere Größenordnung verringert. Eine Regelung für erstarrungsgerechte Kokillenkühlungen ist somit auf Basis dieser Arbeit sehr einfach und effizient zu realisieren.

Schlagwörter: Gießen, Erstarrung, Dauerformen, Kokille, Optimierung, Regelung, Wärmehaushalt, Temperierung, Kühlung, Gussstück

Abstract

Cast processes using permanent molds offer crucial advantages for the production of big lot sizes. Decisive for the optimal use of these advantages are optimal constructed tools. Especially the thermal layout of the permanent mold is decisive for the technological properties of the casting and the profitability of the manufacturing processes. For the heat balance layout of permanent molds two methods are basically used nowadays. With the numeric simulation a method exists offering high accuracy but needs time-consuming computations on the other hand. Heuristically gained layout formulas allow a layout with low computing times but have on the other hand a limited accuracy. For the time-consuming layout of an optimal cooling geometry for sophisticated castings none of these methods can yet deliver satisfying results.

For this reasons both methods of calculation have been combined to an adapted layout method, which gives an efficient and close characterization of the heat balance of permanent molds. During the development of this method the efforts have been focused on error-free castings and on a short cyclic time.

By the use of this method an optimal cooling for die-cast molds and chill-molds can be calculated on the basis of impartial criteria. A time-consuming, successive adaptation by the designers can be omitted, leading to a significant reduction of the entire computing time. Detailed investigations on experimental parts show that the obtained accuracy of prediction of the solidification is comparable to these of conventional solidification simulations.

Based on these results heat transfer can be directly described using virtual segmenting. This application is ideal for an accompanying system for the monitoring of solidification characteristics as it reduces the computational efforts by several dimensions. The control of a mold cooling in consideration of error-free solidification is easy to realize on the basis of this study.

Key words: casting, solidification, permanent molds, chill-molds, optimization, control, heat balance, tempering, cooling, casting

| | |
|---|----|
| Einleitung | 1 |
| 1 Stand von Wissenschaft und Technik | 4 |
| 1.1 Gießverfahren mit Dauerformen | 4 |
| 1.2 Temperierung von Dauerformen | 7 |
| 1.2.1 Ziele einer optimalen Formtemperierung | 7 |
| 1.2.2 Temperiermedien | 8 |
| 1.2.3 Spezielle Temperiermöglichkeiten | 10 |
| 1.3 Berechnung des Wärmehaushalts von Dauerformen | 11 |
| 1.3.1 Einfluss der Geometrie auf die Formtemperierung | 11 |
| 1.3.2 Abschätzung mittels ebener Temperaturfelder | 15 |
| 1.3.3 Berechnung mehrdimensionale Temperaturfelder | 18 |
| 1.3.4 Ermittlung des Formkoeffizienten | 19 |
| 1.4 Auslegung der Geometrie des Gussstücks | 23 |
| 1.5 Numerische Simulation von Gießvorgängen | 24 |
| 1.5.1 Bestimmung der Randbedingungen für die Simulation | 26 |
| 1.5.2 Wärmeübergangskoeffizient zwischen Bauteil und Kokille | 27 |
| 1.5.3 Einfluss des Wärmeübergangskoeffizienten auf die Simulation | 28 |
| 1.5.4 Inverse Techniken | 31 |
| 1.6 Werkstoffdaten | 34 |
| 2 Ausgangssituation und Zielsetzung | 39 |
| 3 Versuchsanlage | 41 |
| 4 Wärmeleitung in Dauerformen | 44 |
| 4.1 Modell der Wärmeleitung | 44 |
| 4.1.1 Ersatzgrößen des einfachen Modells | 45 |
| 4.1.2 Erweiterung des Modells | 46 |
| 4.1.3 Modellverhalten an den Rändern | 48 |

| | | |
|-------|---|----|
| 4.1.4 | Modellbeschreibung und Stabilität | 50 |
| 4.2 | Ermittlung der Randbedingungen aus den Prozessdaten | 51 |
| 4.2.1 | Tiefpass-Filter zur Datenaufbereitung | 52 |
| 5 | Bauteilerstarrung | 55 |
| 5.1 | Überprüfung der Bauteilgeometrie mit Hilfe der Modulbetrachtung | 55 |
| 5.1.1 | Anwendung auf das Versuchsbauteil | 56 |
| 5.2 | Ermittelte Randbedingungen | 58 |
| 5.3 | Simulation der Bauteilerstarrung | 61 |
| 5.4 | Röntgenuntersuchungen an realen Bauteilen | 63 |
| 5.4.1 | Sonstige Untersuchungen an Bauteilen | 64 |
| 5.5 | Ermittlung der Abkühlgeschwindigkeit aus dem Gussgefüge | 65 |
| 6 | Wärmeübertragungsverhalten von Dauerformen | 70 |
| 6.1 | Untemperierte Formen | 70 |
| 6.2 | Temperierte Formen | 71 |
| 6.2.1 | Quasistationärer Arbeitspunkt | 71 |
| 6.3 | Wärmeübertragung bei Taktgießprozessen | 73 |
| 6.3.1 | Vergleich mit realen Gießversuchen | 73 |
| 6.4 | Erstarrungsverlauf in den einzelnen Segmenten | 75 |
| 7 | Berechnung einer Formtemperierung | 78 |
| 7.1 | Berechnung der Erstarrungszeiten | 78 |
| 7.2 | Erstarrungsgerechte Formtemperierung | 79 |
| 7.3 | Wärmeübertragungssimulation | 81 |
| 7.3.1 | Ermittlung des Formkoeffizienten | 81 |
| 7.3.2 | Ermittlung der Konstanten | 82 |
| 7.3.3 | Einfluss der Temperierung auf die Erstarrung | 84 |
| 7.4 | Ermittlung optimaler Kühlbereiche | 86 |

Inhaltsverzeichnis

| | | |
|-------|--|-----|
| 7.4.1 | Berechnung der Kühlwirkung in Schnittebenen | 86 |
| 7.4.2 | Geometrien mit optimaler Kühlwirkung | 88 |
| 7.4.3 | Erstarrungsgerechte Kühlgeometrie | 90 |
| 7.5 | Überprüfung der optimierten Formtemperierung | 94 |
| 8 | Versuchsergebnisse und Diskussion | 98 |
| 9 | Zusammenfassung und Ausblick | 102 |
| 10 | Literaturverzeichnis | 104 |

Formelzeichen und Einheiten

Lateinische Buchstaben:

| | | |
|------------|--|---------------------------------|
| A | Fläche | m^2 |
| C | Ersatzwärmekapazität | W s / K |
| DAS | Dendritenarmabstand | μm |
| E | übertragene Wärme, Energie | J |
| F | Übertragungsfunktion | |
| K_1, K_2 | allgemeine Konstanten | |
| L | Messlänge | μm |
| M | Modul | m |
| R | Ersatzwärmewiderstand | K / W |
| S | Formkoeffizient | m |
| T | Temperatur | K |
| \dot{T} | Abkühlrate | K / s |
| V | Vergrößerungsfaktor im Schliffbild | |
| ΔH | spezifische Enthalpie | W s / kg |
| a | Kühlkanaldurchmesser | m |
| b | Abstand der Kühlkanäle | m |
| c_p | spezifische Wärmekapazität | W s / kg K |
| d | Abstand Kühlkanal/Formoberfläche | m |
| j | Temperierfehler | % |
| k_1 | Wärmeabfuhrkonstante einer ungekühlten Dauerform | $\text{W s}^{0,5} / \text{m}^2$ |
| k_2 | Wärmeabfuhrkonstante einer gekühlten Dauerform | W / m |
| k_3 | abgeführter Wärmeinhalt aus der Gusslegierung | W s / m^3 |
| m | Masse der dosierten Schmelze | kg |

Formelzeichen und Einheiten

| | | |
|----|---|--------------------|
| n | Anzahl der Dendritenarme | |
| q | Wärmestrom | W |
| q* | Wärmestromdichte | W / m ² |
| t | Zeit | s |
| x | Eingangsgröße eines Übertragungssystems | |
| y | Ausgangsgröße eines Übertragungssystems | |

Griechische Buchstaben:

| | | |
|---------------|---|-----------------------------------|
| α | Wärmeübergangskoeffizient | W / m ² K |
| ε | Emissionskoeffizient | |
| λ | Wärmeleitfähigkeit | W / mK |
| η | Normalvektor zur Berechnung von Flächenintegralen | |
| ρ | Dichte | kg / m ³ |
| σ | Stefan-Boltzmann Konstante | W / m ² K ⁴ |

Einleitung

Für die Auswahl eines geeigneten Produktionsverfahrens sind in der Regel technologische, ökonomische und ökologische Gesichtspunkte ausschlaggebend. Das Gießen von Metall besitzt unter diesen Aspekten eine Reihe von Vorzügen, was zu einem breiten Anwendungsspektrum und einer erheblichen wirtschaftlichen Bedeutung dieses Herstellungsverfahrens geführt hat. Deutsche Metallgießereien verzeichnen zum Beispiel allein im Bereich Druckguss von Nichteisenmetallen jährlich einen Gesamtumsatz von 1,4 Milliarden € [NN04b].

Für die Produktion von Serienbauteilen stellen insbesondere die Gießverfahren mit Dauerformen sehr effektive Verfahren dar. Die Mechanisierung ab Mitte des 19. Jahrhunderts hat einen Innovationsschub in diesem Bereich ausgelöst und zu der gegenwärtigen Bedeutung dieser Verfahren geführt. Unter wirtschaftlichen Gesichtspunkten sind die Zeit- und Kostenersparnis beim Formenbau und das Potenzial zur Automatisierung die wichtigsten Vorteile dieser Verfahren [Kah80]. Die typischen Vertreter Druckguss, Niederdruckguss und Kokillenguss spielen daher heute insbesondere bei der gießtechnischen Verarbeitung der niedrigschmelzenden Metalle eine zentrale Rolle.

Neben den ökonomischen Vorteilen sind mit dem Einsatz von Dauerformen auch technologische Vorzüge verbunden. Die hohe Reproduzierbarkeit für die Bauteilfertigung bei geringen Maßtoleranzen zählt zu den Stärken des Verfahrens. Darüber hinaus ist bei Dauerformen die Formtemperierung besonders effizient, da im Normalfall metallische Werkstoffe für die Form zum Einsatz kommen. Die damit realisierbare hohe Wärmeleitfähigkeit verbessert die Wirksamkeit der Formtemperierung erheblich. Das heißt insbesondere bei gießtechnisch schwierigen Bauteilen steigt das Potenzial, die Erstarrung des Gussstücks gezielt zu beeinflussen und dadurch Bauteilfehler zu vermeiden. Vor diesem Hintergrund sind Gießverfahren mit Dauerformen optimal geeignet, qualitativ hochwertige Bauteile zu produzieren.

Die erhöhten ökologischen Anforderungen an moderne Bauteile führen zunehmend zum Einsatz von ressourcenschonenden und recyclingfreundlichen Werkstoffen. Als gewichtssparende Alternative zu anderen Werkstoffen werden daher die Leichtmetalle Aluminium und Magnesium verstärkt eingesetzt. Diese sind, wie alle niedrigschmelzenden Metalle, optimal für ein energiesparendes Recycling durch Wiedereinschmelzen in Gießereien geeignet. Darüber hinaus stellt der geringe Schmelzpunkt dieser Metalle einen zusätzlichen Vorteil im Hinblick auf die Lebensdauer der Formen dar. Insbesondere der Werkstoff Magnesium besitzt unter diesem Aspekt weitere positive thermophysikalische und chemische Eigenschaften, die zur Erhöhung der Standzeiten von Dauerformen beitragen.

Zusammenfassend bleibt festzuhalten, dass unterschiedliche Anforderungen an ein modernes Produktionsverfahren in idealer Weise durch Gießverfahren mit

metallischen Dauerformen kombiniert werden. Bei den Metallen Aluminium, Magnesium, Blei, Zinn und Zink nehmen sie zum Beispiel mit einem Marktanteil von über 90% eine dominierende Stellung ein. Dementsprechend konsequent werden technische Innovationen hinsichtlich ihres Potenzials zur Optimierung der Dauerformen und der entsprechenden Gießprozesse eingesetzt.

Da die verfügbare Rechenleistung in der Vergangenheit stark zugenommen hat, konnte die numerische Simulation weiter entwickelt und auf die Auslegung von Gießprozessen zugeschnitten werden. Damit hat sich die numerische Simulation heute als Standardverfahren zur a priori Auslegung des Prozesses insbesondere im Bereich der Dauerformen etabliert. Die Bandbreite der überprüfbaren Fragestellungen stellt dabei einen erheblichen Vorzug dieser Methode dar. Fragestellungen wie Formfüllung, Erstarrung, Gefügeausbildung, Eigenspannung und zyklisches Temperaturverhalten der Form können heute durch kommerzielle, an den Gießprozess angepasste Simulationspakete problemlos untersucht werden. Trotz der Kosten in der Größenordnung von fünf- bis sechsstelligen Eurobeträgen pro Simulationsplatz hat dieses Verfahren sogar in kleinen und mittelständischen Gießereien Einzug gehalten [Büh05].

Der größte Nachteil der numerischen Simulation im Bereich Gießtechnik ist neben dem Preis für Hardware und Software eindeutig die lange Berechnungszeit. Aktuelle kommerzielle Simulationspakete benötigen zum Beispiel für den Formfüllvorgang eines einfachen, dreidimensionalen Bauteils Rechenzeiten in der Größenordnung von Stunden oder Tagen. Das heißt, automatische Optimierungsverfahren, bei denen die benötigten Berechnungen mehrfach durchgeführt werden müssen, sind auf dieser Basis nicht praktikabel. Dieser Nachteil macht sich zum Beispiel bei den beiden Problemfeldern Ermittlung der Randbedingungen und bei der Auslegung der Kühlgeometrie bemerkbar [Lin02].

Die Verbesserung der Vorhersagegenauigkeit beziehungsweise der Realitätsnähe ist eine systemimmanente Problemstellung, die elementar mit der numerischen Simulation verknüpft ist. Um dieser grundlegenden Zielsetzung näher zu kommen, müssen die Randbedingungen des realen Gießprozesses ermittelt werden. Bei kommerziellen Simulationspaketen ist dieses mit Hilfe inverser Techniken möglich, für die aber mehrfache, komplette Simulationsdurchläufe erforderlich sind. Auf Grund der langen Berechnungszeiten ist diese Aufgabenstellung nur mit Hilfe extremer Vereinfachungen zu realisieren. In der Anwendung werden diese Berechnungen daher auf Basis reduzierter, zweidimensionaler Geometrien oder nur an ausgewählten Bauteilausschnitten ausgeführt. In wieweit diese stark vereinfachten Modelle die realen Verhältnisse noch abbilden, ist nicht allgemeingültig zu beantworten.

Das zweite Problemfeld, bei dem die lange Berechnungsdauer eine starke Einschränkung für die numerische Simulation darstellt, ist die Auslegung der

Formtemperierung. Da die Formtemperierung zentrale Prozessgrößen wie die Erstarrungsbedingungen und damit die Qualität der Bauteile, die Standzeit der Form und die Produktivität des Verfahrens beeinflusst, wird sie als kritischer Parameter für den Prozessablauf angesehen. Eine optimale geometrische Auslegung der Formtemperierung wäre vor diesem Hintergrund wünschenswert, was auf Grund der langen Berechnungszeiten mit den konventionellen Methoden nicht möglich ist. Auf Basis der aktuellen Simulationspakete können nur die vom Bediener vorgegebenen Geometrien stichprobenartig überprüft werden.

Aus diesen Rahmenbedingungen resultiert die Motivation dieser Arbeit, ein System zu entwickeln, welches in der Lage ist, den Wärmehaushalt von Dauerformen beim Gießprozess effizient zu beschreiben. Durch eine sinnvolle und intelligente Reduktion des Rechenaufwands soll diese Methode in der Lage sein, die realen Prozessbedingungen in Echtzeit zu identifizieren. Dadurch werden nicht nur die realen Randbedingungen für eine verbesserte Simulation ermittelt, sondern es entsteht zusätzlich die Möglichkeit einer aussagekräftigen Prozessdiagnose. Darüber hinaus soll mit der Beschreibung der Dauerform als Wärmeübertragungssystem erstmals die Voraussetzung geschaffen werden, die optimale Kühlkanalgeometrie auf Basis der Gussstückerstarrung zu berechnen.

1 Stand von Wissenschaft und Technik

1.1 Gießverfahren mit Dauerformen

Das Prinzip des Gießens beruht darauf, dass Flüssigmetall in eine Form eingefüllt wird und zu einem festen Körper erstarrt, welcher im wesentlichen bereits die Geometrie des angestrebten Bauteils besitzt. Dadurch besitzt es als Verfahren für die Herstellung von Bauteilen den großen Vorteil, fast beliebige Bauteilgeometrien darstellen zu können und so die konstruktive Freiheit kaum zu beschränken. Im Gießprozess übernimmt die Form zwei grundlegende technologische Funktionen. Sie bestimmt zum einen die Geometrie des Gussteils, zum anderen realisiert sie die Wärmeabfuhr, die für die Erstarrung des Metalls notwendig ist. Daher werden die Gießverfahren systematisch nach den eingesetzten Formen unterschieden.



Bild 1.1: Einteilung der Gießverfahren nach [Spu81]

Einen erheblichen Vorteil der Verfahren mit Dauerformen stellen die geringen

Toleranzen dar. Typischerweise liegt der erreichbare Toleranzbereich bei Gießverfahren mit verlorenen Formen zwischen 0,3 bis 5 % (für 500 mm Nennmaß). Bei den Gießverfahren mit Dauerformen liegt dieser Wert mit 0,1 bis 1,0% deutlich darunter [Spu81].

Da bei dem Prozess des Gießens die Formherstellung einen erheblichen Zeitfaktor darstellt, kommen insbesondere bei Serienbauteilen mit hohen Stückzahlen metallische Dauerformen zum Einsatz. Für niedrigschmelzende Metalle wie Aluminium, Magnesium, Blei, Zinn und Zink sind dieses die mit Abstand produktivsten Verfahren. Daher werden diese Metalle beziehungsweise deren Legierungen zu 90% durch die typischen Gießverfahren mit Dauerformen wie den Druck- oder Kokillenguss verarbeitet [NN02a, NN04a]. In Bild 1.2 ist dieses Verhältnis zwischen verlorenen Formen und Dauerformen exemplarisch für die gießtechnische Verarbeitung von Aluminiumlegierungen dargestellt.

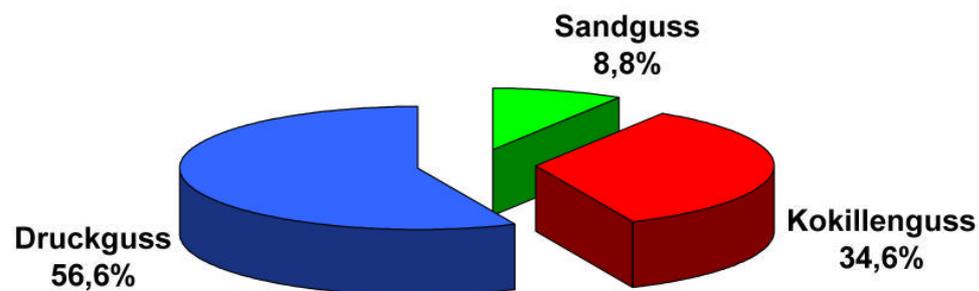


Bild 1.2: Gießverfahren beim Aluminiumguss nach [NN04a]

Durch die Auswahl geeigneter Formwerkstoffe können mit Dauerformen Verarbeitungstemperaturen bis zu 1000°C realisiert werden, wie es zum Beispiel für die Verarbeitung von hochschmelzenden Kupfer-Legierungen notwendig ist [Bru91]. Bei erhöhten Schmelzetemperaturen sinkt allerdings die Lebensdauer von Dauerformen auf Grund der verstärkten thermischen und mechanischen Beanspruchung. In Bild 1.3 ist dieser Zusammenhang für die maximale Schusszahl einer Druckgussform bei unterschiedlichen Legierungen dargestellt [NN01]. Als Bezugsgröße sind die jeweiligen Schmelztemperaturen der Reinelemente angegeben.

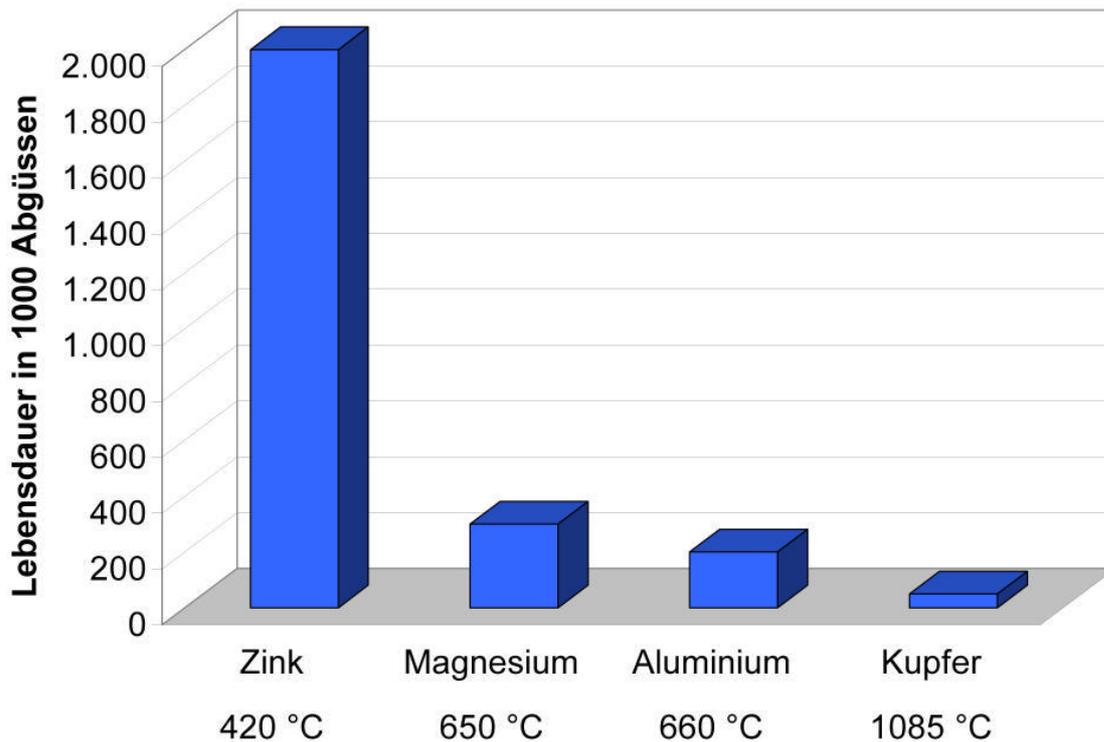


Bild 1.3: Lebensdauer von Druckgussformen bei unterschiedlichen Legierungen nach [NN01]

Die mit der Herstellung von Dauerformen verbundenen Kosten machen einen erheblichen Anteil der Investitionskosten aus, und damit bestimmt die Lebensdauer der Dauerformen auch die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens [Ler02a]. Auf Grund der geringen Standzeiten der Dauerformen werden Kupferlegierungen überwiegend im Sandguss beziehungsweise in verlorenen Formen vergossen.

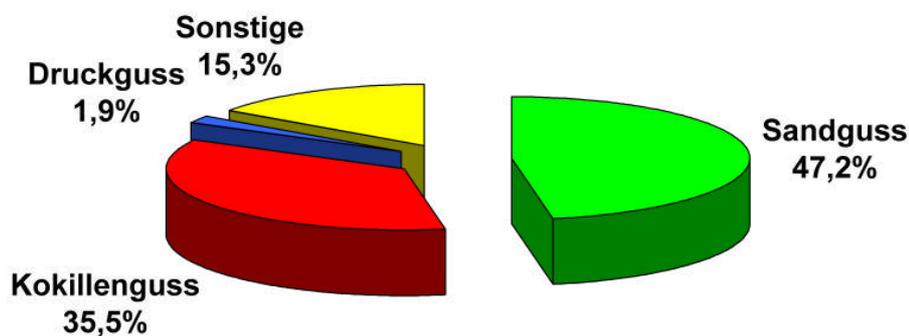


Bild 1.4: Gießverfahren bei Kupferlegierungen nach [NN04a]

Durch den Einsatz neuer Werkstoffe ist hier aber zukünftig noch weiteres Potenzial

für Dauerformen vorhanden. So berichtet [Kob01] über Dauerformen für deutlich höher schmelzende Titanlegierungen, was auf Grund der notwendigen Verarbeitungstemperaturen und der eingesetzten Werkstoffe aus heutiger Sicht noch als ungewöhnliche Verfahrensvariante anzusehen ist.

Zusammenfassend lässt sich also feststellen, dass Gießverfahren mit Dauerformen für Nicht-Eisen-Metalle eine Reihe von Vorzügen besitzen und sie daher die führende Stellung unter den Gießverfahren für niedrigschmelzende Metalle einnehmen.

1.2 Temperierung von Dauerformen

Die Möglichkeit, mit Hilfe der Temperierung die Produktionsbedingungen gezielt zu beeinflussen, ist einer der größten Vorteile, die für den umfangreichen Einsatz von Dauerformen sprechen. Daher sind die Untersuchungen und Ergebnisse dieser Arbeit auf diese Verfahren zugeschnitten. Den grundlegenden Einfluss, welchen die Temperierung auf diese Gießprozesse besitzt, verdeutlichen die Zielsetzungen, die mit der Wahl eines optimalen Temperiersystems verfolgt werden.

1.2.1 Ziele einer optimalen Formtemperierung

- Die Eigenschaften der gegossenen Bauteile werden durch die Erstarrungsbedingungen und damit durch den Wärmehaushalt der Dauerform bestimmt. Die Qualität der entstehenden Bauteile kann somit durch eine geeignete Temperierung der Form beeinflusst werden [Erl01, Gor00, Ler02a, Meh02, NN00b, Oet02, Pok01, Zha01].
- Die Standzeit der Form stellt einen wesentlichen Aspekt für die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens dar. Durch die Formtemperierung kann die maximale Oberflächentemperatur der Gravur und die Temperaturwechselbeanspruchung gering gehalten werden. Diese Größen sind ausschlaggebend für die Lebensdauer der Form [Bec98, Gor00, Gri00, Gri01, Gri02, Hec01, Ler02a, Meh02, NN00b, Pok01].
- Ein wichtiges ökonomisches Kriterium für die Optimierung eines Gießprozesses stellt die Produktivität dar. Die Produktivität kann bei feststehenden Randbedingungen nur über eine verringerte Zykluszeit erhöht werden. Diese Möglichkeit ist aber nur bei optimierter Formtemperierung gegeben [Erl01, Gor00, Gri00, Gri01, Gri02, Meh02, NN00a, NN00b, Oet02, Pok01].

Welche Gesichtspunkte bei der jeweiligen Wahl des geeigneten Temperiersystems im Vordergrund stehen, hängt von diversen Einflussfaktoren ab. Entscheidend für die

Wirkungsweise der Formtemperierung und damit normalerweise die erste für eine neue Temperierung festgelegte Einflussgröße ist das gewählte Temperiermedium.

1.2.2 Temperiermedien

Beim zyklischen Gießen von Metall werden Dauerformen normalerweise mittels Temperiermedien gekühlt, die sich in Kühlkanälen mit Zwangsumlauf befinden. Dafür werden entsprechend der unterschiedlichen Anforderungen drei Temperiermedien eingesetzt:

- Öl
- Wasser
- Luft

Welches Temperiermedium zum Einsatz kommt, ist im wesentlichen von der benötigten Kühlwirkung und den Einsatztemperaturen abhängig. In Bereichen mit hoher anfallender Wärmemenge sollte mit Wasser gekühlt werden, wohingegen in Formbereichen mit geringer abzuführender Wärmemenge Wärmeträgeröl vorzuziehen ist [Bec98]. Den Wärmeübergangskoeffizienten zwischen Temperierbohrung und Medium α gibt [Gor00] für Wasser mit 2300 bis 3500 W/m²K ungefähr doppelt so hoch wie für Öl mit 1100 bis 1700 W/m²K an, was diese Einschätzung unterstützt. Nach [Hol02] können sich die realen Wärmeübergangskoeffizienten von Wasser und Öl durchaus um mehrere Größenordnungen unterscheiden.

Pauschale Angaben für Wärmeübergangskoeffizienten können daher nur als grobe Abschätzung der realen Verhältnisse betrachtet werden und gelten nur in sehr engen Parametergrenzen. Eine analytische Lösung, die den konvektiven Wärmeübergang zwischen Fluid und Kühlkanalwand unabhängig vom eingesetzten Medium berechnet, beschreibt [Bae98].

In Bild 1.5 ist zum Beispiel der Wärmeübergangskoeffizient bei einer Wasserkühlung mit 0,15 l/s und 20°C Wassertemperatur dargestellt.

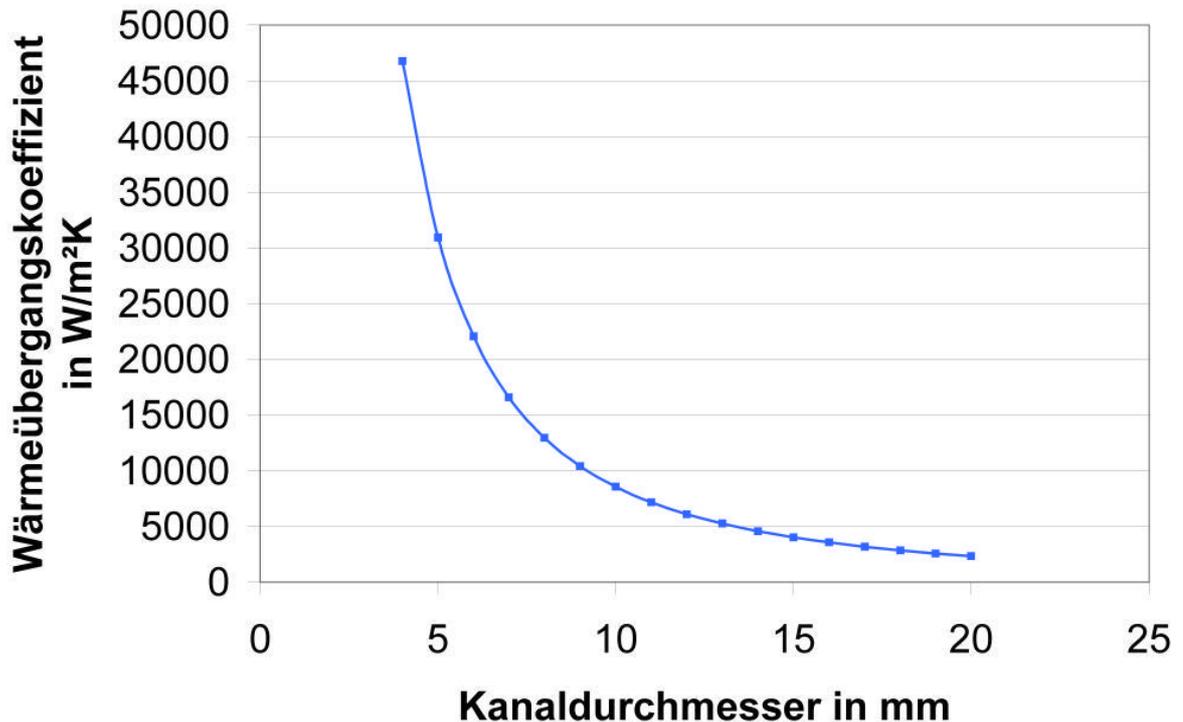


Bild 1.5: Berechneter Wärmeübergangskoeffizient bei einer Wasserkühlung (0,15 l/s und 20°C) nach [Bae98]

Wesentlich geringer fällt bei gleichen Parametern der Wärmeübergangskoeffizient für eine Ölkühlung aus. Die in Bild 1.6 benutzten Materialdaten beziehen sich auf das Wärmeträgeröl Transtherm 617-2 bei 160°C.

Allerdings wird der Vorteil des höheren Wärmeübergangskoeffizienten beim Wasser als Temperiermedium im praktischen Einsatz nur erreicht, wenn ein leicht erhöhter Aufwand zum Beispiel für Aufbereitung des Wassers und Reinigung der Kühlkanäle im Betrieb geleistet wird [Gri01]. Als maximale Einsatztemperatur gelten nach [] bei Öl 350°C, und bei Heißwassertemperiergeräten ist ein problemloser Einsatz bis 230°C möglich [Gri01]. Diesen Vorteil der Öltemperierung bestätigt [Oet02], der von einer verkürzten Anfahrphase einer kalten Form und der damit verbundenen höheren Produktivität berichtet. Das am einfachsten zu handhabende Temperiermedium ist Luft, welches aber auch gleichzeitig die geringste Wärmeabfuhr realisiert. Dieser Nachteil kann aber teilweise durch eine geeignete Kühlgeometrie ausgeglichen werden [Ler02a, Ler02b].

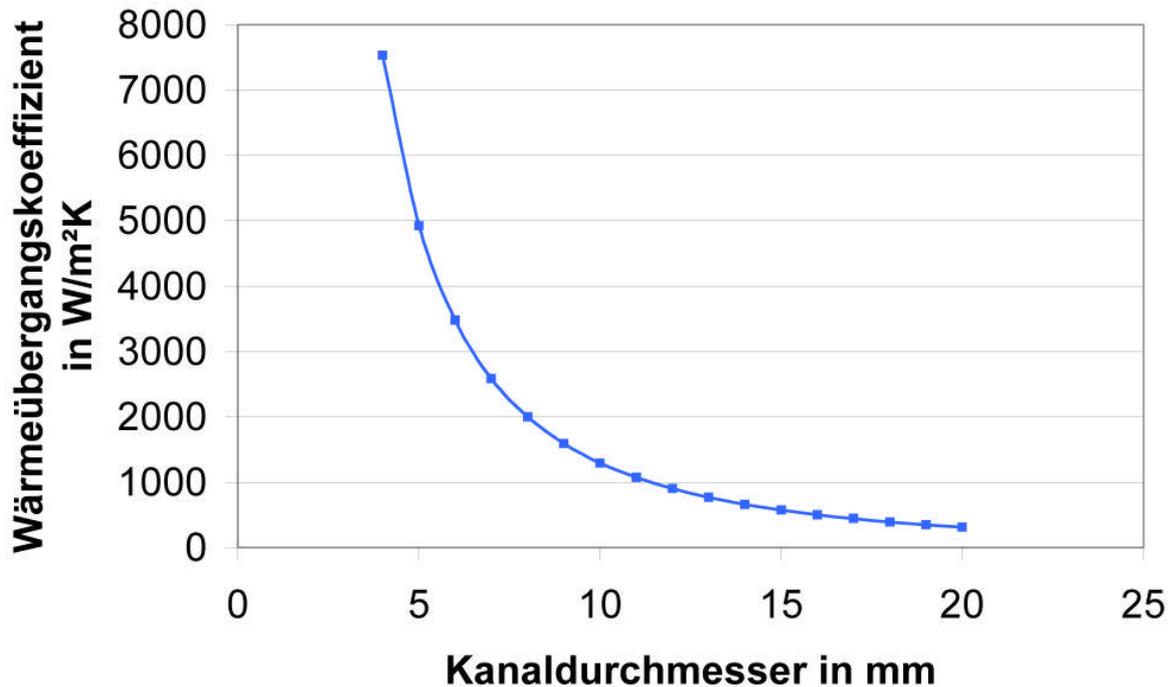


Bild 1.6: Berechneter Wärmeübergangskoeffizient bei einer Ölkühlung (0,15 l/s und Transtherm 617-2 bei 160°C) nach [Bae98]

Der reale Wärmeübergangskoeffizient wird aber nicht nur durch den Parameter Kühlkanaldurchmesser beeinflusst sondern darüber hinaus auch durch den Volumenstrom und die Mediumtemperatur. Auch in Abhängigkeit von diesen Parametern ändert er sich sogar um mehrere Größenordnungen wie zum Beispiel [Zöl02] dokumentiert. Für eine exakte Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten müssen daher alle Einflussgrößen berücksichtigt werden.

Neben der konventionellen Methode mittels Temperiermedien zu kühlen beziehungsweise heizen, existieren noch diverse weniger verbreitete Verfahren den Temperaturhaushalt einer Kokille zu beeinflussen.

1.2.3 Spezielle Temperiermöglichkeiten

Das Prinzip des Wärmeleitrohrs beruht darauf, dass in einem abgeschlossenen Rohr eine Flüssigkeit eingeschlossen wird. Auf Grund der Schwerkraft oder Kapillarkräften bildet sich an diesem Rohr ein kaltes und ein warmes Ende, wodurch gezielt Wärme transportiert werden kann. Besonders effektiv sollen Wärmeleitrohre sein, die zum Beispiel bei Wasser den Phasenübergang von flüssig / dampfförmig nutzen [Spe98, Spe00]. Die zum Beispiel von [Bru91] verbreitete Aussage mit diesem Prinzip könne bis zu 1000 mal mehr Wärme als mit einem gleichgroßen Kupferstab

transportiert werden, konnte genaueren Untersuchungen nicht standhalten. Offensichtlich arbeiten Wärmeleitrohre nicht so effektiv, wie es die Theorie erwarten lässt [Zha01]. Ein großer Vorteil der Wärmeleitrohre ist die Möglichkeit, sie näher als Kühlbohrungen an die Formoberfläche zu bringen. Dadurch kann insbesondere in Formbereichen mit geringem Bauraum eine entsprechend höhere Kühlwirkung realisiert werden [Spe00].

Der Einsatz von Isolierwerkstoffen wird hauptsächlich zur thermischen Entkopplung der Form von der Gießmaschine benutzt. Auf Grund der mechanischen Belastungen werden hier in erster Linie faserverstärkte Werkstoffe eingesetzt, um eine Aufheizung der Aufspannfläche zu verhindern [Bec98, Hec01]. Für Magnesiumbauteile insbesondere wenn sie dünnwandig ausgeführt sind, ergeben sich darüber hinaus weitere Einsatzmöglichkeiten für Isolierwerkstoffe. Offensichtlich reicht die durch das Gussstück eingebrachte Wärme in diesen Fällen nicht aus, so dass diese Formen zusätzlich nach außen gegen Konvektion und Strahlung isoliert werden und sogar elektrisch beheizt werden müssen. Die damit erzielten Einsatztemperaturen können die mit Wärmeträgeröl erreichbaren 350°C übersteigen [Lin00, Hec01].

Zusammenfassend bleibt festzuhalten, dass die Formtemperierung für Taktgießverfahren eine zentrale Bedeutung besitzt. Dieses hat zu einer Vielzahl von speziell angepassten Temperiermethoden geführt, welche auf die unterschiedlichen Zielsetzungen abgestimmt sind.

1.3 Berechnung des Wärmehaushalts von Dauerformen

1.3.1 Einfluss der Geometrie auf die Formtemperierung

Die Wirksamkeit einer Formtemperierung wird neben den eingesetzten Werkstoffen entscheidend durch die geometrische Ausführung beeinflusst. Daher muss die Geometrie der Formtemperierung auf die unterschiedlichen Kühlmedien angepasst werden. Dazu empfiehlt [Bec98] pauschal für Wasser prinzipiell kleinere Kühlkanaldurchmesser als beim Einsatz von Wärmeträgeröl zu verwenden.

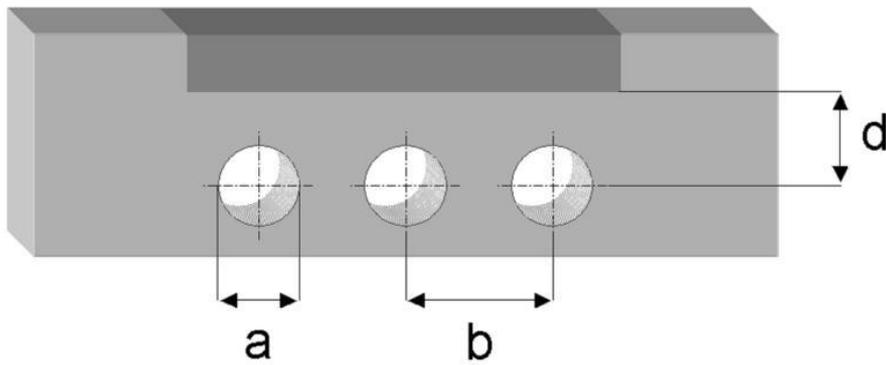


Bild 1.7: Relevante Größen einer Formtemperierung nach [Bru91]

Um einen möglichst wirksamen und gleichmäßigen Kühleffekt zu erzielen, müssen nach [Erl01, Bru91] die folgenden geometrischen Abmessungen für die optimale Lage der Kühlkanäle aufeinander abgestimmt werden:

- Abstand der Kanäle zueinander b
- Kanaldurchmesser a
- Abstand der Kanäle zum Gussstück d

Die erreichbare Kühlleistung wird durch den Abstand der Kühlkanäle zum Bauteil beeinflusst, daher sollte dieser für eine hohe Kühlleistung möglichst klein gewählt

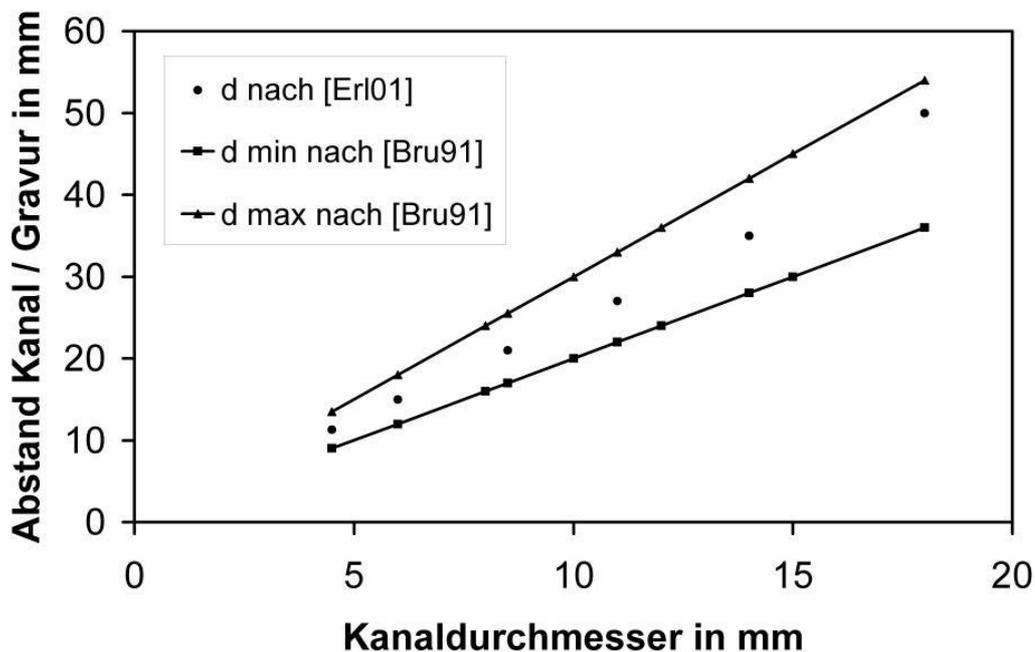


Bild 1.8: Empfohlener Abstand der Kühlkanäle zum Gussstück

werden. Um die mechanische Festigkeit der Form im Bereich der Gravur noch gewährleisten zu können, sind diesem Ansatz aber natürliche Grenzen gesetzt, daher werden in der Literatur minimal mögliche Abstände angegeben. Wie in Bild 1.9 dargestellt, sollten demnach Temperierkanäle mit größeren Bohrungsdurchmessern weiter entfernt von der Gravur angebracht werden als Kanäle mit kleinem Durchmesser. Da die Autoren für die empfohlenen Werte keine Berechnungsgrundlage angeben, ist davon auszugehen, dass diese Größen auf empirischen Untersuchungen beruhen, was auch die Abweichungen von bis zu 50% für die empfohlenen Parameter erklärt.

Um einen gleichmäßigen Kühleffekt zu erzielen, wäre eine möglichst hohe Anzahl von Kühlkanälen notwendig. Dieser Forderung stehen aber wirtschaftliche Gesichtspunkte entgegen, da jede Kühlbohrung mit zusätzlichem Fertigungsaufwand verbunden ist. Eine ideale Lösung dieses Problems ist laut [Meh02] ein speziell entwickeltes Programm, das allgemeine, dreidimensionale Bauteilgeometrien sowohl hinsichtlich der Anzahl der Kühlbohrungen als auch im Hinblick auf die Kühlwirkung optimiert. Der Nachweis der Realitätsnähe der erzielten Ergebnisse für dieses Verfahren steht zur Zeit allerdings noch aus.

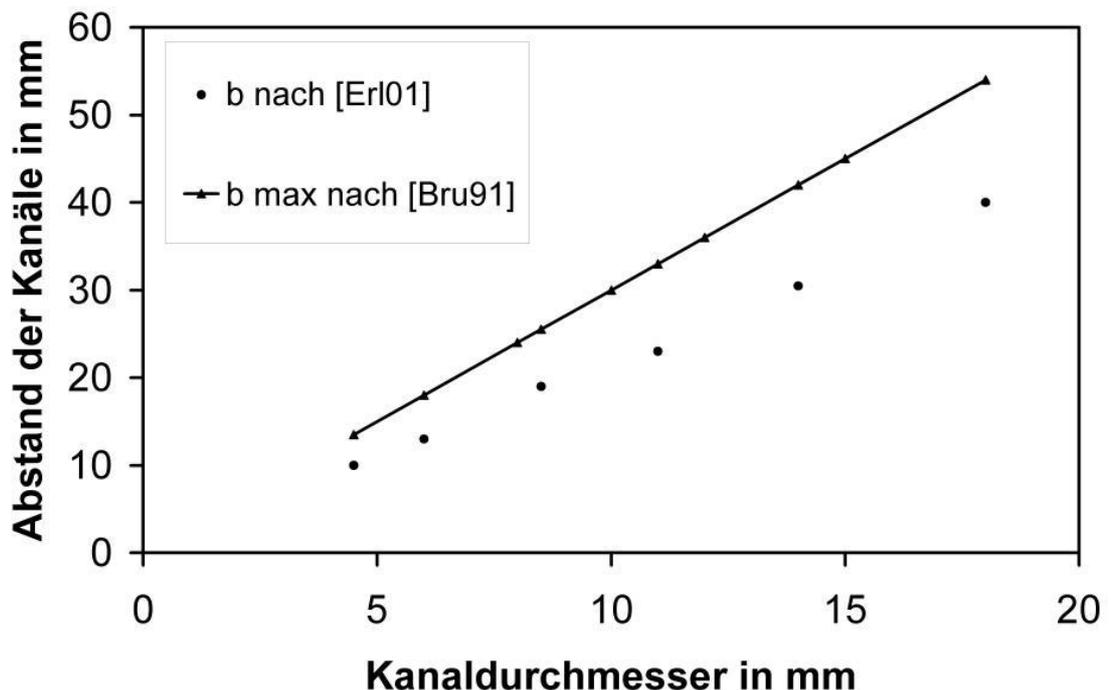


Bild 1.9: Empfohlener Abstand der Kühlkanäle

Standardmäßig wird der Abstand der Kühlkanäle zueinander, wie in Bild 1.9 dargestellt, ausgelegt. Das heißt, der Abstand der Kühlkanäle wächst mit zunehmendem Kühlkanaldurchmesser [Bru91, Erl01]. Zusammenfassend gilt also für die Beziehung der geometrischen Größen zueinander: Je größer der

Kühlkanaldurchmesser gewählt wird, desto größer sollte der Abstand Bohrung Gussstück sein und dementsprechend geringer kann die Anzahl der Kühlkanäle ausfallen [Men99].

Dass mit diesen einfachen Auslegungsregeln eine sehr gleichmäßige Kühlwirkung und eine relativ homogene Temperatur in der Bauteiloberfläche erzielt wird, sofern die oben dargestellten Bedingungen eingehalten werden, verdeutlicht die in Bild 1.10 dargestellte numerische Simulation. Hierbei sind die in [Erl01] empfohlenen Parameter zu Grunde gelegt worden. Die Isotherme im Bereich des Bauteilrands lässt auf eine sehr homogene Temperaturverteilung in der Bauteiloberfläche schließen. Darüber hinaus verlaufen die Isothermen im Bereich zwischen den Kühlkanälen und dem Bauteil fast parallel, weshalb die Wärmeleitung in diesem Bereich bei überschlägigen Auslegungsverfahren als ebenes Temperaturfeld behandelt wird.

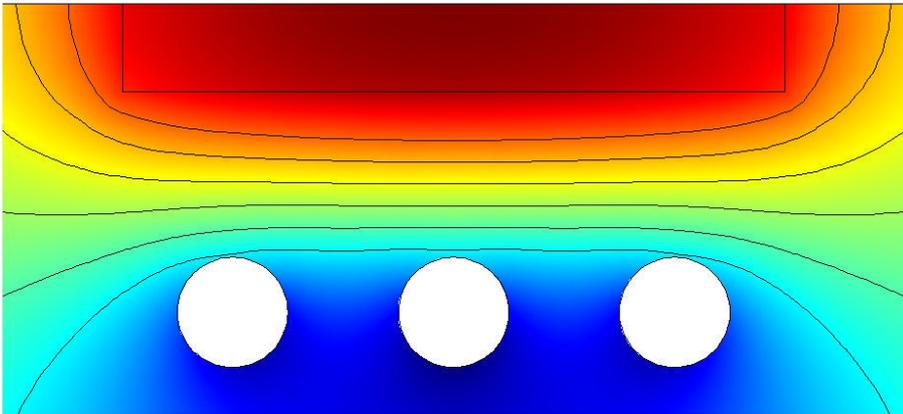


Bild 1.10: Simuliertes Temperaturfeld mit Isothermen im Bereich Kühlkanal / Gussstück nach [Erl01]

Für derartige Fälle beziehungsweise bei einfachen Bauteilgeometrien kann der durch die geometrische Auslegung entstehende Temperierfehler j beziehungsweise die Abweichung von der mittleren Formwandtemperatur auch mit Hilfe folgender Rechnung abgeschätzt werden [Zöl02]:

$$j = 2,4 \cdot \left(\frac{\alpha \cdot a}{\lambda} \right)^{0,22} \cdot \left(\frac{b}{d} \right)^{2,8 \cdot \ln\left(\frac{b}{d}\right)} \quad (1.1)$$

- α Wärmeübergangskoeffizient Temperiermedium/Form
- d Abstand Kühlkanal/Formoberfläche
- λ Wärmeleitfähigkeit des Formwerkstoffs
- b Abstand der Kühlkanäle zueinander
- a Kühlkanaldurchmesser

Zusammenfassend bleibt festzuhalten, dass bei den bekannten Verfahren zur Auslegung der Geometrie von Temperierkanälen eine gleichmäßige Wärmeabfuhr

realisiert wird. Die dadurch entstehenden Wärmeverhältnisse können für einfache Bauteilgeometrien sehr gut durch ebene Temperaturfelder angenähert und abgeschätzt werden.

1.3.2 Abschätzung mittels ebener Temperaturfelder

Für die thermischen Bedingungen und damit den Wärmehaushalt von Dauerformen sind bei sinnvoller Auslegung drei Anteile entscheidend [Pok01, Gor00]. Diese können mittels folgender Beziehungen abgeschätzt werden und somit zur Auslegung der Temperierung der Form genutzt werden.

1. Durch Schmelze zugeführte Wärme Q_S :

$$Q_S = m \cdot \left(\int_{T_0}^{T_1} c_P \cdot dT + \Delta H \right) \quad (1.2a)$$

| | |
|------------|--|
| m | Masse der dosierten Schmelze |
| T_1 | Abgusstemperatur |
| T_0 | Ausformtemperatur des Bauteils |
| c_P | spezifische Wärmekapazität der Legierung |
| ΔH | spezifische Schmelzenthalpie der Legierung |

Unter der Annahme konstanter Parameter beziehungsweise durch Einsetzen der über die Temperatur gemittelten Wärmekapazität vereinfacht sich Gleichung 1.2a zu:

$$Q_S = m \cdot [c_P \cdot (T_1 - T_0) + \Delta H] \quad (1.2b)$$

2. Von der Form an die Umgebung abgegebene Wärme Q_U :

$$Q_U = Q_{Str} + Q_{Konv} \quad (1.3a)$$

mit dem konvektivem Anteil:

$$Q_{Konv} = \alpha_U \cdot A_O \cdot (T_F - T_U) \quad (1.3b)$$

| | |
|------------|---|
| α_U | Wärmeübergangskoeffizient Form/Umgebung |
| A_O | wirksame Formoberfläche |
| T_F | Formtemperatur |
| T_U | Umgebungstemperatur |

und dem Strahlungsanteil:

$$Q_{Str} = \varepsilon \cdot \sigma \cdot A_O \cdot (T_F - T_U)^4 \quad (1.3c)$$

| | |
|---------------|----------------------------|
| ε | Emissionskoeffizient |
| σ | Stefan-Boltzmann-Konstante |
| A_O | wirksame Formoberfläche |

3. über die Temperierung abgeführte Wärme Q_T :

$$Q_T = \alpha_T \cdot A_T \cdot (T_W - T_T) \quad (1.4)$$

- α_T Wärmeübergangskoeffizient Temperiermedium/Form
- A_T wirksame Kühlfläche
- T_W Temperatur an der Kühlkanalwand
- T_T Temperatur des Temperiermediums

Der Wärmeleitung in der Form Q_F ist im stationären, eindimensionalen Fall entsprechend Bild 1.11 beschreibbar durch:

$$Q_F = \lambda \cdot \frac{A_F}{d} \cdot (T_F - T_W) \quad (1.5)$$

- λ Wärmeleitfähigkeit des Formwerkstoffs
- A_F wirksame Formfläche
- d Abstand Kühlkanal/Formoberfläche
- T_F mittlere Temperatur an der Formoberfläche
- T_W Temperatur an der Kühlkanalwand

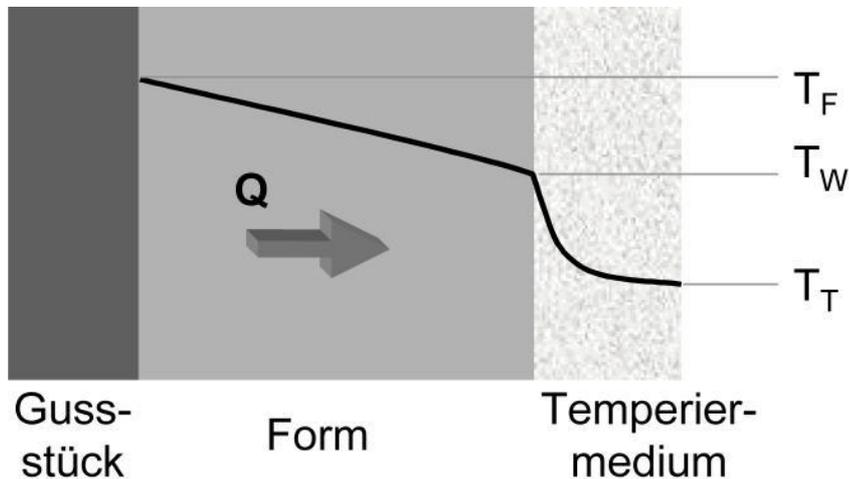


Bild 1.11: Ebene Wärmeleitung zwischen Formoberfläche und Kühlmedium

Der Wärmestrom kann in Analogie zum elektrischen Strom mit Hilfe eines Wärmewiderstands beschrieben werden. Im Wärmewiderstand können die geometrischen Faktoren und die Materialgrößen zusammengefasst werden [Bae98].

Mit dem Wärmewiderstand R_F für die Wärmeleitung in der Form

$$R_F = \frac{d}{\lambda \cdot A} \quad (1.6)$$

λ Wärmeleitfähigkeit des Formwerkstoffs
 A wirksame Formfläche
 d Abstand Kühlkanal/Formoberfläche

vereinfacht sich Gleichung 1.5 zu

$$Q_F = \frac{(T_F - T_W)}{R_F} \quad (1.7)$$

Entsprechend kann auch für den Wärmeübergang zwischen Temperiermedium und Kühlkanalwand ein Ersatzwiderstand R_T berechnet werden

$$R_T = \frac{1}{\alpha_T \cdot A} \quad (1.8)$$

α_T Wärmeübergangskoeffizient Temperiermedium/Form
 A wirksame Kühlfläche

Mit Hilfe dieser beiden Widerstände kann die Wirksamkeit einer Kühlung einfach abgeschätzt werden. Da die beiden Wärmewiderstände in Reihe liegen, können sie zu einem Gesamtwiderstand der Anordnung addiert werden. Somit ergibt sich der Wärmestrom in der Form auf Grund der Temperierung:

$$Q = \frac{(T_F - T_T)}{R_F + R_T} = \frac{\alpha \cdot \lambda \cdot A}{\lambda + \alpha \cdot d} \cdot (T_F - T_T) \quad (1.9)$$

λ Wärmeleitfähigkeit des Formwerkstoffs
 α Wärmeübergangskoeffizient Temperiermedium/Form
 A wirksame Fläche
 d Abstand Kühlkanal/Formoberfläche
 T_F mittlere Temperatur an der Formoberfläche
 T_T Temperatur des Temperiermediums

Aus dieser Darstellung kann die Wirkung unterschiedlicher Parameter für eine effektive Formtemperierung abgeschätzt werden. Eine hohe Wärmeabfuhr vom Gussstück in das Temperiermedium kann demnach durch folgende Maßnahmen erzielt werden:

- eine hohe Wärmeleitfähigkeit des Formwerkstoffs
- ein hoher Wärmeübergangskoeffizient zwischen Temperiermedium und Form
- eine hohe Temperaturdifferenz zwischen Formoberfläche und Temperiermedium
- eine große wirksame Kühlfläche
- einen geringen Abstand zwischen Kühlkanal und Formoberfläche

Die dargestellte Abschätzung für die Wärmeleitung zwischen Bauteil und Form ist normalerweise nur für ebene Temperaturfelder beziehungsweise einfache Bauteilgeometrien gültig. Daher wäre es wünschenswert dieses aussagekräftige Konzept auf beliebig komplexe Bauteilgeometrien zu erweitern.

1.3.3 Berechnung mehrdimensionale Temperaturfelder

Mit Hilfe des Konzepts der Formkoeffizienten kann der Spezialfall der ebenen Wärmeleitung für den allgemeinen Fall der dreidimensionalen Wärmeleitung erweitert werden. Dazu kann die komplizierte geometrische Anordnung für die Berechnung der Wärmeleitung sehr einfach auf den Formkoeffizienten zurückgeführt werden [Pok01].

Allgemein definiert ist der Formkoeffizient S (Abkürzung für Englisch: Shape Factor) zwischen zwei isothermen Flächen [Bae98]. Unter der Annahme die Wand des Temperierkanals und die Gravur seien isotherme Flächen, kann die Berechnung für den Formkoeffizienten in Dauerformen durchgeführt werden:

$$S = \frac{1}{T_F - T_W} \cdot \int_{A_F} \frac{\partial T_F}{\partial \eta_F} \cdot dA_F = - \frac{1}{T_F - T_W} \cdot \int_{A_W} \frac{\partial T_W}{\partial \eta_W} \cdot dA_W \quad (1.10)$$

| | |
|----------|----------------------------------|
| T_F | Temperatur an der Gravur |
| T_W | Temperatur an der Kühlkanalwand |
| A_F | Fläche der Gravur |
| η_F | Flächennormale der Gravur |
| A_W | Fläche der Kühlkanalwand |
| η_W | Flächennormale der Kühlkanalwand |

Die Ermittlung des Formkoeffizienten kann prinzipiell analytisch, numerisch oder experimentell erfolgen. Einige Fälle, für die analytische Lösungen oder Näherungen existieren, sind in [Hah75] tabelliert. Insbesondere für komplizierte dreidimensionale Geometrien existieren weder tabellierte noch analytische Werte, so dass sie numerisch ermittelt werden müssen. Mit Hilfe der numerischen Simulation ist das bei gegebener Geometrie sehr effizient zu realisieren.

Ein weiterer Vorteil dieses Konzeptes ist die Gültigkeit für den allgemeinen Fall einer

temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeit $\lambda(T)$ des Formwerkstoffs mit

$$\lambda_m = \frac{1}{T_F - T_W} \cdot \int_{T_W}^{T_F} \lambda(T) \cdot dT. \quad (1.11)$$

Der Wärmewiderstand R_F einer beliebigen geometrischen Anordnung kann damit als

$$R_F = \frac{1}{\lambda_m \cdot S} \quad (1.12)$$

λ_m mittlere Wärmeleitfähigkeit des Formwerkstoffs
 S Formkoeffizient

beschrieben werden. Womit sich die Wärmeleitung zwischen Bauteil und Form in Analogie zu Gleichung 1.7 als

$$Q_F = \frac{(T_F - T_W)}{R_F} = \lambda_m \cdot S \cdot (T_F - T_W) \quad (1.13)$$

λ_m mittlere Wärmeleitfähigkeit des Formwerkstoffs
 S Formkoeffizient
 T_F mittlere Temperatur an der Formoberfläche
 T_W Temperatur an der Kühlkanalwand

ergibt.

1.3.4 Ermittlung des Formkoeffizienten

Die Berechnung des Formkoeffizienten kann normalerweise nur für einfache dreidimensionale Geometrien aus Tabellen abgelesen werden oder analytisch berechnet werden. Daher sollen hier beispielhaft einige Auslegungsmethoden und Berechnungsverfahren vorgestellt werden.

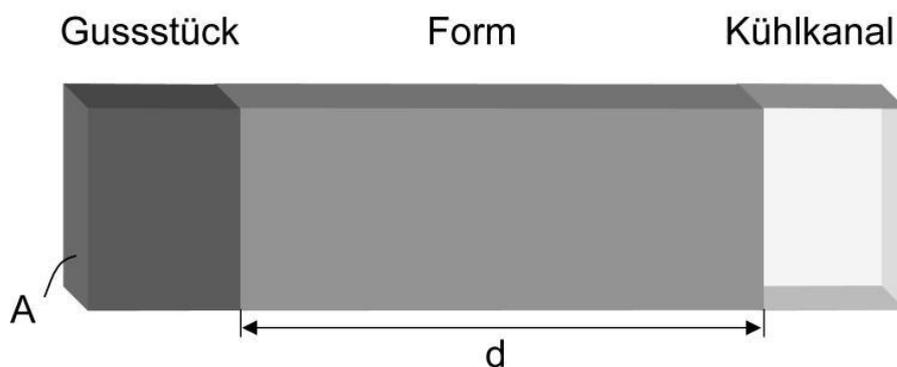


Bild 1.12: Geometrische Abmessungen für die Berechnung des Formkoeffizienten

Wenn wie in Bild 1.12 ein ebenes Temperaturfeld vorliegt, kann der Formkoeffizient aus den geometrischen Abmessungen errechnet werden.

- Berechnung bei ebenen Temperaturfeldern

$$S = \frac{A}{d} \quad (1.14)$$

Der gesamte Wärmewiderstand der in Bild 1.11 dargestellten Konfiguration ergibt sich aus dem Anteil der Wärmeleitung im Formwerkstoff und dem konvektiven Wärmeübergang zwischen Kühlkanalwand und Temperierungsmedium. Dieser zweite bisher nicht berücksichtigte Anteil kann laut [Bae98] näherungsweise durch einen vergrößerten Abstand d_{ers} erfasst werden.

$$S_{\text{ers}} = \frac{A}{d_{\text{ers}}} = \frac{A}{d + \frac{\lambda}{\alpha}} \quad (1.15)$$

Insbesondere bei der überschlägigen Auslegung von Formtemperierungen wird in der Literatur häufig die Abschätzung über eine für die Wärmeleitung wirksame Fläche A_{eff} empfohlen [Bae98, Gor00, Pok01, Zöl022].

- Abschätzung mit Hilfe der wirksamen Fläche

$$S = \frac{A_{\text{eff}}}{d} \quad (1.16)$$

Dieser formal korrekte Ansatz liefert allerdings häufig keine Aussagen darüber, wie die wirksame Fläche zu berechnen sei. Daher soll an Hand einer Versuchskokille diese Möglichkeit zur Abschätzung des Formkoeffizienten näher betrachtet werden.

In Bild 1.13 ist die Versuchskokille in einer halbtransparenten Darstellung zusehen, so dass auch die Geometrie der innenliegenden und daher nicht sichtbaren Kühlkanäle zu erkennen ist. Es wird deutlich, dass bei dreidimensionalen Geometrien eine einfache Zuordnung der für die Wärmeleitung wirksamen Fläche wie im zweidimensionalen Fall oder bei der ebenen Wärmeleitung nicht möglich ist.

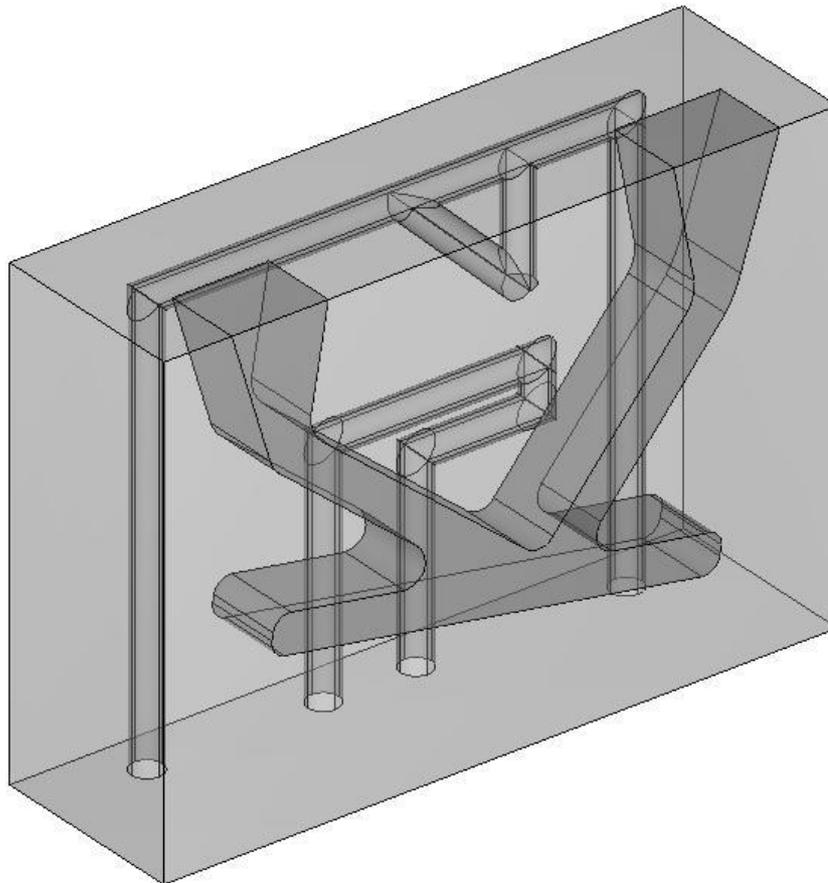


Bild 1.13: Geometrie der Versuchskokille mit Bauteil und Kühlkanälen

Um vergleichen zu können, welches die wirksame Fläche ist und welches die beste Abschätzung dafür ist, wurde zunächst der Formkoeffizient mit Hilfe der numerischen Simulation berechnet. Dazu muss das stationäre Temperaturfeld in der Dauerform entsprechend Gleichung 1.10 ermittelt werden. Dazu werden die Bauteiloberflächen und Oberflächen der Kühlkanäle als jeweils isotherm angenommen und der resultierenden Wärmestrom entsprechend ermittelt. Mit dem Simulationspaket Femlab dauert die entsprechende Berechnung für die Versuchskokille 5,1 s (AMD-Prozessor mit 1,67 GHz Taktfrequenz). Dieses unterstreicht die Effizienz der numerischen Simulation bei der Ermittlung von Formkoeffizienten.

Der Formkoeffizient konnte mit Hilfe der numerischen Simulation für diese geometrische Anordnung mit $S=0,649$ m berechnet werden. Da der Abstand $d=0,02$ m beträgt ergibt sich daraus eine für die Wärmeleitung wirksame Fläche von $0,01298$ m². Diese ist der Vergleichsmaßstab für die unterschiedlichen Abschätzungen.

Als obere oder maximale Abschätzung der wirksamen Fläche wäre die gesamte Oberfläche des Bauteils wirksam.

- gesamte Oberfläche des Bauteils wirksam

Bauteil: $A_{\text{eff}}=0,0246 \text{ m}^2$, $S_{\text{max}}=1,230 \text{ m}$

Auch wenn die Oberflächen der Kühlkanäle zur Abschätzung benutzt wird, ergibt sich eine zu große wirksame Flächen.

- Oberflächen wirksam

Kühlkanäle: $A_{\text{eff}}=0,0241 \text{ m}^2$, $S_{\text{max}}=1,206 \text{ m}$

Darüber hinaus wird in der Literatur häufig die projizierte Fläche zur Abschätzung benutzt. In Bild 1.14 sind die unterschiedlichen projizierten Flächen der Versuchskokille erkennbar. Mit Hilfe der projizierten Flächen des Bauteils oder der Kühlkanäle ergeben sich zu kleine wirksame Fläche. Insbesondere wenn die Überlappung oder Schnittmenge dieser beiden Flächen benutzt wird, ist dieses ein Ansatz, der zur unteren Abschätzung der wirksamen Fläche geeignet ist.

- projizierte Flächen wirksam

Bauteil: $A_{\text{eff}}=0,0060 \text{ m}^2$, $S_{\text{min}}=0,301 \text{ m}$

Kühlkanäle: $A_{\text{eff}}=0,0026+0,0051 \text{ m}^2=0,0077 \text{ m}^2$, $S_{\text{min}}=0,387 \text{ m}$

Schnittmenge: $A_{\text{eff}}=0,001639 \text{ m}^2$, $S_{\text{min}}=0,08195 \text{ m}$

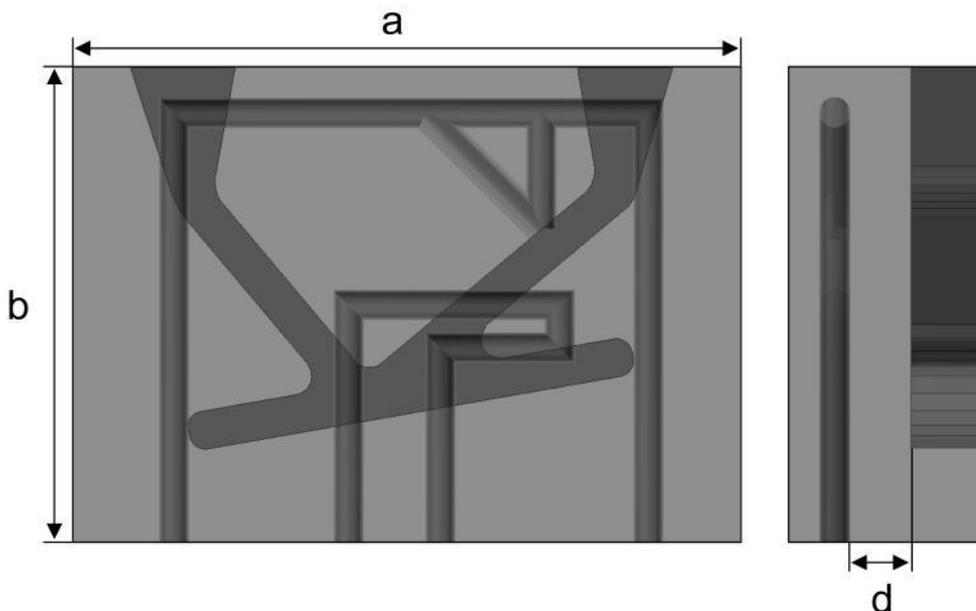


Bild 1.14: Geometrische Abmessungen der Versuchskokille

Wenn man die beste untere und obere Abschätzung für den Formfaktor mit $S_{\min}=0,387$ m und $S_{\max}=1,230$ m bei dieser Geometrie vergleicht, zeigt sich eine sehr große Bandweite für den Formfaktor. Bei Abweichungen in der Größenordnung von 100% vom exaktem Ergebnis $S=0,649$ m wird deutlich, dass eine derartige Abschätzung für dreidimensionale Geometrien mit sehr großen Fehlern behaftet ist. Die exakte Berechnung der Formfaktoren können diese Abschätzungen, entgegen der teilweise in der Literatur verbreiteten Ansicht, offensichtlich nicht ersetzen.

1.4 Auslegung der Geometrie des Gussstücks

Die geometrische Auslegung von Gussstücken war bis zum Anfang des 20. Jahrhunderts ausschließlich durch eine empirische Weiterentwicklung geprägt. Die empirisch gewonnenen Erkenntnisse werden dazu bis heute wie in Bild 1.14 beispielhaft dargestellt in einer Sammlung von Spezialfällen zusammengefasst beziehungsweise an Hand von Beispielen dokumentiert. Normalerweise beziehen sich diese Ansätze auf die Gestaltung von Kanten, Knotenpunkten, Rippen und Wanddickenübergängen an Gussteilen. Diese Methoden besitzen natürlich auch für die Optimierung von Dauerformen Gültigkeit [Kah80].

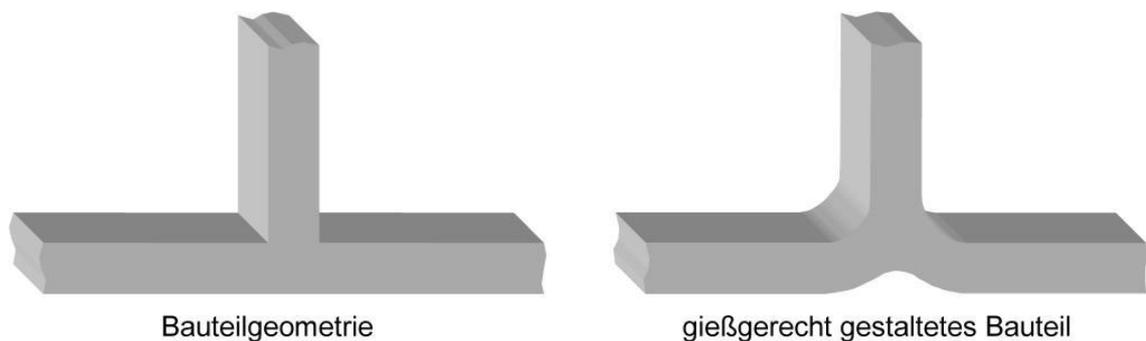


Bild 1.15: Gießgerechte Gestaltung eines Bauteils nach [Kah80]

Erste systematische und mathematische Ansätze zur Auslegung von Gussstücken stammen aus den 1920er und 1930er Jahren. Der Durchbruch gelang [Chw40] mit der mathematischen Beschreibung der Erstarrung von Gussstücken. Er stellte fest, dass die Erstarrungszeit beim Stahlguss durch das Verhältnis Schmelzevolumen zu Gussstückoberfläche entsprechend Gleichung 1.17 beschreibbar ist.

$$t = k_G \cdot \left(\frac{V}{A}\right)^2 = k_G \cdot M^2 \quad (1.17)$$

| | |
|-------|---------------------|
| t | Erstarrungszeit |
| k_G | Gussformkonstante |
| V | Schmelzevolumen |
| A | Gussstückoberfläche |
| M | Modul |

Das Verhältnis $M=V/A$ besitzt eine derartig grundlegende Bedeutung für die Erstarrung, das dieser Ansatz auch für andere Gießverfahren und Metalle benutzt wird. Heute ist es in der Gießtechnik als Modul bekannt und bildet die Grundlage vieler überschlägiger Auslegungen. Insbesondere bei der Auslegung von Speisern und Anschnittsystemen wird dieser anschauliche Ansatz genutzt, um zu überprüfen, ob für eine gegebene Geometrie die vollständige Speisung des Gusstücks möglich ist [Bru91].

1.5 Numerische Simulation von Gießvorgängen

Seit ungefähr einer Dekade existiert mit der numerischen Simulation ein wichtiges Hilfsmittel für die strömungs- und wärmetechnische Optimierung von Dauerformen. So äußerte bereits [Büh93] es sei möglich, sämtliche relevanten Prozessschritte beim Gießen im Vorfeld komplett numerisch zu simulieren. Noch wenige Jahre vorher hatte [Lie83] zwei- und dreidimensionale Modelle des zyklischen Gießens auf Grund des hohen Rechenaufwands abgelehnt. Die rasant wachsende Rechnerleistung hat diese Auffassung sehr schnell überholt und zur heutigen Bedeutung der Simulation von Gießprozesse geführt. Vor dem Hintergrund der weiter zunehmenden Rechnerleistung und der intensiven Weiterentwicklung der Simulationssoftware wird sich dieser Trend auch zukünftig fortsetzen [Büh05, Ste05].

Eine Übersicht über den aktuellen Stand der verfügbaren, kommerziellen Programme ist zum Beispiel in [Lin02] gegeben. Demnach gehören Formfüllung, Erstarrung, Gefügeausbildung, Eigenspannung und zyklisches Temperaturverhalten der Form mittlerweile zu den Standardfragestellungen, die mit diesen Programmpaketen geklärt werden können.

Die Anschaffungspreise liegen je nach Hersteller und Ausstattungsumfang zwischen 17.000 € und 73.000 € pro Softwarelizenz. Trotz dieser enormen Kosten haben die Vorteile der numerischen Simulation dazu geführt, dass sie sich in Gießereien als Standardverfahren etabliert haben und sogar 30% der kleinen und mittelständischen Gießereien hausintern diese Möglichkeit zur Auslegung des Gießprozesses nutzen [Chi00].

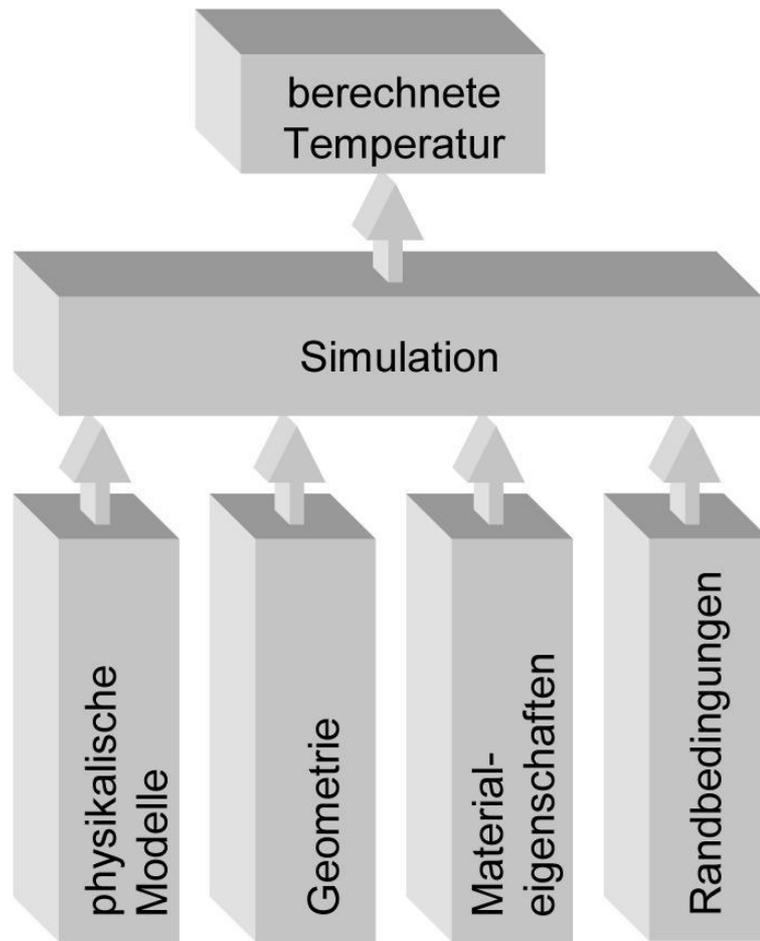


Bild 1.16: Prinzip der numerischen Simulation nach [Sin01]

Das Prinzip der numerischen Simulation beruht, wie Bild 1.16 am Beispiel einer Temperaturberechnung veranschaulicht, auf vier Grundvoraussetzungen.

- Die physikalischen Modelle mit denen die Vorgänge wie zum Beispiel Wärmeleitung oder Schmelzeströmung abgebildet werden
- Die Geometrie der Komponenten wie zum Beispiel Gussstück, Kokille und geometrische Abmessungen der Kühlkanäle
- Die Eigenschaften der benutzten Werkstoffe wie zum Beispiel Wärmeleitfähigkeit, Wärmekapazität oder Viskosität der Schmelze
- Die Randbedingungen wie zum Beispiel Wärmeübergangskoeffizient, Gussstück / Kokille, Schmelztemperatur oder Befüllgeschwindigkeit der Schmelze

Da die Simulation aber eine nicht perfekte Darstellung der Realität ist, wird die Aussagekraft und Genauigkeit der Ergebnisse dadurch bestimmt, wie realitätsnah die unterschiedlichen Einflussgrößen in die Berechnungen einfließen [Chi01]. Die

Weiterentwicklung der Simulationshardware und der Simulationstechnik hat in den vergangenen Jahren dazu geführt, dass die physikalischen Modelle, die Eigenschaften der eingesetzten Werkstoffe und die Geometrie der Komponenten bei Gießvorgängen realitätsgetreu erfasst werden. Daher sind insbesondere die Randbedingungen in den Blickpunkt aktueller Untersuchungen zur Verbesserung der numerischen Simulation gerückt.

1.5.1 Bestimmung der Randbedingungen für die Simulation

In Abhängigkeit vom genutzten Gießverfahren und der gegebenen Problemstellung sind eine Reihe von Randbedingungen für die Simulation notwendig. Auf Grund der unterschiedlichen physikalischen Vorgänge während der Füllung der Form mit Schmelze und der Erstarrung und Abkühlung des Gussstücks werden diese beiden Phasen auch bei der Simulation unterschieden. Typischerweise werden für die Formfüllsimulation und Erstarrungssimulation auch unterschiedliche Randbedingungen benötigt. Für die gemeinsame Betrachtung der benötigten Randbedingungen werden sie hier systematisch in zwei Kategorien unterteilt:

- gießtechnische Randbedingungen
- wärmetechnische Randbedingungen

Zu den gießtechnischen Prozessparametern zählen zum Beispiel die Formfüllzeit, die Position und der Querschnitt des Anschnitts, Geschwindigkeit der Schmelze im Anschnitt und der Fließweg der Schmelze. Diese Größen sind bei sinnvoller Dimensionierung direkt mit den Maschinenparametern wie zum Beispiel Gießkolbendurchmesser, Gießgeschwindigkeit und Gieß- und Zuhaltkraft verknüpft. Mit Hilfe einfacher Auslegungsmethoden können diese Randbedingungen für die Simulation des Gießprozesses sogar softwaregestützt und mit ausreichender Genauigkeit bestimmt werden [Pok01].

Die wärmetechnischen Randbedingungen und die Möglichkeiten ihrer Berechnung und Auslegung wurden bereits in den Abschnitten 1.2 und 1.3 ausführlich dargestellt. Zusammenfassend kann man für die wärmetechnischen Bedingungen festhalten, dass für fast alle gießtechnisch relevanten Randbedingungen eine gießgerechte Auslegungsmethode und somit eine gute Methode zur Bestimmung existiert. Leider existiert keine derartige Abschätzung für den Wärmeübergangskoeffizienten zwischen Schmelze beziehungsweise Gussstück und Kokillenoberfläche. Dieser zentrale Parameter kann in Abhängigkeit von den betrachteten Einflussparametern a priori nicht einmal in der Größenordnung abgeschätzt werden [Car99].

1.5.2 Wärmeübergangskoeffizient zwischen Bauteil und Kokille

Für die Simulation von Gießvorgängen ist der Wärmeübergangskoeffizient zwischen Schmelze und Kokillenoberfläche (auch HTC als Abk. für englisch: Heat Transfer Coefficient) eine kritische Größe. Welche Schwierigkeiten mit der Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten für die Simulation verbunden sind, soll die folgende Aufstellung der Einflüsse verdeutlichen, welche den Wärmeübergangskoeffizienten beeinflussen. Hierfür wird exemplarisch nur das Kokillengießen von Aluminium betrachtet. Neben der Wirkung der vorgegebenen gießtechnischen und wärmetechnischen Randbedingungen stellten zum Beispiel [Car99, Dou01, Gri99, Tah01, Tro00] einen Einfluss der folgenden Größen fest:

- Thermo-physikalische Eigenschaften des Kokillenwerkstoffs
- Geometrie der Kokille und Rauigkeit der Oberfläche
- Thermo-physikalische Eigenschaften der Schlichte
- Dicke der Schlichteschicht
- Thermo-physikalische Eigenschaften des Gases im Luftspalt
- Bildung und Breite des Luftspalts
- Position am Gussstück
- Thermo-physikalische Eigenschaften der vergossenen Legierung

Auf Grund der Anzahl der Einflussgrößen, welche bereits bei einem Gießverfahren und einem vergossenen Metall auftreten, kommen die Autoren zu völlig unterschiedlichen Ergebnissen. Die ermittelten Zahlenwerte für den Wärmeübergangskoeffizienten variierten bei diesen Untersuchungen über mehrere Größenordnungen zwischen 1000 und 510.000 W/m²K. Darüber hinaus stellen zum Beispiel [Chi01, Dou01, Kob01] fest, dass nicht einmal unter Laborbedingungen der Wärmeübergangskoeffizient von Versuch zu Versuch exakt zu reproduzieren ist, weshalb prinzipiell nur gemittelte beziehungsweise typische Werte verwendet werden können.

Zusammenfassend lässt sich also festhalten, dass die Erstellung einer kompletten Datenbank der Wärmeübergangskoeffizienten auf Grund der zahlreichen Einflussgrößen und der möglichen Zahlenwerte schwierig beziehungsweise unmöglich sein wird [Car99]. Vor dem Hintergrund der fehlenden Möglichkeit zur a priori Abschätzung bleibt die Frage zu klären, welchen Einfluss diese Größe auf die Realitätsnähe der Simulationsergebnisse hat beziehungsweise auf die physikalischen Abläufe beim Gießvorgang ausübt.

1.5.3 Einfluss des Wärmeübergangskoeffizienten auf die Simulation

Bei der Suche nach detaillierten Aussagen zum Einfluss des Wärmeübergangskoeffizienten auf Simulationsergebnisse findet man in der Literatur zumeist nur allgemein gehaltene Aussagen wie zum Beispiel der Wärmeübergangskoeffizient ist wichtig für die Genauigkeit der numerischen Simulation [Car99, Kri01, Woo98] oder der Wärmeübergangskoeffizient hat bestimmende Bedeutung für die Erstarrungsgeschwindigkeit, das resultierende Gefüge und die mechanischen Eigenschaften [Bro01, Gri99, Kob01, OMa00, Tah01]. Detaillierte Untersuchungen nach der Aussagekraft von Simulationsergebnissen wie zum Beispiel in [Chi01, Lin02] sind in der Literatur selten, weshalb im Rahmen dieser Arbeit eine Methode aufgegriffen werden soll, die in der Lage ist, den qualitativen Einfluss des Wärmeübergangskoeffizienten zu veranschaulichen.

Allgemein kann die Stabilität physikalischer Systeme und die Sensitivität gegenüber einzelnen Einflussgrößen an Hand der Theorie von Ljapunov untersucht werden. Dieser Ansatz setzt aber voraus, dass sämtliche Systemkomponenten und Einflussgrößen mit Hilfe ihrer Zustandsgrößen in einem mathematischen Modell beschrieben werden können [Ful92]. Der Wärmetransport beim Gießprozess ist aber auf Grund der engen Kopplung der unterschiedlichen Einflussgrößen sowohl theoretisch als auch experimentell sehr schwer zu erfassen und entzieht sich daher einer exakten mathematischen Beschreibung [Mut97, Rau01].

Daher soll für die Untersuchung im Rahmen dieser Arbeit der Einfluss des Wärmeübergangskoeffizienten mit Hilfe der Sensitivitätsanalyse betrachtet werden. Diese ist insbesondere geeignet bei komplexen Systemen qualitative Einflüsse zu erfassen und darzustellen [Ves00]. Für das Gießen in Dauerformen ist diese Voraussetzung unerlässlich, da beim zyklischen Gießen komplizierte Wärmeübertragungsverhältnisse vorliegen.

Ein normaler Gießvorgang ist durch den zeitlichen Ablauf der folgenden drei Phasen gekennzeichnet:

- Füllen des Formhohlraums mit Schmelze (Formfüllsimulation)
- Erstarrung und Abkühlen des Gussstücks (Erstarrungssimulation)
- Prozessnebenzeit (Abkühlen der Gravur, Auftragen der Schlichte, usw.)

Da während der Prozessnebenzeit das Gussstück bereits ausgeworfen beziehungsweise ausgeformt ist, wird diese Phase für die Sensitivitätsanalyse nicht berücksichtigt. Normalerweise werden die ersten beiden Phasen entsprechend ihrer unterschiedlichen physikalischen Vorgänge für die Simulation in Formfüllsimulation und Erstarrungssimulation unterschieden. Diese Unterscheidung der beiden Phasen soll daher auch für die Untersuchung mittels der Sensitivitätsanalyse übernommen

werden.

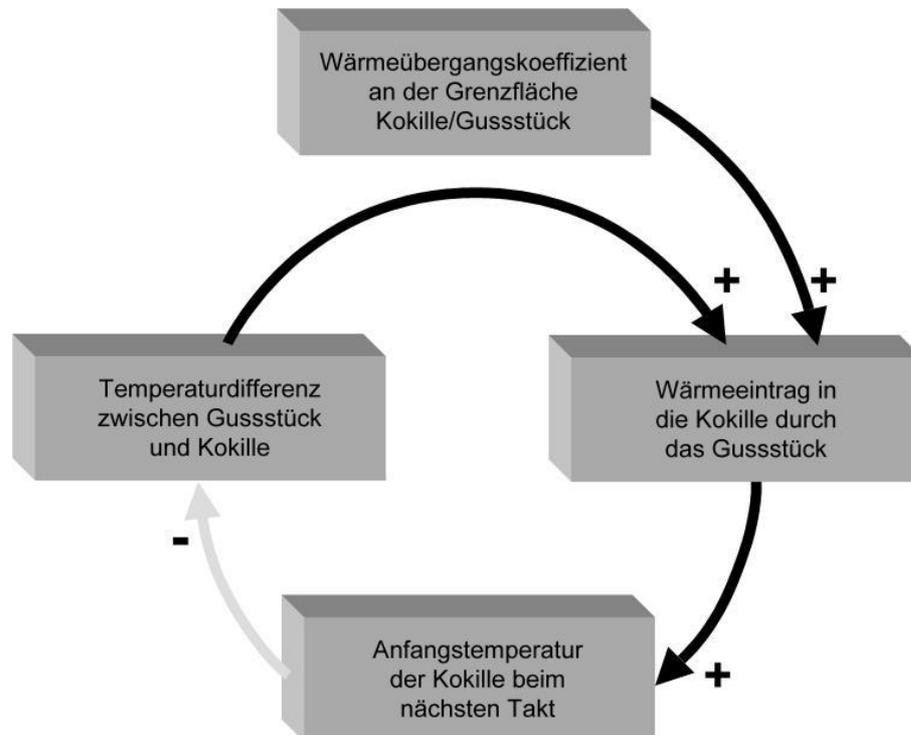


Bild 1.17: Sensitivitätsmodell für die Erstarrungssimulation beim Taktgießen nach [Ves00]

Beim Taktgießen ist der Wärmehaushalt, der sich in der Dauerform auf Grund des ersten Gussstücks einstellt, die Ausgangslage für das folgende Gussstück. Für die Simulation bedeutet dieser Sachverhalt, dass die Ergebnisse der Simulation eines Bauteils den Anfangswert beziehungsweise die Anfangstemperaturverteilung für die Simulation des folgenden Zyklus liefert. Ob der Einfluss eines falschen Wärmeübergangskoeffizienten auf die Simulationsergebnisse sich von Zyklus zu Zyklus fortpflanzt oder sogar größer wird, soll mit Hilfe der Sensitivitätsanalyse geklärt werden.

Bei der Sensitivitätsanalyse wird untersucht welche Wirkungen die einzelnen Einflussgrößen beziehungsweise Variablen aufeinander besitzen. Die Wirkungsrichtung wird durch Pfeile gekennzeichnet. Zur besseren Unterscheidung sind gleichgerichtete Wirkungen mit einem positiven Vorzeichen und dunkler Färbung versehen. Eine gegenläufige Beziehung ist dementsprechend mit negativem Vorzeichen und heller Färbung versehen.

Wird die Sensitivitätsanalyse auf die Erstarrungssimulation angewandt, wobei der Wärmeübergangskoeffizient als Ausgangspunkt genutzt wird, ergibt sich das in Bild 1.18 dargestellte Wirkungsgefüge. Ein erhöhter Wärmeübergangskoeffizient führt dazu, dass für den ersten Zyklus ein höherer Wärmeeintrag in die Kokille

berechnet wird, und dementsprechend ergibt sich eine höhere Anfangstemperatur der Kokille für den nächsten Takt. Dieses führt, da die anderen Bedingungen gleich bleiben, zu einer geringeren Temperaturdifferenz zwischen Gussstück und Kokille. Auf Grund der gleichgerichteten Beziehung ist dementsprechend auch der Wärmeeintrag in die Kokille für den zweiten Zyklus wieder geringer. Das qualitativ identische Verhalten mit umgekehrtem Vorzeichen würde sich natürlich bei einem fälschlicherweise zu gering angenommenen Wärmeübergangskoeffizienten ergeben.

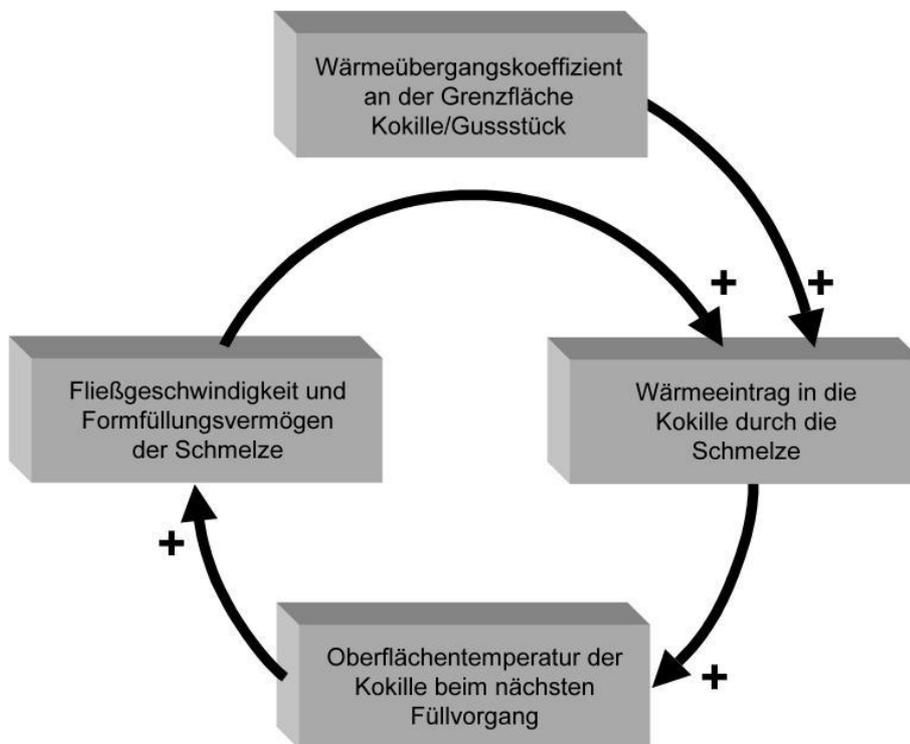


Bild 1.18: Sensitivitätsmodell für die Formfüllsimulation beim Taktgießen nach [Ves00]

Derartige Systeme werden als System mit negativer Rückkopplung bezeichnet, was auf ein selbstregulierendes Verhalten schließen lässt. Aus der Systembeschreibung mit Hilfe der Sensitivitätsanalyse ist also erkennbar, dass die Erstarrungssimulation unempfindlich gegenüber einem fehlerhaften Wärmeübergangskoeffizienten ist. Das heißt: Tendenziell sollte ein derartiger Fehler geringe Auswirkungen auf die Erstarrungssimulation haben.

Dieses qualitative Verhalten wird durch die Untersuchungen von [Chi01] bestätigt. Hier wurde unter sonst gleichbleibenden Simulationsbedingungen der Wärmeübertragungskoeffizient zwischen 900 und 5000 W/m²K variiert beziehungsweise sogar zeitlich veränderlich angenommen. Die qualitative Aussage der Erstarrungssimulation im Hinblick auf den Erstarrungsverlauf und die Porenverteilung wurde dadurch nicht beeinflusst.

Für die Formfüllsimulation ergibt sich mit Hilfe der Sensitivitätsanalyse ein grundsätzlich anderes Bild. Durch einen zu hohen Wärmeübergangskoeffizienten wird im ersten Zyklus ein zu hoher Wärmeeintrag in die Kokille ermittelt. Die Oberflächentemperatur der Kokille zu Beginn des nächsten Takts ist dadurch höher, was eine höhere Fließgeschwindigkeit der Schmelze verursacht. Dieses führt zu einem weiter erhöhten Wärmeeintrag in die Kokille.

Das System hat eine positive Rückkopplung und zeigt ein selbstverstärkendes Verhalten. Das heißt: Auf Grund der Systembeschreibung lässt sich erkennen, dass die Ergebnisse der Formfüllsimulation sehr empfindlich gegenüber dem Wärmeübergangskoeffizienten sind.

Die Schwierigkeit der Formfüllsimulation wird durch die Untersuchungen von [Lin02] bestätigt. Der Vergleich der Simulationsergebnisse unterschiedlicher kommerzieller Simulationsprogramme (PAM-CAST, PROCAST, MAGMASOFT, MAVIS) zeigte deutliche, qualitative Unterschiede zu den realen Gießversuchen.

Vor diesem Hintergrund sollte diese Randbedingung für eine realitätsnahe Simulation möglichst exakt ermittelt werden. Da der Wärmeübergangskoeffizient aber prinzipbedingt nicht direkt zu erfassen ist, wird er normalerweise mit Hilfe von inversen Techniken ermittelt [Özi00].

1.5.4 Inverse Techniken

Die Idee der inversen Techniken besteht darin, dass mit Hilfe einer Temperaturmessung im Prozess unbekannte Randbedingungen oder Materialeigenschaften für die Simulation ermittelt werden. Da für die Simulation von Gießprozessen der Wärmeübergang zwischen Kokille und Gussstück die entscheidende Größe ist, beschränken sich die Ausführungen in diesem Abschnitt auf die Untersuchung dieser Randbedingung.

Der Vorteil beim Einsatz der inversen Techniken liegt in den verbesserten Simulationsergebnissen, die auf Grundlage des ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten zu erzielen sind. Durch die Anpassung an die realen Prozessbedingungen wird die Vorhersagegenauigkeit der Simulationsergebnisse sowohl für makroskopische als auch mikroskopische Effekte erhöht. Das heißt: Sowohl der Formfüllvorgang und Erstarrungsprozess des Bauteils als auch die Gefügebildung im Gussstück können mit Hilfe der inversen Techniken optimiert werden [Sin01].

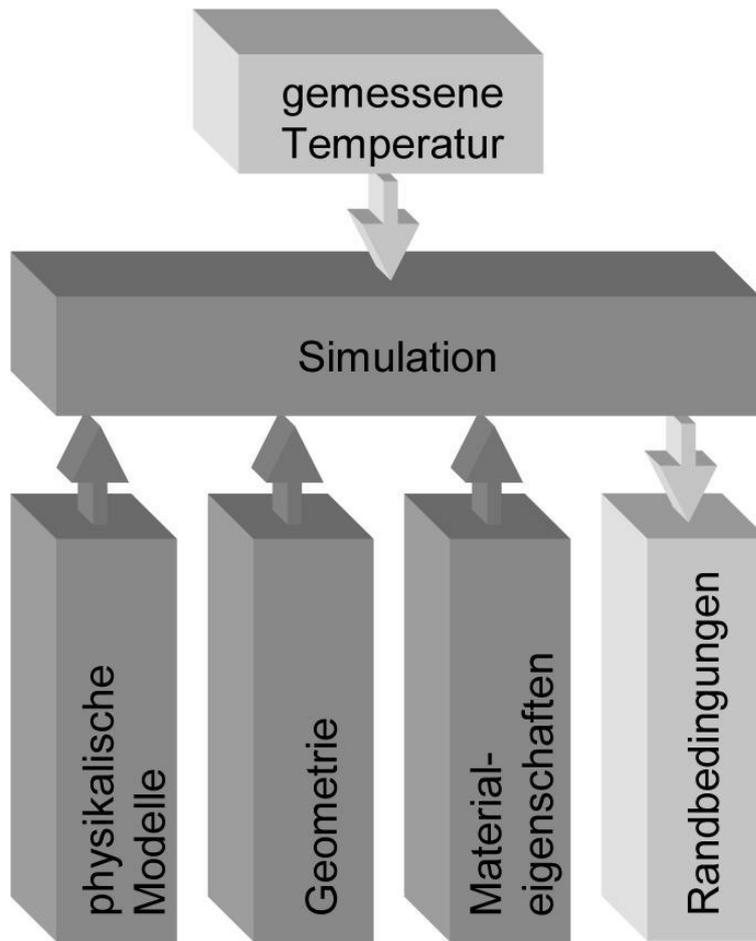


Bild 1.19: Prinzip der inversen Simulation nach [Sin01]

Zur Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten werden zwei Verfahren eingesetzt:

- inverse Simulation
- angepasste inverse Methoden

Auf Grund dieses Potenzials zur Verbesserung der Simulationsergebnisse ist die sogenannte inverse Simulation fester Bestandteil in einigen kommerziellen Simulationspaketen und wird zum Beispiel durch die weitverbreiteten Programme Magmasoft und Procast unterstützt [Lin02]. Das Prinzip der inversen Simulation ist in Bild 1.19 schematisch dargestellt. An Hand von gemessenen Temperaturen wird die Simulation solange iterativ mit veränderten Randbedingungen wiederholt, bis sie die Temperaturen in den Messpunkten optimal widerspiegelt. Auf Basis dieses Ansatzes ist es prinzipiell möglich, auch andere Randbedingungen zu identifizieren.

Die langen Berechnungszeiten, die mit der numerischen Simulation von Gießprozessen verbunden sind, stellen für diese Vorgehensweise allerdings einen prinzipbedingten Nachteil dar. Für den kompletten Formfüllvorgang eine relativ einfache Beispielgeometrie benötigen die von [Lin02] getesteten Programme

Rechenzeiten zwischen 6 Stunden und 3 Tagen. Mit dieser Methode den Wärmeübergangskoeffizienten beim Taktgießen iterativ zu ermitteln, erscheint aus heutiger Sicht wenig praktikabel. Daher vereinfachen [Sin01, Kob01] ihre Bauteile für die inverse Simulation auf eine 2D-Geometrie, wodurch dieser Ansatz auf geometrisch einfache oder rotationssymmetrische Gusstücke beschränkt bleibt. Einen anderen Weg zur Verringerung der benötigten Rechenzeit schlägt [Kri01] ein. Die Temperaturen werden nur in einzelnen Segmenten der Form berechnet, weshalb diese Methode auch für allgemeine 3D-Bauteile anwendbar ist. Die Zielsetzung dieser Vereinfachungen ist es, die Anzahl der zu berechnenden Knoten und damit die Rechenzeiten zu reduzieren. Der prinzipielle Nachteil dieses Verfahrens, dass für jeden Iterationsschritt die komplette Simulation neu berechnet werden muss, bleibt auch bei dieser Vorgehensweise bestehen.

Diesen Nachteil umgehen die angepassten inversen Methoden, indem sie die gesuchte Randbedingung direkt aus den Temperaturmesswerten berechnen [Özi00]. Das Prinzip dieses sehr effizienten Verfahrens ist in Bild 1.20 dargestellt.

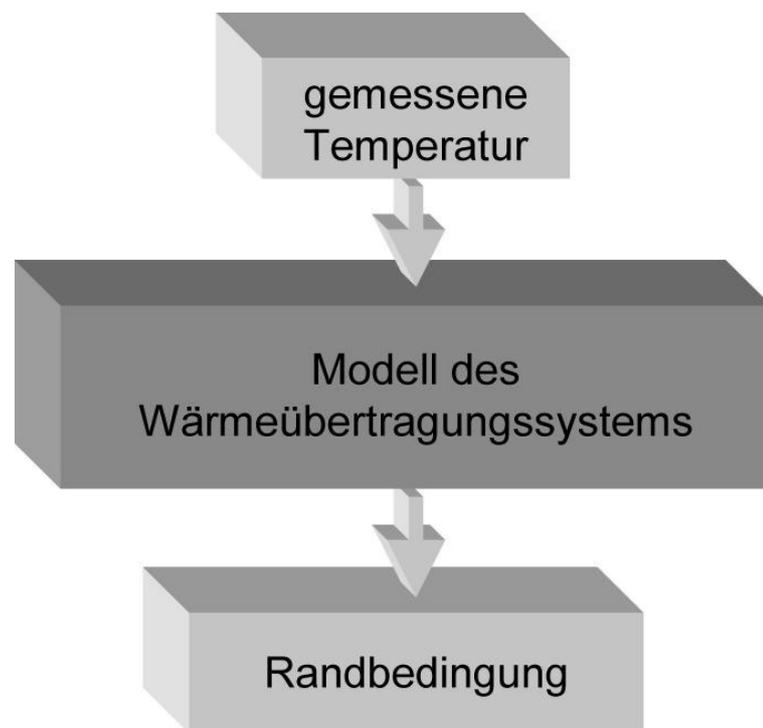


Bild 1.20: Inverses Wärmeübertragungsproblem nach [Blu97]

Das durch die Form gebildete Wärmeübertragungssystem wird in einem an die vorhandene Geometrie und Bedingungen angepasstem Modell abgebildet. Da die Temperatur praktisch nicht direkt in der Grenzfläche sondern nur innerhalb der Kokille oder des Gusstücks gemessen werden kann, muss dieser Einfluss bei der Berechnung des Modells beseitigt werden, was zu prinzipiellen Schwierigkeiten führt. Das heißt, ohne Anpassung des Modells an die jeweiligen Bedingungen werden die

erzielten Ergebnisse bereits durch kleine Störungen, wie zum Beispiel Messrauschen, so stark verfälscht, dass sie praktisch nutzlos sind [Blu97].

Die zahlreichen Weiterentwicklungen auf dem Gebiet der inversen Wärmübertragungsprobleme haben allerdings dazu geführt, dass die Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten beim Gießen heute eine Standardanwendung ist [Özi00]. Das Gießen von Aluminiumlegierungen in Dauerformen und die Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten wird zum Beispiel in [Car99, Chi01, Dou01, Gri99, Kri01, Tah01] untersucht. Für verlorene Formen ermitteln zum Beispiel [Bro01, OMa00, Woo98] mit Hilfe angepasster inverser Verfahren Wärmeübergangskoeffizienten.

1.6 Werkstoffdaten

Sowohl die Genauigkeit der inversen Verfahren als auch die Qualität der Simulationsergebnisse hängt von den eingesetzten Werkstoffdaten ab. Diese Daten besitzen für fast aller Werkstoffe eine mehr oder weniger starke Temperaturabhängigkeit, die sich zusätzlich bei Phasenübergängen sprunghaft ändern kann.

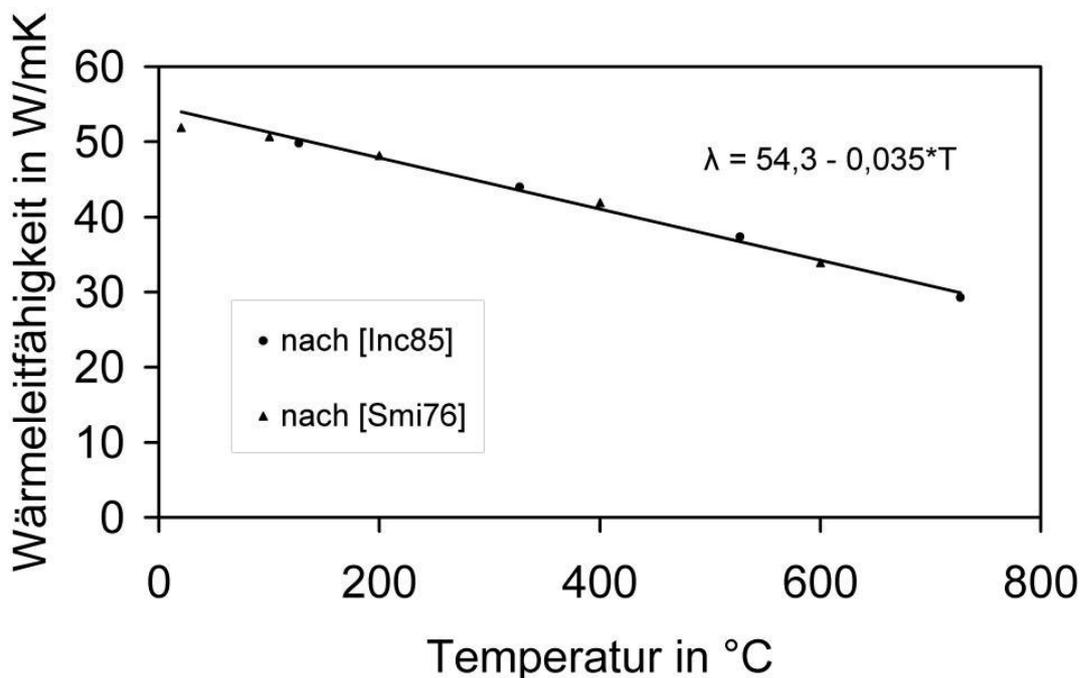


Bild 1.21: Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit des Kokillenmaterials C45

Für Reinelemente ist dieses Verhalten detailliert untersucht, weshalb sich die

notwendigen Werkstoffdaten normalerweise auf eine umfangreiche Datenbasis stützen. Leider sind diese Kennwerte nur größenordnungsmäßig mit denen für technisch interessante Legierungen vergleichbar [Kle91].

Für die an der Versuchsanlage eingesetzten Werkstoffe werden daher die entsprechenden Literaturwerte gesichtet und ausgewertet, um möglichst exakte temperaturabhängige Werkstoffparameter zu erhalten. Der relevante Temperaturbereich konnte auf Grund der Rahmenbedingungen auf 0 °C bis 700 °C festgelegt werden.

Für den als Kokillenwerkstoff genutzten Stahl C45 (Werkstoffnummer 1.1730) kommen die Werkstoffdaten entsprechend [Inc85, Smi76] für die Untersuchungen zum Einsatz. In Bild 1.21 ist die Wärmeleitfähigkeit im Temperaturbereich von 0 °C bis 700 °C dargestellt. Offensichtlich liefern die unterschiedlichen Literaturquellen fast deckungsgleiche Kennwerte für diesen Werkstoff.

Dieses Ergebnis bestätigen die in Bild 1.22 für die temperaturabhängige Wärmekapazität dargestellten Werkstoffdaten.

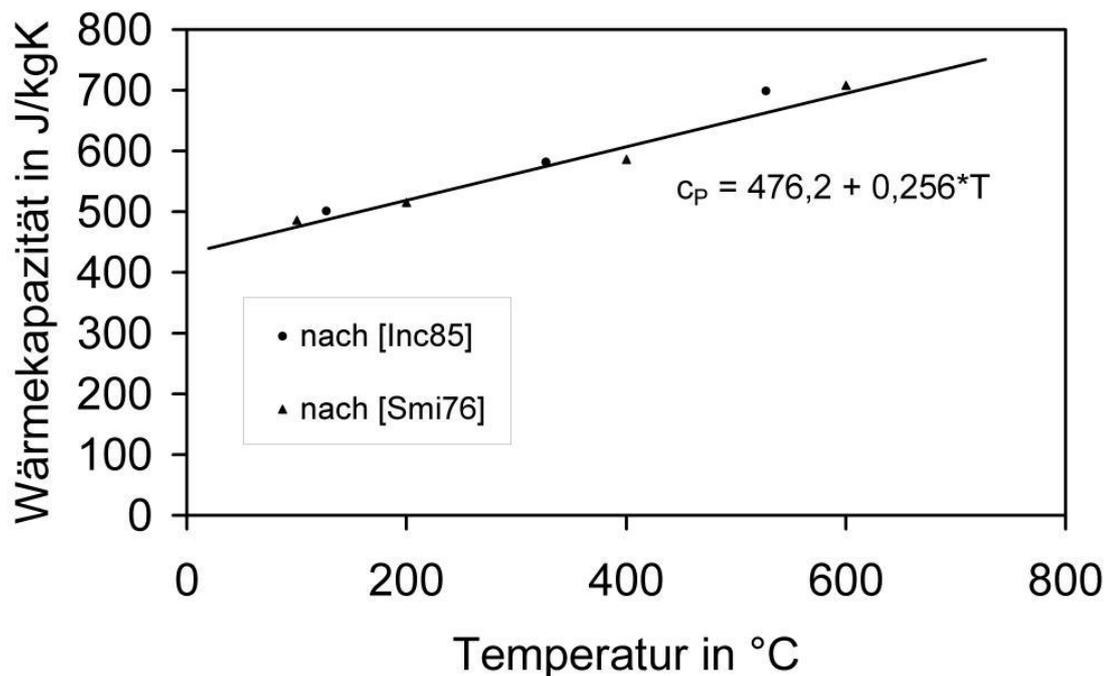


Bild 1.22: Temperaturabhängigkeit der Wärmekapazität des Kokillenmaterials C45

Da in dem interessanten Temperaturbereich der Kokillenwerkstoff natürlich nur als festes Material vorliegt, können die Kennwerte mit Hilfe der in den Diagrammen dargestellten linearen Funktionen angenähert werden. Für die Dichte ergibt sich im gesamten Temperaturbereich die Gleichung $\rho = 7817 - 0,7113 \cdot T$ als gute Näherung.

Die Werkstoffdaten, der an der Versuchsanlage vergossene Aluminium-Gusslegierung EN-AC AlSi7Mg0,3 sind aus [Bak01, Rue00] entnommen.

Wie in Bild 1.22 und Bild 1.23 dargestellt, sind die Kennwerte entsprechend den drei Phasengebieten fest / teilflüssig / flüssig in drei Bereiche unterteilt. Eine Interpolation der Daten über den gesamten Temperaturbereich würde auch bei Polynomen höherer Ordnung zu erheblichen Fehlern führen, weshalb die Kennwerte hier abschnittsweise interpoliert sind. Als Übergangspunkt kommen hierbei jeweils die Solidustemperatur mit 558 °C und die Liquidustemperatur mit 603 °C zum Einsatz [Ola97].

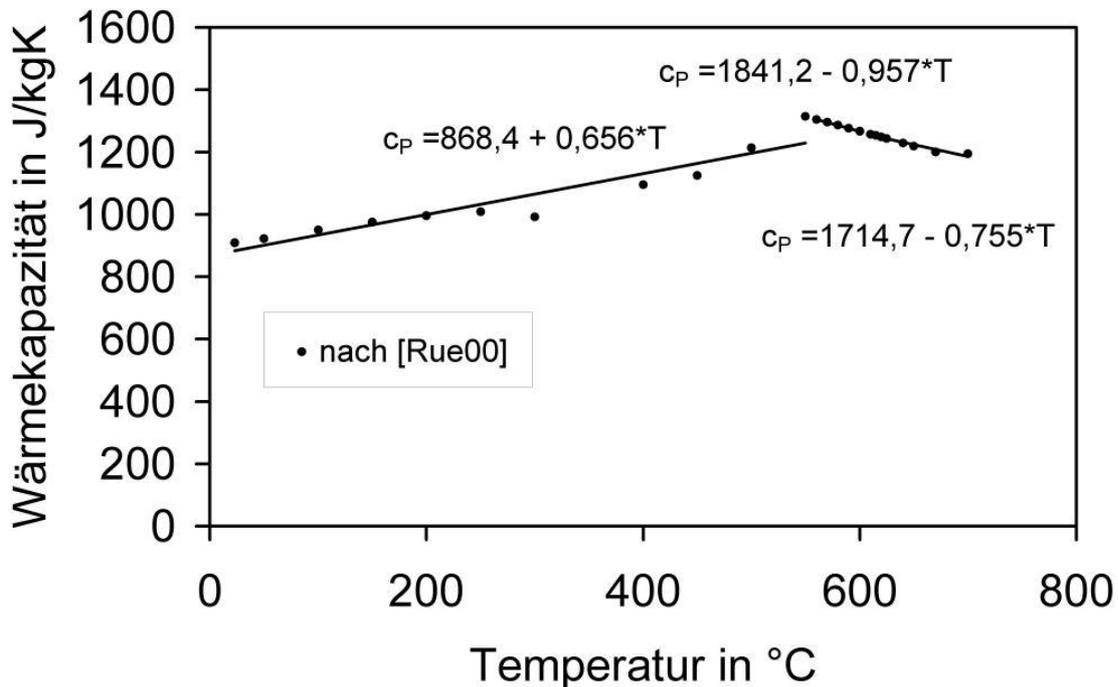


Bild 1.23: Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit bei AlSi7Mg0,3

Als Näherung für die Dichte von EN-AC AlSi7Mg0,3 ergeben sich für die unterschiedlichen Temperaturbereiche folgende lineare Näherungen:

- fest 0 °C < T < 558 °C $\rho = 2593,2 - 0,02033 \cdot T$
- teilflüssig 558 °C < T < 603 °C $\rho = 3753,8 - 2,23 \cdot T$
- flüssig 603 °C < T < 700 °C $\rho = 2544,2 - 0,2911 \cdot T$

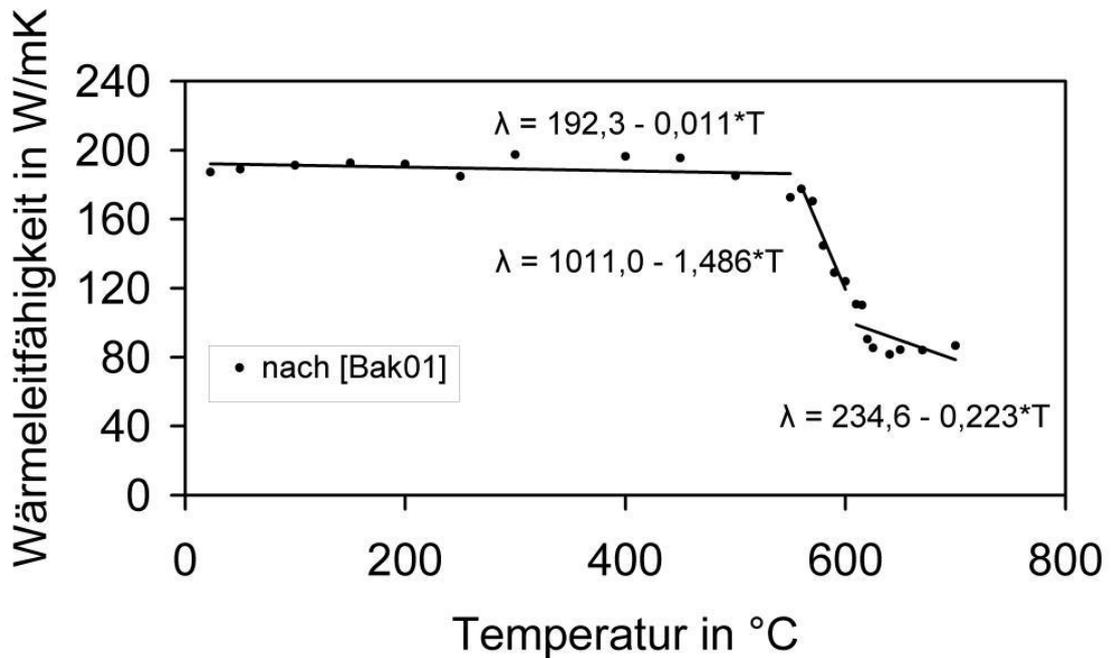


Bild 1.24: Temperaturabhängigkeit der Wärmekapazität bei AlSi7Mg0,3

Die latente Wärme, die während des Phasenübergangs abgegeben wird, beträgt 429 kJ/kg bei AlSi7Mg0,3. Bei den Berechnungen muss dieser Anteil ebenfalls in Betracht gezogen werden. Bei reinen Metallen kann dieses mit Hilfe der effektiven Wärmekapazität geschehen. Dazu wird ein normalisierter Gauß-Impuls im Bereich der Übergangstemperatur überlagert, wobei die Breite des Impulses der benötigten Genauigkeit angepasst wird [NN04c].

Diese Methode der effektiven Wärmekapazität kommt nach entsprechender Anpassung auch für die hier benutzte Aluminium-Legierung zur Anwendung [Lam04]. Um die numerische Stabilität dieser Methode zu überprüfen, ist das Abkühlverhalten der Legierung mit Hilfe der angegebenen Werkstoffdaten unter Femlab simuliert worden. Dazu ist die Aluminiumlegierung ausgehend von einer Anfangstemperatur von 700 °C mit einem konstanten Wärmestrom abgekühlt worden.

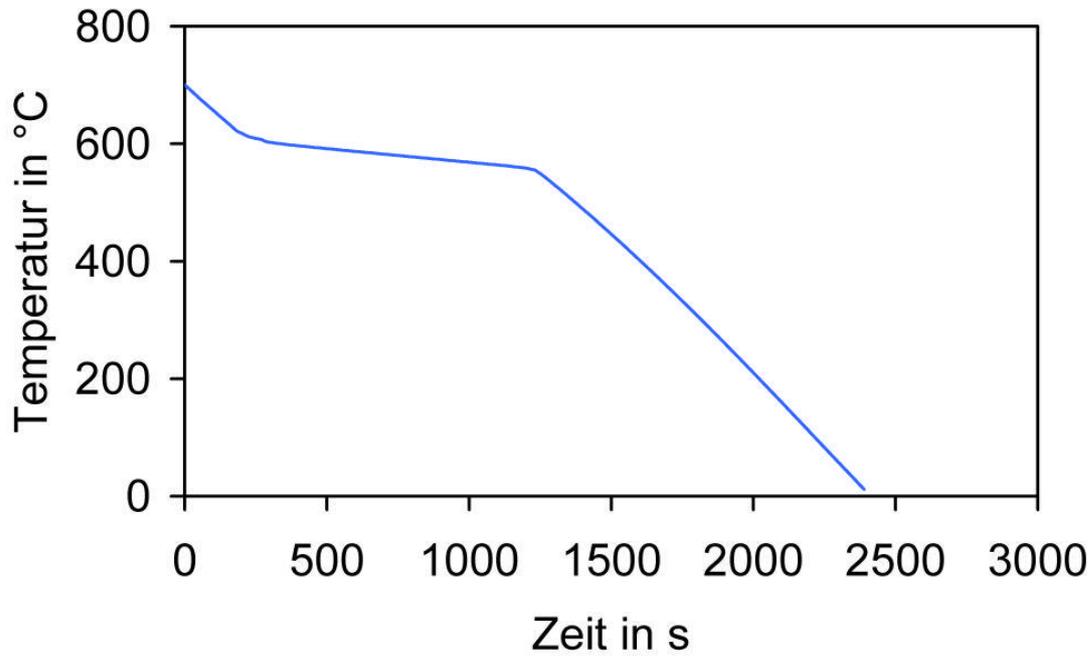


Bild 1.25: Simuliertes Abkühlverhalten der Legierung AlSi7Mg0,3

Das Ergebnis ist in Bild 1.25 dargestellt, wobei deutlich die verringerte Abkühlgeschwindigkeit der Legierung im Temperaturbereich zwischen Liquidus- und Solidustemperatur erkennbar ist. Diese Vorgehensweise führt also auf numerisch stabile Lösungen und spiegelt darüber hinaus die realen Verhältnisse bei der Bauteilerstarrung sehr gut wieder.

2 Ausgangssituation und Zielsetzung

Das Gießen in Dauerformen ist ein sehr verbreitetes Verfahren mit einer großen wirtschaftlichen und technologischen Bedeutung. Um die Forderungen nach qualitativ hochwertigen Bauteilen und Wirtschaftlichkeit zu verbinden, sind diese Verfahren einer kontinuierlichen Weiterentwicklung unterworfen und haben dabei insbesondere von der Weiterentwicklung der numerischen Simulation profitiert.

Da die Temperierung der Dauerform zentralen Einfluss auf die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens hat, ist sie normalerweise der erste Ansatzpunkt für die Optimierung dieser Verfahren. Da keine allgemeingültige Theorie für die Erstarrung von Bauteilen in Abhängigkeit von der Geometrie der Kühlung besteht, ist dieser wesentliche Schritt in der Entwicklung einer Dauerform durch eine sukzessive manuelle Vorgehensweise geprägt. Das heißt, die Kühlungsgeometrie ist eine Näherungslösung, die schrittweise entsteht und wesentlich auf der Erfahrung des Bedieners beruht.

Die numerische Simulation wird heute ausschließlich für die Auslegung des Gießprozesses genutzt, wobei ein einheitlicher Wärmeübergang für das gesamte Bauteil zu Grunde gelegt wird. Eine lokale Auflösung des Wärmeübergangskoeffizienten wird auf Grund der fehlenden Information über den Prozess nicht eingesetzt, obwohl damit die Berechnung der Erstarrung des realen Gussstücks möglich wäre. Die Gründe liegen auf der einen Seite in dem rauen Arbeitsumfeld in Gießereien, wo zusätzliche Sensoren kritisch hinsichtlich des Nutzens und der Kosten hinterfragt werden. Zum anderen ermöglicht erst die aktuelle Entwicklung der Rechnerhardware preiswerte Simulationsumgebungen, die eine ausreichend schnelle Grundlage für die Online-Diagnose bieten.

Vor diesem Hintergrund soll im Rahmen dieser Arbeit ein System entwickelt werden, mit dessen Hilfe eine einfache Erfassung der realen Temperaturverhältnisse in Dauerformen ermöglicht wird. Da im realen Gießbetrieb zum Beispiel durch lokale Luftspaltbildung, unterschiedlich starken Schlichteabrieb oder Zyklusunterbrechungen zwangsläufig Abweichungen von den idealisierten Randbedingungen auftreten, soll die Erfassung dieser realen Prozessbedingungen ein zentrales Anliegen sein. Hierfür sind neben der effizienten und robusten Realisierung insbesondere die lokale und zeitliche Auflösung der identifizierten Randbedingungen notwendig.

Ausgehend von diesen Randbedingungen soll die Erstarrung des Bauteils mit Hilfe der numerischen Simulation überprüft werden. Durch diese Vorgehensweise sollen die Ergebnisse der numerischen Simulation soweit verbessert werden, dass die reale Bauteilerstarrung für jedes Bauteil überprüft werden kann.

Neben der Fragestellung der korrekten Erstarrungsvorhersage wird aber insbesondere eine einfache mathematische Beschreibung als Zielsetzung verfolgt, so

dass eine prozessbegleitende Bauteildiagnose zukünftig auch ohne aufwendige Simulationsumgebung möglich ist. Dazu wird das thermische Verhalten der Dauerform als Wärmeübertragungssystem beschrieben, womit gleichzeitig eine effiziente und anschauliche Beschreibung der Wirksamkeit der Formtemperierung realisiert wird.

Die gewonnenen Erkenntnisse sollen zu einer Beschreibung der Erstarrungszeit von Gussstücken in gekühlten Kokillen zusammengefasst werden. Der entstehende analytische Zusammenhang zwischen Geometrie, Werkstoff der Kokille und vergossener Legierung kann dann in Anlehnung an die Methode des Gießmoduls bei ungekühlten Gieß-Formen zur direkten Berechnung der Erstarrungszeit benutzt werden.

Mit dieser Methode kann eine bestehende Kühlgeometrie für Dauerformen effizient hinsichtlich ihrer Wirkung auf die Bauteilerstarrung überprüft werden. Der Vorteil dieser Beschreibungsmethode soll exemplarisch bei der direkten Berechnung optimaler Kühlbereiche gezeigt werden.

3 Versuchsanlage

Als Versuchsanlage für die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit wird die automatisierte Kokillengießstrecke am Institut für Werkstoffkunde genutzt. Eine Gesamtansicht der Kokillengießstrecke ist in Bild 3.1 zu sehen. Zentrale Komponenten dieser Anlage sind: Dosierofen (Westomat 25 S), Kokille mit Formöffnungs- und Auswerfermechanik (Eigenbau), regelbares Heiz-Kühlgerät zur Kokillentemperierung (Thermobiehl HK1502) und einem Messrechner zur Datenerfassung.



Bild 3.1: Kokillengießstrecke mit Heiz-/Kühlgerät und Messrechner

Die genaue Erfassung der Temperaturen ist mit linearisierten Thermoelementmodulen PCLM-5B47K (0°C-1000°C) realisiert, die auf der entsprechenden Einheit zur Signalkonditionierung PCLD-5B16 zum Einsatz kommen. Für die exakte Temperaturmessung sind hierauf galvanisch getrennte Thermoelementeingänge vorhanden, wobei die Klemmstellen zusätzlich für Umgebungstemperaturen zwischen 0°C und 45°C temperaturkompensiert sind. Die eingesetzten NiCr-Ni Thermoelemente (K-Typ) mit einem Nenndurchmesser von 1,5 mm sind von der Kokillenrückseite her angebracht und befinden sich in den unterschiedlichen Bereichen der Kokille jeweils in der Nähe der Gravur (Abstand 3 mm). Die entsprechenden Bohrungen auf der Kokillenrückseite und ihre Bezeichnungen sind in Bild 3.2 zu sehen. Ein weiteres Thermoelement befindet sich im Bereich der Kühlung.

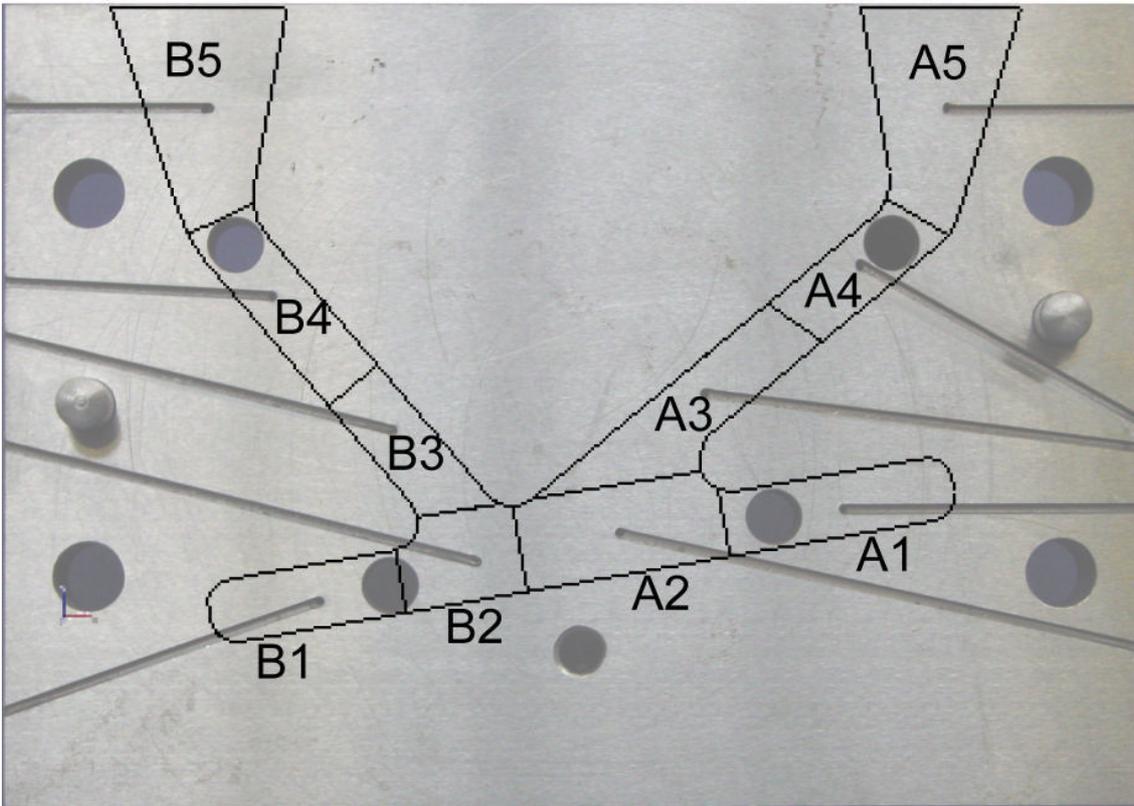


Bild 3.2: Kokillenrückseite mit den Thermoelementbohrungen (A1..A5, B1..B5) und projizierter Bauteilgeometrie

Um sämtliche Messdaten aller Anlagenkomponenten zentral erfassen können und zukünftig auch die Möglichkeit zu besitzen, den Prozess entsprechend der entwickelten Strategien steuern zu können, ist die Anlage zusätzlich mit den in Bild 3.3 dargestellten Embedded-Systems ausgestattet.

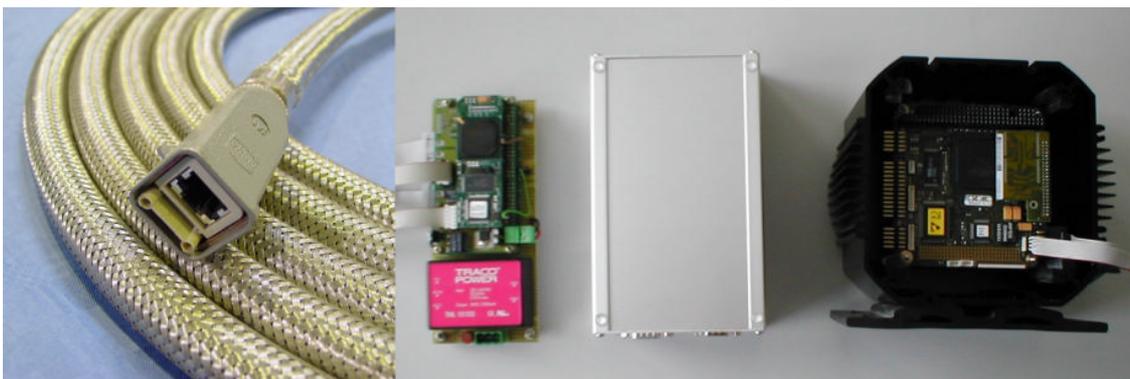


Bild 3.3: Netzkabel im feuerfest Schutzmantel und eingesetzte Embedded-Systems

Diese Kleinstrechner werden in bestehende Gehäuse integriert, um die Sensordaten

vor Ort übernehmen zu können. Die Temperaturdaten werden direkt nach der Linearisierung am Messverstärker erfasst, die Steuerung des Kühlsystems ist am Temperiergerät und die Relaissteuerung direkt im Schaltschrank der Ofensteuerung implementiert. Die Datenübertragung erfolgt auf industrietauglichen Ethernet Anschlüssen, wobei das TCP/IP-Protokoll zum Einsatz kommt. Um die Netzwerkverkabelung der Systeme vor den Produktionsbedingungen in der Gießerei zu schützen wurden die Netzkabel in einem feuerfesten Kabelmantel der Firma Adaptaflex verlegt.

Mit dieser Anlage können die relevanten Parameter und Prozessgrößen, die für die folgenden Untersuchungen notwendig sind, eingestellt und erfasst werden. Insbesondere die Möglichkeit die Temperaturverhältnisse im realen Gießprozess zu erfassen, schafft die optimale Grundlage für eine detaillierte Analyse der Wärmeströme in der Dauerform und der damit verbundenen Bauteilerstarrung.

4 Wärmeleitung in Dauerformen

Für die Wärmeleitung in Dauerformen soll eine auf den Gießprozess angepasste Methode zur Beschreibung und Berechnung vorgestellt werden. Dazu wird zunächst die Wärmeleitung unter Berücksichtigung der Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität des Kokillenwerkstoffs in einem geeigneten Modell zusammengefasst.

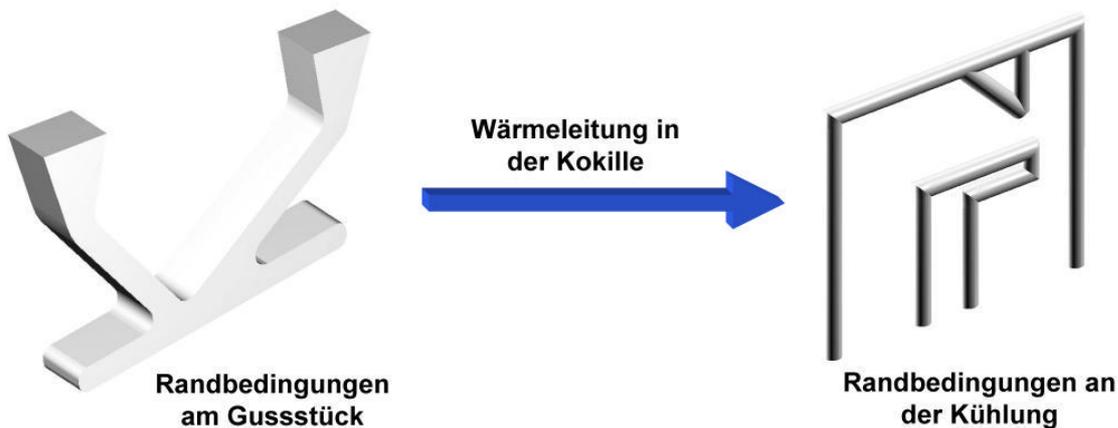


Bild 4.1: Wärmehaushalt einer Kokille beim Gießen

Der Einfluss der dreidimensionalen Geometrie soll mit Hilfe des Formkoeffizienten berücksichtigt werden, wodurch eine besonders effiziente Modellbeschreibung erzielt wird. Die daraus gewonnene Modellbeschreibung bildet die Grundlage, um mit Hilfe von Temperaturmessungen die Randbedingungen des realen Prozesses identifizieren zu können.

4.1 Modell der Wärmeleitung

Die eindimensionale Wärmeleitungsgleichung kann nach [Inc85] über folgende Differentialgleichung beschrieben werden:

$$\lambda \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \rho \cdot c_p \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \quad (4.1)$$

Durch Diskretisierung der Ortskoordinate x folgt daraus die Beschreibung mit den finiten Differenzen. Für ausreichend kleine Abschnitte der Breite Δx kann die Differenzierung in einem beliebigen Punkt n zum Zeitpunkt durch den Quotienten

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \frac{T_{n+1} + T_{n-1} - 2 \cdot T_n}{(\Delta x)^2} \quad (4.2)$$

ersetzt werden. Dadurch ergibt sich die Gleichung

$$\frac{\partial T_n}{\partial t} = \frac{\lambda}{\rho \cdot c_p} \cdot \frac{T_{n+1} + T_{n-1} - 2 \cdot T_n}{(\Delta x)^2} \quad (4.3)$$

Wie sich im folgenden zeigen wird, kann diese Vorgehensweise einfach mit Hilfe der Berechnung wärmetechnischer Ersatzgrößen realisiert werden. Der Vorteil dieser Ersatzgrößen liegt in der anschaulichen Analogie zu elektrischen Größen. Darüber hinaus ist durch die sukzessive Verkleinerung von Δx eine beliebig genaue numerische Lösung der Wärmeleitungsgleichung möglich.

4.1.1 Ersatzgrößen des einfachen Modells

Im einfachsten Fall kann das Wärmeübertragungsverhalten der gesamten Kokille unter Nutzung des Wärmewiderstands R_{ges} beschrieben werden.

$$R_{ges} = \frac{d}{\lambda_m \cdot A_{eff}} = \frac{1}{\lambda_m \cdot S_{ges}} \quad (4.4)$$

- d Abstand zwischen Gussstück und Kühlung
- λ_m mittlere Wärmeleitfähigkeit des Formwerkstoffs
- A_{eff} wirksame Fläche
- S_{ges} Formkoeffizient gesamt

Zusätzlich kann der konvektive Wärmeübergang zwischen Kühlkanalwand und Temperiermedium durch den Widerstand R_{Konv} berücksichtigt werden:

$$R_{Konv} = \frac{1}{\alpha_T \cdot A_{Kühl}} \quad (4.5)$$

- α_T Wärmeübergangskoeffizient Temperiermedium/Form
- $A_{Kühl}$ Kühlkanaloberfläche

Als Wärmekapazität der gesamten Kokille C_{ges} ergibt sich außerdem

$$C_{ges} = d \cdot A_{eff} \cdot \rho \cdot c_p = (\Delta x)^2 \cdot S_{ges} \cdot \rho \cdot c_p \quad (4.6)$$

- d Abstand zwischen Gussstück und Kühlung
- A_{eff} wirksame Fläche
- ρ Dichte
- c_p spezifische Wärmekapazität des Formwerkstoffs
- S_{ges} Formkoeffizient gesamt

Diese Größen sind in Bild 4.2 in einem Ersatzschaltbild für die Wärmeleitung zwischen Bauteil und Kühlmedium zusammengefasst.

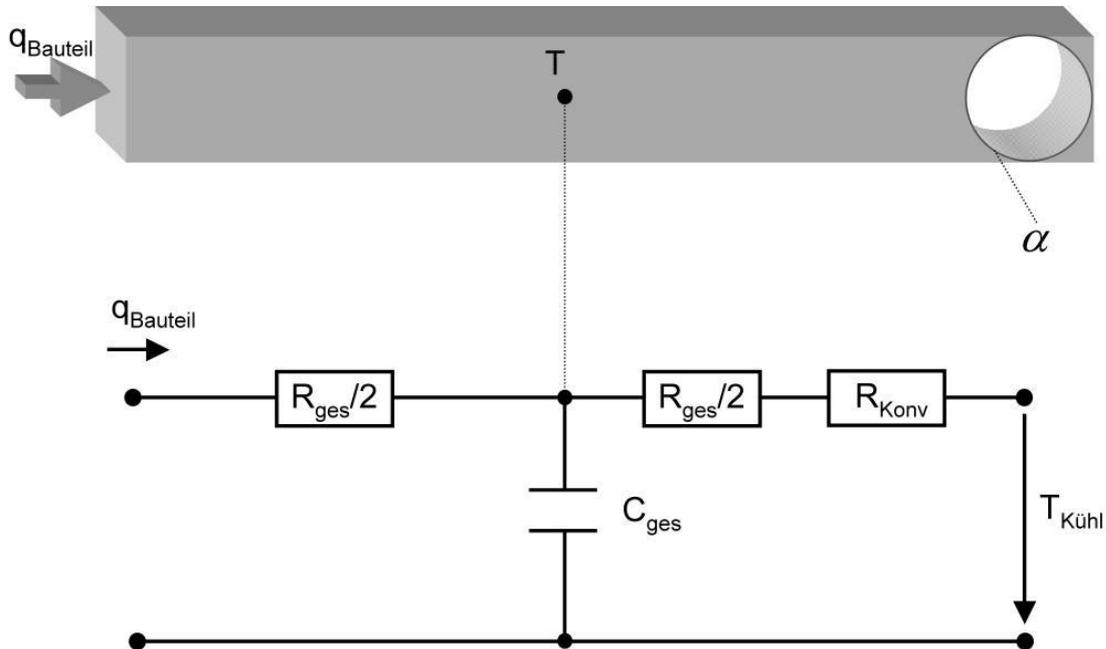


Bild 4.2: Ersatzschaltbild der Wärmeleitung zwischen Bauteil und Kühlung

Da die Temperatur in der Form jedoch nur in einem Referenzpunkt berechnet wird, liefert dieser Ansatz keine ausreichende Auflösung für schnell veränderliche Temperaturverhältnisse. Für reale Prozesse muss diese Berechnung daher lokal verfeinert werden, da nur so eine entsprechende zeitliche Dynamik erfasst werden kann [Blu97].

4.1.2 Erweiterung des Modells

Um die lokale Auflösung der Berechnung zu verbessern, können die Ersatzgrößen weiter unterteilt werden. Für jeden Abschnitt der Breite Δx können die entsprechenden Ersatzgrößen berechnet werden.

$$R_n = \frac{\Delta x}{\lambda \cdot A} \quad (4.7)$$

$$C_n = \Delta x \cdot A \cdot \rho \cdot c_p \quad (4.8)$$

Neben dem reinen Wärmewiderstand, muss am rechten Rand natürlich auch der Anteil des Wärmeübergangskoeffizienten α in der Kühlbohrung berücksichtigt werden. Dieser Anteil wird unverändert nach Gleichung 4.5 berechnet, da er unabhängig von der laufenden Ortskoordinate ist.

Wird das oben vorgestellte Modell um zwei Referenzpunkte erweitert, verringert sich

zwangsläufig die Breite Δx der Abschnitte auf ein Drittel der ursprünglichen Breite. Damit ergibt sich das in Bild 4.3 dargestellte erweiterte Modell für die Wärmeleitung in der Dauerform.

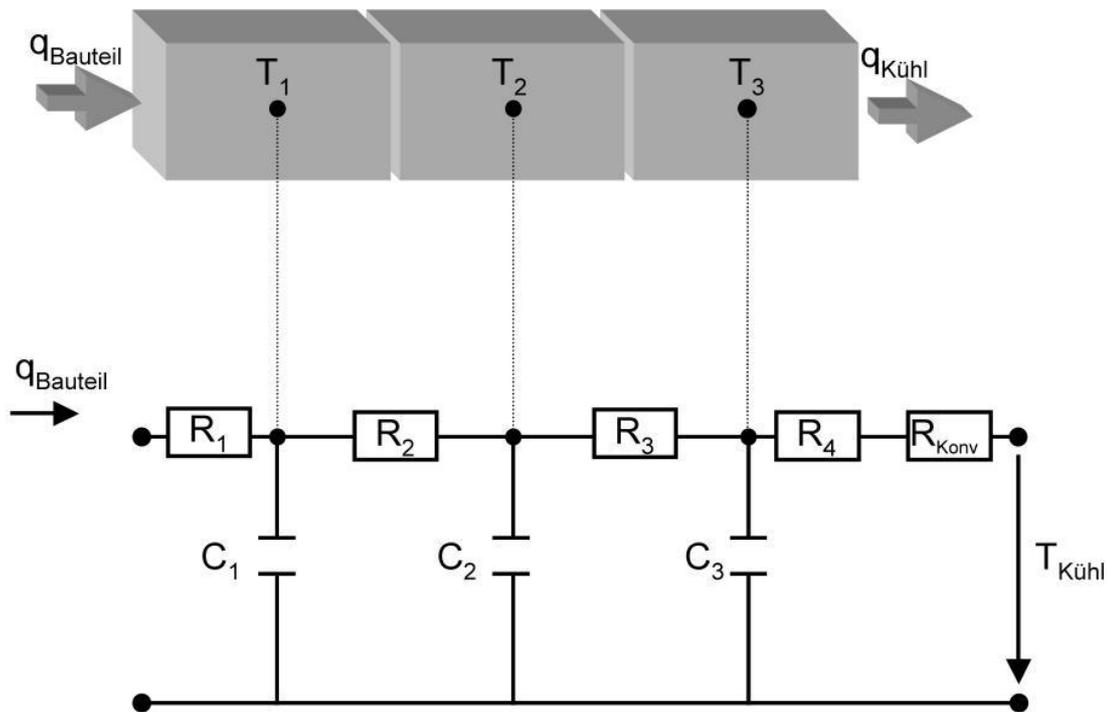


Bild 4.3: Ersatzschaltbild der Wärmeleitung zwischen Bauteil und Kühlung für die Aufteilung der Form in 3 Abschnitte

Als Differentialgleichung für die Temperatur T_2 am inneren Punkt ergibt sich hier folgende Gleichung

$$C_2 \cdot \frac{\partial T_2}{\partial t} = \frac{1}{R_2} \cdot (T_1 - T_2) - \frac{1}{R_3} \cdot (T_2 - T_3). \quad (4.9)$$

Nach dem Einsetzen der entsprechenden Ersatzgrößen führt das zu

$$\frac{\partial T_2}{\partial t} = \frac{\lambda}{\rho \cdot c_p} \cdot \frac{(T_1 + T_3 - 2 \cdot T_2)}{(\Delta x)^2}. \quad (4.10)$$

Diese Darstellungsform entspricht damit erwartungsgemäß exakt der Beschreibung durch die Finiten Differenzen, weshalb die beiden Darstellungsformen als äquivalent betrachtet werden.

Die Beschreibung der inneren Temperatur im Punkt 2 durch Gleichung 4.10 ist darüber hinaus, wie bereits erwähnt, für alle inneren Punkte gültig, so dass diese Methode sukzessive für die weitere Optimierung des Modells durch Verringerung der Abschnittsbreite Δx genutzt werden kann. Dementsprechend kann dann die Temperaturentwicklung aller inneren Punkte berechnet werden

$$C_n \cdot \frac{\partial T_n}{\partial t} = \frac{1}{R_n} \cdot (T_{n-1} - T_n) - \frac{1}{R_{n+1}} \cdot (T_n - T_{n+1}) \quad (4.11)$$

Die allgemeine Form der Temperaturentwicklung für einen inneren Abschnitt n lautet

$$\frac{\partial T_n}{\partial t} = \frac{\lambda}{\rho \cdot c_p} \cdot \frac{(T_{n-1} + T_{n+1}) - 2 \cdot T_n}{(\Delta x)^2} \quad (4.12)$$

Wie an dieser allgemeinen Gleichung für innere Punkte zu sehen ist, kann sie unabhängig von der Fläche A benutzt werden und stützt sich ausschließlich auf die Parameter des Kokillenwerkstoffs. Für den linken und rechten Rand ist diese Beschreibung nicht direkt benutzbar, da sie die jeweiligen Randbedingungen nicht berücksichtigt. Daher wird das Wärmeübertragungsmodell hier entsprechend angepasst.

4.1.3 Modellverhalten an den Rändern

Damit die Modellbeschreibung den tatsächlichen Verhältnissen entspricht, sollen die Gleichungen für die Temperaturen an den Rändern mit Hilfe der Energiebilanz aufgestellt werden, da nur so konsistente Lösungen zu erzielen sind [Inc85]. Für die Versuchskokille sind dazu sowohl die geometrischen Voraussetzungen als auch die wärmetechnischen Randgrößen entsprechend Bild 4.4 zu berücksichtigen.

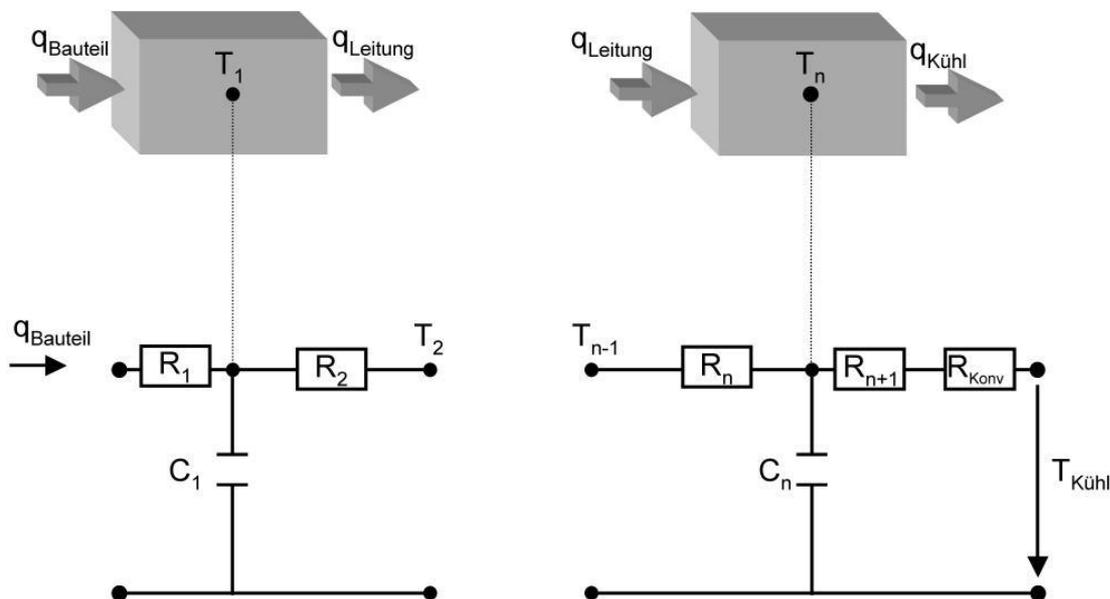


Bild 4.4: Modellbeschreibung am rechten und linken Rand unter Berücksichtigung der Randbedingungen

Für den linken Rand, also den Bereich, der Kontakt zum Bauteil hat, tragen drei Anteile zur Änderung der Energiebilanz bei.

Energiebilanz für die linke Randbedingung: $\dot{E}_{\text{Innere}} = \dot{E}_{\text{Bauteil}} - \dot{E}_{\text{Leitung}}$

$$\dot{E}_{\text{Bauteil}} = A_{\text{Bauteil}} \cdot \dot{q}^*_{\text{Bauteil}}$$

$$\dot{E}_{\text{Leitung}} = A_{\text{Bauteil}} \cdot \frac{\lambda \cdot A_{\text{Bauteil}}}{\Delta x} \cdot (T_1 - T_2)$$

$$\dot{E}_{\text{Innere}} = A_{\text{Bauteil}} \cdot \rho \cdot c_p \cdot \Delta x \cdot \frac{\partial T_1}{\partial t}$$

Die Zusammenfassung dieser Gleichungen führt auf die Differentialgleichung für die Temperatur T_1 am linken Rand der Dauerform

$$\frac{\partial T_1}{\partial t} = \frac{\lambda}{\rho \cdot c_p \cdot (\Delta x)^2} \cdot (T_2 - T_1) + \frac{1}{\rho \cdot c_p \cdot \Delta x} \cdot \dot{q}^*_{\text{Bauteil}} \quad (4.13)$$

oder mit Hilfe der Ersatzgrößen ausgedrückt

$$\frac{\partial T_1}{\partial t} = \frac{1}{R_2 \cdot C_1} \cdot (T_2 - T_1) + \frac{1}{C_1} \cdot \dot{q}^*_{\text{Bauteil}} \quad (4.13a)$$

Entsprechende Überlegungen führen am rechten Rand der Dauerform auf die folgenden drei Anteile für die Energiebilanz

Energiebilanz für die rechte Randbedingung: $\dot{E}_{\text{Innere}} = \dot{E}_{\text{Kühl}} - \dot{E}_{\text{Leitung}}$

$$\dot{E}_{\text{Kühl}} = A_{\text{Kühl}} \cdot \frac{1}{\frac{\Delta x}{2 \cdot \lambda \cdot A_{\text{Kühl}}} + \frac{1}{\alpha \cdot A_{\text{Kühl}}}} \cdot (T_3 - T_{\text{Kühl}})$$

$$\dot{E}_{\text{Leitung}} = A_{\text{Kühl}} \cdot \frac{\lambda \cdot A_{\text{Kühl}}}{\Delta x} \cdot (T_2 - T_3)$$

$$\dot{E}_{\text{Innere}} = A_{\text{Kühl}} \cdot \rho \cdot c_p \cdot \Delta x \cdot \frac{\partial T_3}{\partial t}$$

Diese Gleichungen lassen sich zu einer Differentialgleichung für die Temperatur T_n am rechten Rand der Dauerform im Bereich des Kühlkanals zusammenfassen.

$$\frac{\partial T_n}{\partial t} = \frac{\lambda}{\rho \cdot c_p \cdot (\Delta x)^2} \cdot (T_{n-1} - T_n) - \frac{1}{\left(\frac{1}{\alpha} + \frac{\Delta x}{2 \cdot \lambda}\right) \cdot \rho \cdot c_p \cdot \Delta x} \cdot (T_n - T_{\text{Kühl}}) \quad (4.14)$$

oder mit Hilfe der Ersatzgrößen ausgedrückt

$$\frac{\partial T_n}{\partial t} = \frac{1}{R_{n-1} \cdot C_n} \cdot (T_{n-1} - T_n) + \frac{1}{(R_{Konv} + R_{n+1}) \cdot C_n} \cdot (T_n - T_{Kühl}) \quad (4.15)$$

Um das Modell den realen geometrischen Verhältnissen anzupassen, werden die Ersatzgrößen an den Rändern und damit auch die Randbedingungen mit Hilfe der Bauteiloberfläche $A_{Bauteil}$ beziehungsweise mit Hilfe der Kühlkanaloberfläche $A_{Kühl}$ berechnet. Da die resultierenden Gleichungen prinzipiell unabhängig von der Fläche sind, muss dieser Effekt insbesondere bei der Ermittlung der Wärmeströme an den Rändern berücksichtigt werden.

Mit den aufgestellten Gleichungen existiert ein System von Differentialgleichungen, welches auf die Temperaturverhältnisse und die Randbedingungen in der Kokille zugeschnitten ist.

4.1.4 Modellbeschreibung und Stabilität

An Hand dieser Gleichungen kann ein Gleichungssystem aufgestellt werden, welches das Wärmeübertragungsverhalten der Kokille auf Grund der beschriebenen Modellvorstellung vollständig abbildet.

$$\begin{aligned} \frac{\partial T_1}{\partial t} &= \frac{1}{C_1} \cdot q_{Bauteil} - \frac{1}{R_2 \cdot C_1} \cdot (T_1 - T_2) \\ \frac{\partial T_2}{\partial t} &= \frac{1}{R_2 \cdot C_2} \cdot (T_1 - T_2) - \frac{1}{R_3 \cdot C_2} \cdot (T_2 - T_3) \\ &\cdot \\ &\cdot \\ &\cdot \\ \frac{\partial T_{n-1}}{\partial t} &= \frac{1}{R_{n-1} \cdot C_{n-1}} \cdot (T_{n-2} - T_{n-1}) - \frac{1}{R_n \cdot C_{n-1}} \cdot (T_{n-1} - T_n) \\ \frac{\partial T_n}{\partial t} &= \frac{1}{R_{n-1} \cdot C_n} \cdot (T_{n-1} - T_n) + \frac{1}{(R_{Konv} + R_{n+1}) \cdot C_n} \cdot (T_n - T_{Kühl}) \end{aligned} \quad (4.16)$$

Diese hier gewählte explizite Form des Gleichungssystems, ist insbesondere für eine Online-Auswertung sinnvoll, da nur die Temperaturen des vorherigen Zeitschritts benötigt werden. Diese Vorgehensweise hat den Vorteil, dass keine weitere Zeitverzögerung bei der prozessbegleitenden Berechnung auftritt. Darüber hinaus ist diese Darstellungsform auf Grund des geringen Speicherbedarfs optimal für die Berechnung der Größen auf den eingesetzten Embedded-Systems angepasst.

Um zu gewährleisten, dass auf Basis dieser Gleichungen sinnvolle Ergebnisse erzielt werden können, sollten die Einsatzgrenzen für eine stabile numerische Lösung abgeschätzt werden. Das Stabilitätskriterium ist zwangsläufig von den Werkstoffparametern der Kokille, der Abtastzeit Δt und von der Breite Δx der Abschnitte abhängig. Durch die technischen Randbedingungen des Gießprozesses ist der Werkstoff der Kokille festgelegt. Durch die eingesetzte Messerfassungs- und Auswertehardware ist darüber hinaus auch die Abtastzeit Δt gegeben. Unter diesen Voraussetzungen kann die maximale Breite Δx der Abschnitte berechnet werden und damit die numerische Stabilität der Lösungen gewährleistet werden.

Die Anwendung des Stabilitätskriteriums nach [Inc85] ergibt folgende Einsatzgrenzen:

$$\text{Stabilitätskriterium für den linken Rand: } 1 - \frac{\lambda \cdot \Delta t}{\rho \cdot c_p \cdot (\Delta x)^2} \geq 0$$

$$\text{Stabilitätskriterium innere Punkte: } 1 - \frac{2 \cdot \lambda \cdot \Delta t}{\rho \cdot c_p \cdot (\Delta x)^2} \geq 0$$

$$\text{Stabilitätskriterium für den rechten Rand: } 1 - \frac{\lambda \cdot \Delta t}{\rho \cdot c_p \cdot (\Delta x)^2} - \frac{\alpha \cdot \Delta t}{\rho \cdot c_p \cdot \Delta x} \geq 0$$

Mit den entsprechenden Parametern und der Abtastzeit $\Delta t = 0,1$ s folgen daraus die minimalen Breiten der jeweiligen Bereiche $\Delta x = 1,1$ mm, $\Delta x = 1,5$ mm und $\Delta x = 1,3$ mm. Für äquidistante Abschnitte muss die Breite $\Delta x = 1,5$ mm oder größer gewählt werden.

Auf Grund dieser Kriterien soll die Breite der Abschnitte auf 2,0 mm festgelegt werden, wodurch sich bei einem Abstand von 20 mm zwischen Bauteil und Kühlkanal 10 Temperaturstützstellen T_1 bis T_{10} ergeben.

4.2 Ermittlung der Randbedingungen aus den Prozessdaten

Die Thermoelemente, mit denen die Temperaturverhältnisse im realen Gießprozess erfasst werden, befinden sich jeweils 3 mm von der Gravur beziehungsweise 3 mm vom Kühlkanal entfernt. Dadurch ist gewährleistet, dass die Temperaturmessungen genau mit den Temperaturstützstellen des Modells in den Abschnitten 2 und 9 übereinstimmen.

Für die langsam veränderlichen Temperaturverhältnisse an den Kühlkanälen kann die Genauigkeit der ermittelten Randbedingungen mit Hilfe gemittelter Werte erhöht werden. Dazu werden die mittleren gemessenen Temperaturen über einen

Gießzyklus T_{2m} und T_{9m} ermittelt. Damit kann der durch die Kühlung abgeführte Wärmestrom berechnet werden.

$$q_{\text{Kühlung}} = \frac{1}{R_{\text{ges}} - R_1 - R_2 - R_{10} - R_{11}} \cdot (T_{2m} - T_{9m}) \quad (4.17)$$

Die Temperatur T_{10} am rechten Rand kann ermittelt werden.

$$T_{10} = T_{9m} - R_{10} \cdot q_{\text{Kühlung}} \quad (4.18)$$

Damit ergibt sich der Wärmeübertragungskoeffizient α zwischen Kühlkanal und Form

$$\alpha = \frac{q_{\text{Kühlung}}}{A_{\text{Kühl}} \cdot (T_{10} - T_{\text{Kühl}}) - A_{\text{Kühl}} \cdot R_{11} \cdot q_{\text{Kühlung}}} \quad (4.19)$$

Da an der Gravur auch die Temperaturverhältnisse innerhalb eines Gießzyklus erfasst werden sollen, ist es hier erforderlich, die Temperatur T_1 direkt in jedem Zeitschritt zu ermitteln. Am linken Rand kann dies daher mit der folgenden Gleichung geschehen.

$$T_1 = T_2 + R_2 \cdot C_2 \cdot \frac{\partial T_2}{\partial t} + \frac{R_2 \cdot C_2}{R_3 \cdot C_2} \cdot (T_2 - T_3) \quad (4.20)$$

Damit lässt sich die Wärmestromdichte des Bauteils über die Gleichung 4.16 identifizieren.

$$q_{\text{Bauteil}} = C_1 \cdot \frac{\partial T_1}{\partial t} + \frac{C_1}{R_2 \cdot C_1} \cdot (T_1 - T_2) \quad (4.21)$$

4.2.1 Tiefpass-Filter zur Datenaufbereitung

Wie bereits aus Gleichung 4.20 erkennbar ist, wird für die Berechnung der schnell veränderlichen Randbedingungen am linken Rand die zeitliche Ableitung der gemessenen Temperatur T_2 benötigt. Diese Problemklasse wird in der Literatur als inverses Wärmeübertragungsproblem (englisch: Inverse Heat Conduction Problem) bezeichnet [Özi00]. Gemeinsam ist diesen Problemen, dass sie eine Reihe Schwierigkeiten wie Verstärkung des Messrauschens und extreme Empfindlichkeit gegenüber hochfrequenten Störungen erwarten lassen. Daher lassen sich die Randbedingungen im realen Prozess nicht, wie oben angegeben, direkt berechnen. Für die Ermittlung der Randbedingungen aus real gemessenen Prozessdaten muss ein zusätzlicher Stabilisierungsmechanismus etabliert werden, um numerisch stabile Lösungen zu erhalten.

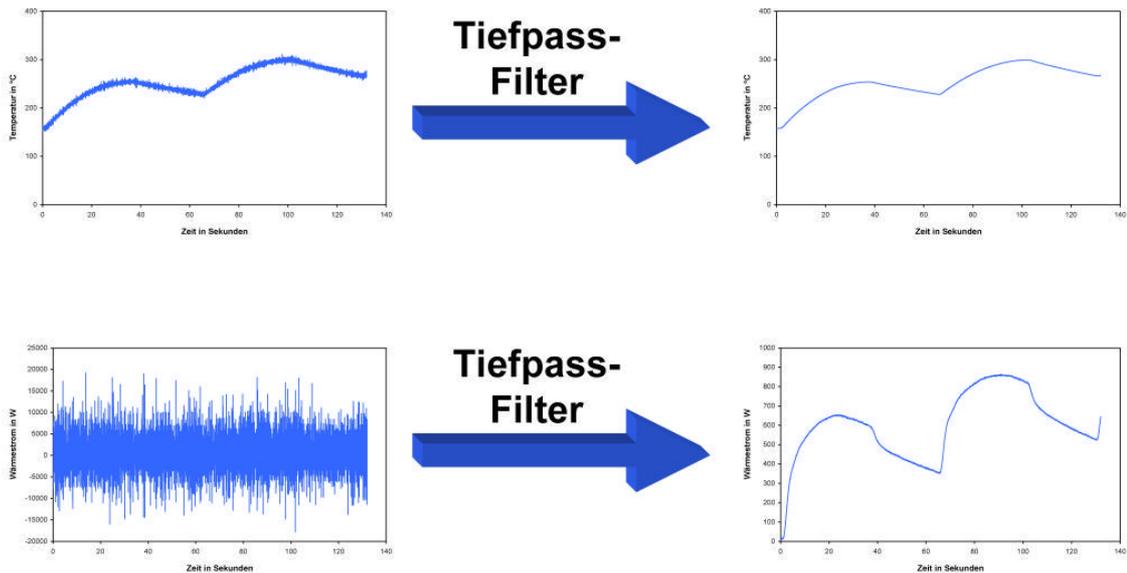


Bild 4.5: Ermittelte Temperatur T_1 (oben) und Wärmestrom q_{Bauteil} (unten) vor und nach der Tiefpassfilterung

Für die Auswertung der Temperaturmessungen im Gießprozess ist ein an die Problemstellung angepasster kausaler Tiefpass-Filter die beste Möglichkeit. Ein Tiefpass-Filter erlaubt die schnelle und prozessbegleitende Aufbereitung der Messdaten und bietet darüber hinaus den Vorteil, geringe Rechen- und Speicherkapazität zu benötigen, so dass er sogar auf kostengünstigen Embedded-Systems direkt zu realisieren ist.

Bei der Auslegung des Filters ist die nach [Blu97] beschriebenen Entwurfsmethode zum Einsatz gekommen, bei der nur die Ordnung und die Grenzfrequenz des Filters zu bestimmen sind. Die mit Hilfe des Programmpakets Matlab berechnete Übertragungsfunktion des resultierenden Chebychev-Filters lautet im Frequenzbereich:

$$F_{\text{Tiefpass}} = \frac{y(s)}{x(s)} = \frac{2,603}{s^2 + 2,228 \cdot s + 2,606} \quad (4.22)$$

oder in der zeitdiskreten Darstellung für eine Abtastfrequenz von 10 Hertz

$$F_{\text{Tiefpass}} = \frac{y(z)}{x(z)} = \frac{0,01208 \cdot z + 0,01121}{z^2 - 1,777 \cdot z + 0,8003} \quad (4.23)$$

Damit kann die gefilterte Größe $y(t)$ im Zeitbereich direkt aus den Rohdaten $x(t)$ berechnet werden

$$y(t) = \begin{matrix} -0,80030 \cdot y(t - 2 \cdot \Delta t) & + 1,77700 \cdot y(t - \Delta t) \\ + 0,01121 \cdot x(t - 2 \cdot \Delta t) & + 0,01208 \cdot x(t - \Delta t) \end{matrix} \quad (4.24)$$

Mit Hilfe dieses Filters können die ermittelten Temperaturen und Randbedingungen von hochfrequenten Anteilen und Messrauschen befreit werden. Wie Bild 4.5 zeigt ist diese Vorgehensweise sehr wirkungsvoll, insbesondere bei der Ermittlung des Wärmestroms ist der qualitative Verlauf erst nach der Filterung erkennbar.

Mit Hilfe der vorgestellten Methode kann die Wärmeleitung in der Dauerform effizient beschrieben und berechnet werden. Darüber hinaus können die realen Prozessbedingungen im Gießprozess erfasst werden. Auf dieser Grundlage sollen die Wärmeübertragungsbedingungen in der Dauerform detailliert untersucht werden.

5 Bauteilerstarrung

Bei der Untersuchung der Bauteilerstarrung sollen unterschiedliche Methoden zur Berechnung dieses physikalischen Vorgangs verglichen werden. Die korrekte Prognose des Erstarrungsverlaufs wird hierbei die zentrale Fragestellung für die Bewertung der unterschiedlichen Methoden sein. Hierbei sollen die im realen Gießprozess identifizierten Randbedingungen genutzt werden, um zu überprüfen, ob damit eine Verbesserung der numerischen Simulation möglich ist. An Hand der Röntgenuntersuchung der vergossenen Bauteile soll dann verifiziert werden, in wieweit die optimierte Simulation als Bauteildiagnosesystem geeignet ist.

5.1 Überprüfung der Bauteilgeometrie mit Hilfe der Modulbetrachtung

Die Erstarrungszeit für natürlich erstarrende Gussstücke wird, wie in Kapitel 1.4 dargestellt, mit Hilfe der Berechnung des Moduls möglich. Dazu werden die geometrischen Größen in dem anschaulichen Verhältnis zwischen Bauteilvolumen und Oberfläche zusammengefasst. Wird diese Vorgehensweise nun auf die einzelnen Segmente angewandt, kann die Erstarrungszeit der einzelnen Segmente und damit auch die Reihenfolge in der die einzelnen Segmente erstarren, berechnet werden. Das heißt, die Reihenfolge der Erstarrung und damit die relative Erstarrungszeit der einzelnen Segmente zueinander, kann ausschließlich an Hand der Geometrie überprüft werden.

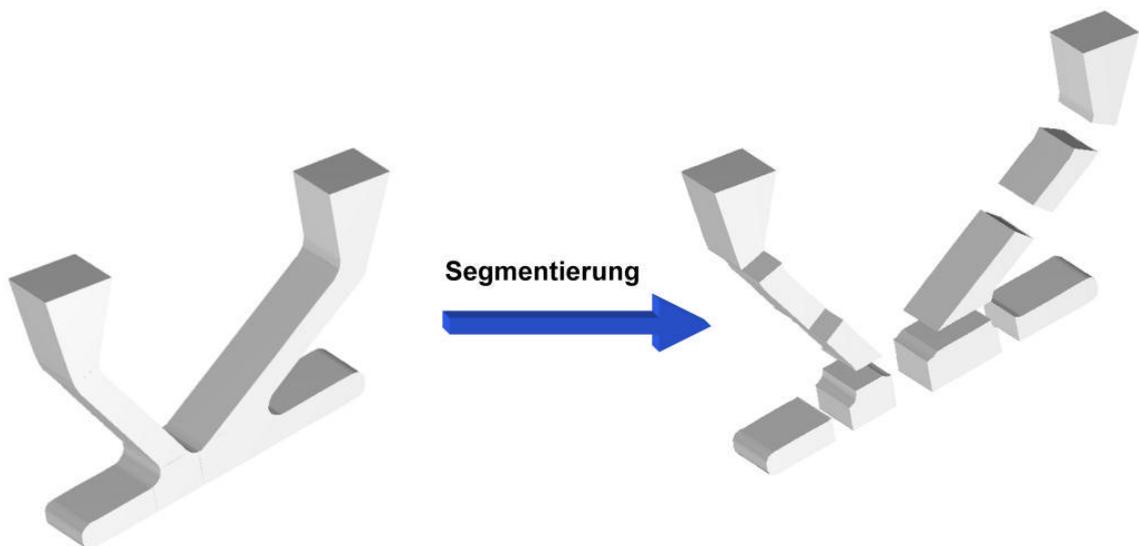


Bild 5.1: Virtuelle Bauteilsegmentierung am Versuchsbauteil

Wie diese gedachte Unterteilung eines gegossenen Bauteils aussehen kann, ist in Bild 5.1 dargestellt. Da diese Vorgehensweise auch im weiteren Verlauf der Untersuchungen eine Rolle spielen wird, soll sie als virtuelle Bauteilsegmentierung

bezeichnet werden. Grundsätzlich ist die Festlegung der Segmentgrenzen beliebig. Für die Anwendung ist es jedoch häufig anschaulicher und einfacher, wenn keine inneren Segmente entstehen beziehungsweise alle Segmente eine Gusstückoberfläche beinhalten. Darüber hinaus ist es sinnvoll, Segmentgrenzen in Bereiche mit unterschiedlichen Bauteilquerschnittsflächen zu legen.

Die virtuelle Segmentierung ist ohne Einschränkungen auch auf ausgewählte Gussstückbereiche anwendbar. Diese Option ist insbesondere dann sinnvoll, wenn gezielt bereits identifizierte kritische Bauteilbereiche untersucht werden sollen.

Durch die Kombination der virtuellen Segmentierung und der Berechnung des Moduls ist eine sehr einfache Überprüfung möglich, ob eine Bauteilgeometrie ohne Kühlung fehlerfrei zu gießen ist. Die Abschätzung der Erstarrungszeit in den n Segmenten erfolgt dann mit dieser Proportion:

$$t_n \sim M_n^2 \quad (3.1)$$

| | |
|-----|-----------------|
| t | Erstarrungszeit |
| M | Modul |
| n | Segment |

Die geometrischen Daten sind mit Hilfe moderner CAD-Systeme problemlos zu ermitteln.

5.1.1 Anwendung auf das Versuchsbauteil

Wird das Versuchsbauteil mit der oben dargestellten Methode segmentiert, ergibt sich die in Bild 5.2 dargestellte Aufteilung.

Die Segmente mit der Bezeichnung A5 und B5 stellen die Speiser dieses Bauteils dar. Die Speiser dienen beim Gießprozess dazu, die beim Erstarren und Abkühlen der Schmelze entstehende Volumenabnahme zu kompensieren. Das heißt, diese Funktionalität wird für ein fehlerfrei gespeistes Gussstück benötigt. Dafür muss die Erstarrung sowohl im Pfad A als auch im Pfad B in Richtung des jeweiligen Speisers erfolgen. Woraus die zeitliche Reihenfolge der Erstarrung für die beiden Pfade abgeleitet werden kann.

Für Pfad A ergibt damit entsprechend den in Bild 5.2 dargestellten Bezeichnungen A1, A2, A3, A4, A5 beziehungsweise B1, B2, B3, B4, B5 für Pfad B als Reihenfolge der Erstarrung.

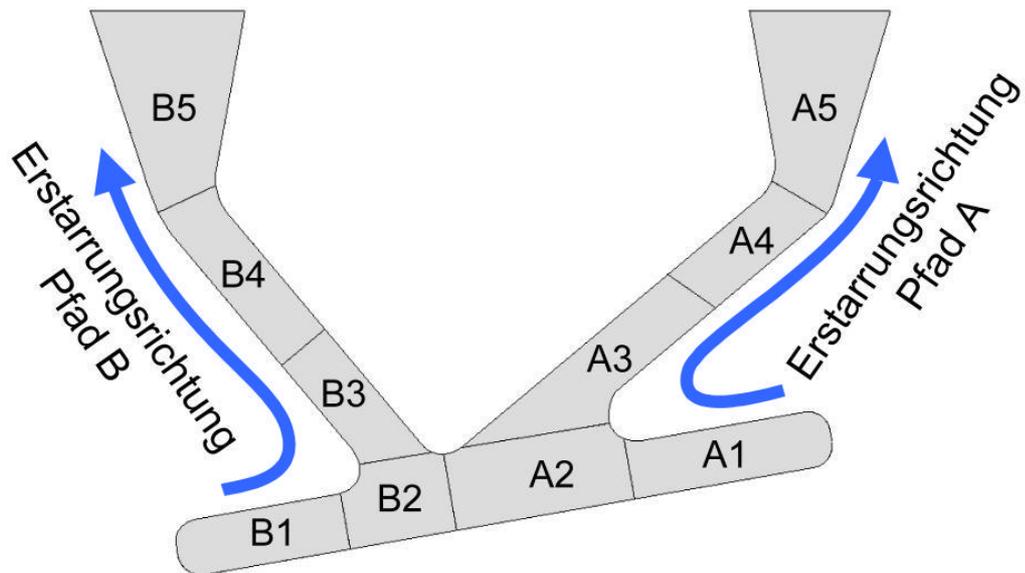


Bild 5.2: Erstarrungsreihenfolge der Bauteilsegmente

Für die Segmente müssten für die Erstarrungszeiten beziehungsweise für die Module folgende Beziehungen gelten:

Pfad A: $t_{A1} < t_{A2} < t_{A3} < t_{A4} < t_{A5}$

$$\text{Modul}_{A1}^2 < \text{Modul}_{A2}^2 < \text{Modul}_{A3}^2 < \text{Modul}_{A4}^2 < \text{Modul}_{A5}^2$$

Pfad B: $t_{B1} < t_{B2} < t_{B3} < t_{B4} < t_{B5}$

$$\text{Modul}_{B1}^2 < \text{Modul}_{B2}^2 < \text{Modul}_{B3}^2 < \text{Modul}_{B4}^2 < \text{Modul}_{B5}^2$$

Die für die Überprüfung dieser Beziehungen benötigten geometrischen Daten sind mit dem 3D-Konstruktionstool des Simulationspakets Femlab ermittelt worden und die daraus resultierenden Ergebnisse sind in Tabelle 5.1 zusammengefasst.

Vergleicht man diese berechnete Erstarrungsreihenfolge mit der für ein fehlerfreies Bauteil geforderten Erstarrungsrichtung wird deutlich, dass die Bauteilsegmente A2 und B2 später als die nachfolgenden Segmente A3 und B3 erstarren. Die in diesen Bauteilsegmenten A2 und B2 auftretenden Volumendefizite können daher nicht durch Schmelze aus den Speisern ausgeglichen werden, da die nachfolgenden Segmente A3, A4 beziehungsweise B3, B4 vorher erstarren. Das heißt, die in diesen Segmenten auftretende Volumenkontraktion beim Phasenübergang flüssig / fest führt zwangsläufig zu Bauteilfehlern wie Poren oder Lunkern.

| Pfad A | Volumen in 10^{-6} m^3 | Fläche in 10^{-4} m^2 | Modul² in 10^{-4} m^2 |
|---------------|--|---|--|
| A1 | 13,90 | 29,47 | 0,22 |
| A2 | 18,60 | 20,59 | 0,82 |
| A3 | 15,22 | 28,92 | 0,28 |
| A4 | 10,35 | 20,49 | 0,25 |
| A5 | 22,26 | 29,83 | 0,56 |

| Pfad B | Volumen in 10^{-6} m^3 | Fläche in 10^{-4} m^2 | Modul² in 10^{-4} m^2 |
|---------------|--|---|--|
| B1 | 11,55 | 25,61 | 0,20 |
| B2 | 11,10 | 14,20 | 0,61 |
| B3 | 9,62 | 19,12 | 0,25 |
| B4 | 13,23 | 26,28 | 0,25 |
| B5 | 24,86 | 31,63 | 0,62 |

Tabelle 5.1: Geometrische Größen der unterschiedlichen Bauteilsegmente

Da die Modulbetrachtung die Erstarrung von Gussstücken in natürlich gekühlten Kokillen beschreibt, ist an diesen Ergebnissen zu erkennen, dass hier eine nicht gießgerechte Bauteilgeometrie vorliegt. Das heißt, ohne eine gezielte Temperierung der eingesetzten Dauerform, kann diese Bauteilgeometrie nicht fehlerfrei gegossen werden. Daher wird die Kokille der Versuchsanlage durch eine Formtemperierung gekühlt.

Wie sich diese durch den Konstrukteur ausgelegte Temperierung auf das Gießergebnis auswirkt, soll mit Hilfe der Simulation überprüft werden.

5.2 Ermittelte Randbedingungen

Um möglichst realitätsnahe Simulationsergebnisse zu erhalten, sollen im ersten Schritt die Randbedingungen ermittelt werden. Dafür werden die in den unterschiedlichen Segmenten des Bauteils erfassten Temperaturen entsprechend den vorgestellten Modellgleichungen ausgewertet. Die ermittelten Randbedingungen sollen dazu dienen, die Bauteilerstarrung unter den realen Prozessbedingungen mit Hilfe der numerischen Simulation detailliert zu untersuchen.

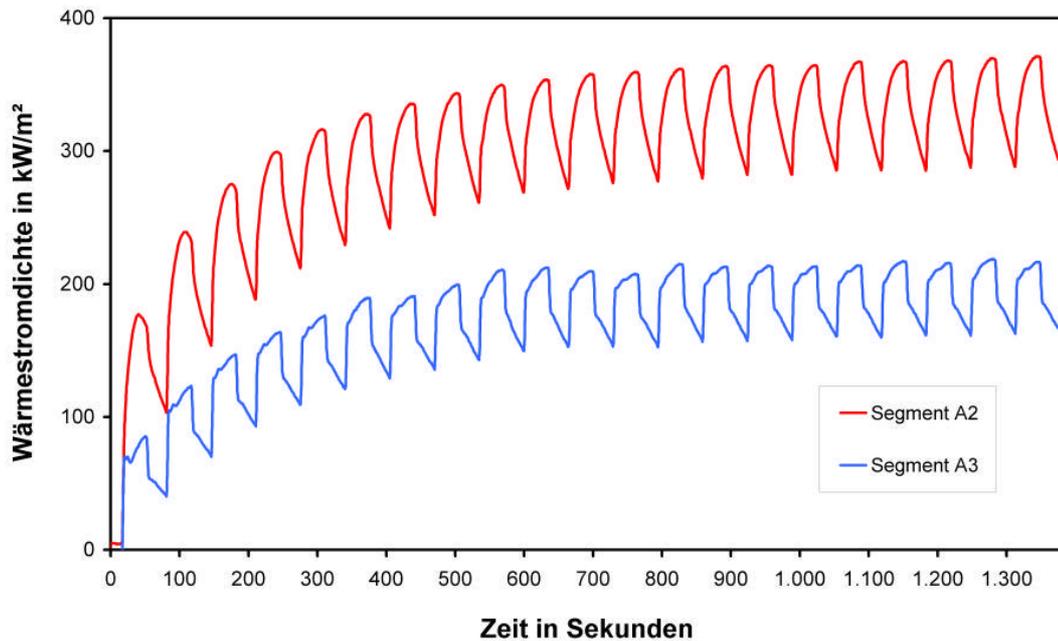


Bild 5.3: Identifizierte Wärmestromdichte vom Bauteil in die Dauerform während der ersten 20 Gießzyklen

Als Prozessdaten wurden folgende Parameter eingestellt:

- Formfüllung: 1,0 s
- Verweilzeit des Bauteils in der Form: 35 s
- Prozessnebenzeit: 29 s
- gesamte Zykluszeit: 65 s
- Giestemperatur AlSi7Mg0,3: 653°C
- Öl-Temperatur äußerer Kühlkanal: 160 °C
- Öl-Temperatur innerer Kühlkanal: 160 °C

In Bild 5.3 ist der Zeitverlauf des ermittelten Wärmestroms exemplarisch für die beiden Segmente A2 und A3 dargestellt. Diese liegen, wie oben gezeigt, im kritischen Bereich des Bauteils und sind daher für die Auswertung und die Überprüfung der Erstarrung besonders interessant.

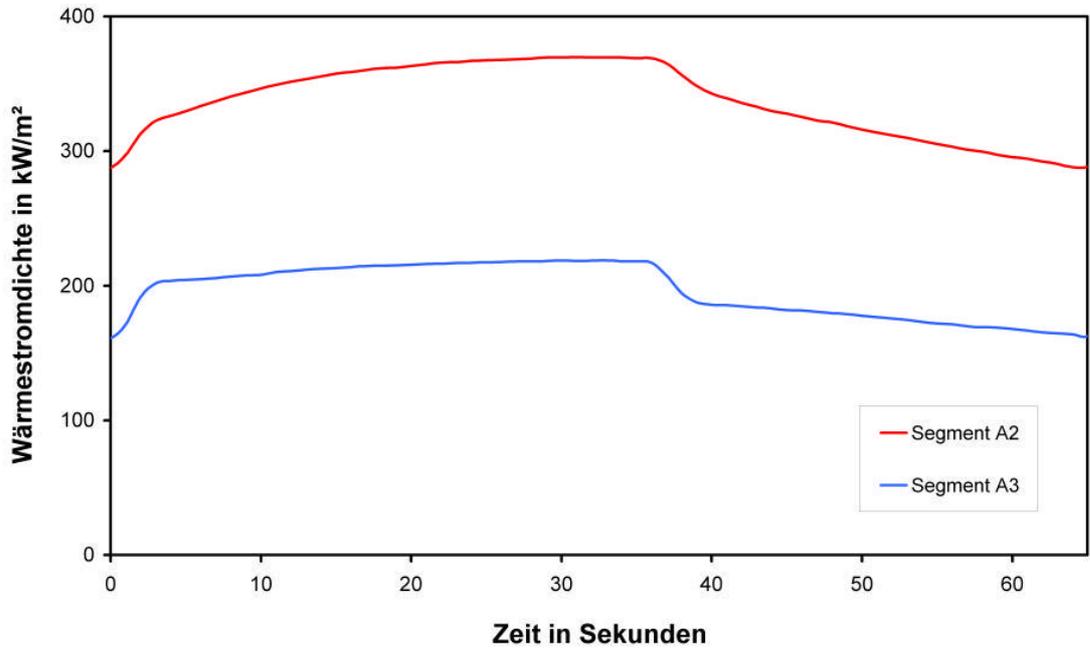


Bild 5.4: Identifizierte Wärmestromdichte zwischen Bauteil und Dauerform während des 20. Bauteils

In Bild 5.4 ist der 20. Zyklus, für den die Einflüsse des Anfahrvorgangs abgeschlossen sind, detailliert dargestellt. Auffallend ist der deutlich abweichende Wärmestrom in diesen beiden direkt benachbarten Segmenten. Der Maximalwert des Wärmestroms im Segment A2 übertrifft den Wert im Segment A3 um 70%.

| | mittlere Wärmestromdichte |
|---------------|----------------------------------|
| Pfad A | q^* in W / m ² |
| A1 | 192.246 |
| A2 | 328.550 |
| A3 | 190.940 |
| A4 | 224.129 |
| A5 | 212.911 |

| | mittlere Wärmestromdichte |
|---------------|----------------------------------|
| Pfad B | q^* in W / m ² |
| B1 | 243.675 |
| B2 | 264.448 |
| B3 | 158.252 |
| B4 | 262.817 |
| B5 | 304.594 |

Tabelle 5.2: Ermittelte Randbedingungen in den einzelnen Segmenten

Die mittleren Wärmestromdichten der Segmente weist auch hier Unterschiede auf. Auch wenn die Wärmestromdichten über einen Gießzyklus gemittelt werden, bestätigt sich dieser Eindruck, wie Tabelle 5.2 verdeutlicht. Insbesondere die deutlichen Differenzen zwischen den direkt benachbarten Segmenten A2 und A3 beziehungsweise zwischen B2 und B3 sind insofern interessant, da hier der kritische Bereich für die Erstarrung des Bauteils liegt.

Die zum Beispiel durch [Chi01] vertretene Auffassung, ein exakter Wärmeübergang sei für die qualitativen Aussagen der Simulation unerheblich, scheint vor diesem Hintergrund nicht haltbar. Daher soll an Hand der ermittelten Randbedingungen die Erstarrung des Bauteils mit Hilfe der numerischen Simulation überprüft werden.

5.3 Simulation der Bauteilerstarrung

Die deutlichen lokalen Unterschiede bei den identifizierten Randbedingungen legen eine Überprüfung der konventionellen Erstarrungssimulation mit idealisierten Randbedingungen nah. Dazu werden die Ergebnisse dieses Verfahrens einer verbesserten Erstarrungssimulation mit lokal angepassten Randbedingungen gegenübergestellt. Für die optimierte Simulation werden die im realen Prozess lokal ermittelten Daten benutzt. Die Randbedingungen für die konventionelle Simulation werden aus dem mittleren Wärmestrom einheitlich für das gesamte Bauteil festgelegt. Durch diese Vorgehensweise sind die Ergebnisse beider Verfahren einfach vergleichbar, da die Gesamtwärmeabfuhr für beide identisch ist. Als Ausgangspunkt der Untersuchungen dient der 20. Gießzyklus, für den quasistationäre Bedingungen angenommen werden können.

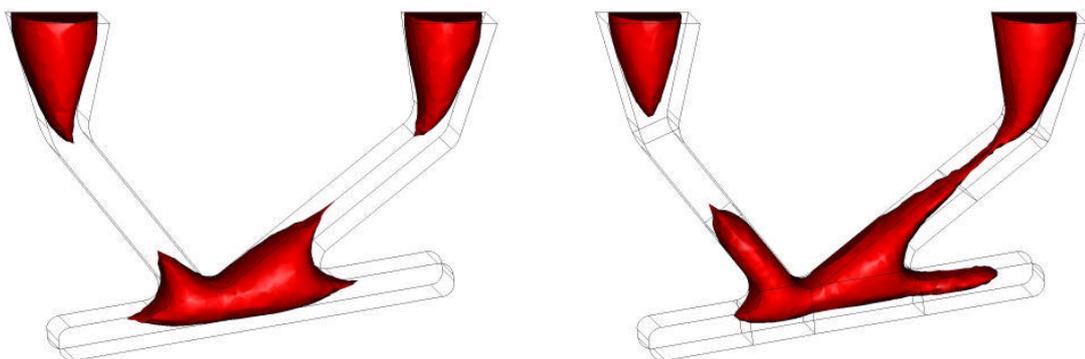


Bild 5.5: Vergleich der Bauteilerstarrung mit einheitlichen (links) und lokal ermittelten Randbedingungen (rechts) nach 17,5 Sekunden

In Bild 5.5 sind die Ergebnisse dieser beiden Verfahren gegenübergestellt. Für die Beurteilung des Erstarrungsverlaufs ist das noch nicht erstarrte Restvolumen der Schmelze dargestellt.

Nach der Hälfte der Verweilzeit des Gusstücks in der Form wird deutlich, dass sich der Erstarrungsverlauf der beiden Simulationen deutlich unterscheidet. Bei der konventionellen Simulation mit idealisiertem, einheitlichem Wärmeübergang wird der zentrale Knotenbereich des Bauteils frühzeitig von den beiden Speisern getrennt. Dadurch ist keine weitere Speisung des zentralen Bauteilbereichs mehr möglich. Die Volumenabnahme der verbleibenden Restschmelze bei der weiteren Abkühlung wird also zwangsläufig zu Bauteilfehlern wie Poren oder Lunkern in diesem Bereich führen. Im Gegensatz dazu zeigen die Ergebnisse mit lokal angepassten Randbedingungen, dass für den zentralen Bauteilbereich weiterhin eine Speisung durch einen Speiser gewährleistet ist.

Im weiteren zeitlichen Verlauf zeigt auch das Ergebnis der Simulation mit lokal aufgelösten Randbedingungen, dass der zentrale Bauteilbereich nicht mehr weiter gespeist werden kann. Wie in Bild 5.6 dargestellt, werden also auch hier Fehler im zentralen Knotenbereich des Bauteils prognostiziert.

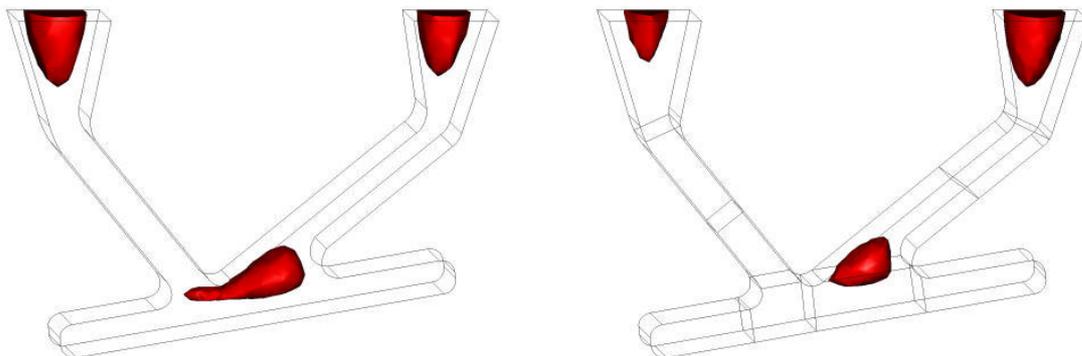


Bild 5.6: Vergleich der Bauteilerstarrung – flüssige Bereiche nach 25 Sekunden

Die Gebiete mit verbliebener Restschmelze, welche die höchste Wahrscheinlichkeit für Bauteilfehler sind in dieser Darstellung gut zu erkennen. Auch zu diesem Zeitpunkt unterscheiden sich die Ergebnisse deutlich.

Die optimierte Simulation zeigt unabhängig von der Form eine andere Position des Fehlers im zentralen Knotenbereich. Dieser sollte im realen Bauteil daher weiter oben liegen. Darüber hinaus wird die Größe der Volumendefizite in den beiden Speisern unterschiedlich beurteilt. Während dieses bei der konventionellen Simulation tendenziell im linken Speiser größer ausfällt, enthält in der optimierten Simulation der rechte Speiser zu diesem Zeitpunkt wesentlich mehr Restschmelze.

Das heißt, der qualitative Unterschied der beiden Simulationsmethoden bleibt über den gesamten Erstarrungsverlauf deutlich erkennbar. Ob die Simulation mit lokal aufgelöste Randbedingungen die Erstarrungsbedingungen im realen Gießbetrieb besser abbildet, soll mit Hilfe der Röntgenuntersuchung des Bauteils und an Hand des entstehenden Gussgefüges überprüft werden.

5.4 Röntgenuntersuchungen an realen Bauteilen

Wie gut die Simulation mit angepassten Randbedingungen die Erstarrung des Gussstücks beschreibt, zeigt der Vergleich mit dem realen Bauteil. In Bild 5.7 ist die Röntgenuntersuchung des Bauteils dargestellt. Im Röntgenbild sind Volumendefizite im Bauteil wie Poren oder Lunker an der dunkleren Färbung von fehlerfreien Bauteilbereichen zu unterscheiden.



Bild 5.7: Röntgenuntersuchung des Bauteils

Es zeigen sich bei dieser Untersuchungsmethode, dass der Bauteilfehler im zentralen Knotenbereich sowohl von der Form als auch von der Lage eindeutig mit der optimierten Simulation übereinstimmt. Darüber hinaus bestätigt sich auch das von der angepassten Simulation vorhergesagte deutlich größere Volumendefizit im rechten Speiser. Der rechte Speiser scheint teilweise nur noch aus der Randschale zu bestehen und ist auch wesentlich tiefer eingefallen. Dieser Befund unterstützt zusätzlich die Erkenntnis der optimierten Simulation, dass der zentrale

Knotenbereich länger aus diesem Bereich gespeist wird.

5.4.1 Sonstige Untersuchungen an Bauteilen

Durch die gewählten Versuchsparameter sollten insbesondere die Produktionsbedingungen mit hoher Produktivität untersucht werden. Durch diese Vorgabe werden die Bauteile bereits ausgeformt, sobald sie eine tragfähige Randschale besitzen. Durch die mechanische Belastung während des Ausformvorgangs sind einige Bauteile, wie in Bild 5.8 dargestellt, zerbrochen, wodurch die offensichtlich teilflüssigen Bereiche im Bauteilinneren freigelegt wurden. Weder die Bruchstelle noch die teilflüssigen Bereiche konnten durch die konventionelle Simulation erklärt werden.

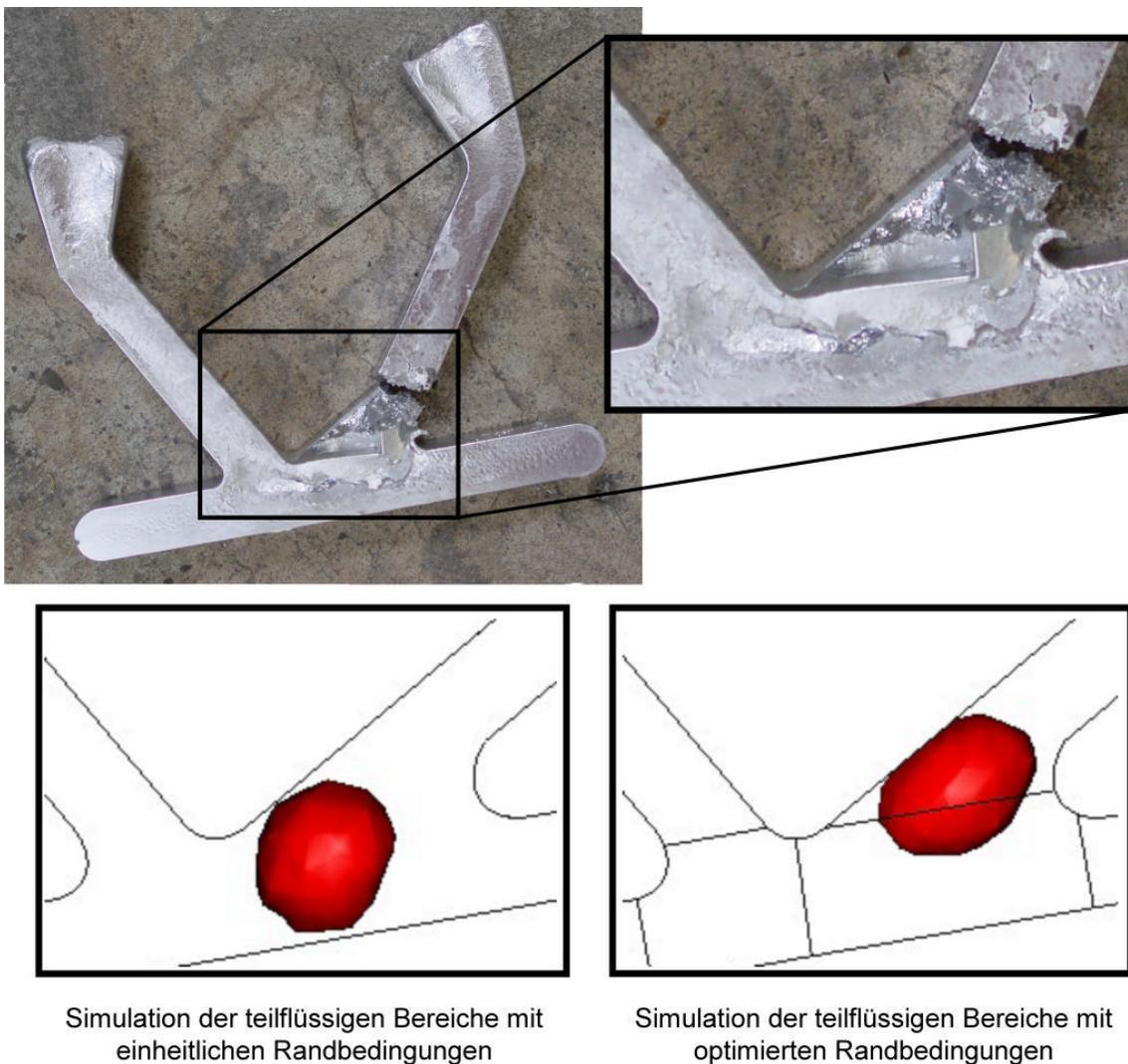


Bild 5.8: Teilflüssige Bereiche im Bauteil nach 35 s - direkt nach dem Ausformen

Erst durch die Auswertung der Versuche konnte mit Hilfe der optimierten, aus den Prozessdaten gewonnenen Randbedingungen dieses Verhalten in der Simulation

erklärt werden. Wie Bild 5.8 zeigt, werden diese Effekte durch die Simulation mit angepassten Randbedingungen exakt lokal zugeordnet.

Die Abkühlgeschwindigkeit der Schmelze im Gießprozess hat aber nicht nur Einfluss auf die makroskopisch zu erfassende Erstarrungsreihenfolge des Bauteils, sondern prägt darüber hinaus auch das Gussgefüge auf mikroskopischer Ebene [Vie00]. Daher soll mit Hilfe von lichtmikroskopischen Untersuchungen das Gefüge des Werkstoffs untersucht werden, um die lokalen Randbedingungen zu überprüfen.

5.5 Ermittlung der Abkühlgeschwindigkeit aus dem Gussgefüge

Das beim Gießprozess entstehende Gefüge wird durch die lokalen Abkühlbedingungen geprägt. Die ausgewählte Versuchlegierung AlSi7Mg0,3 bildet bei den gegebenen Erstarrungsbedingungen ein dendritisches Gefüge aus. Die hierfür charakteristischen tannenbaumartigen Strukturen entstehen beim Phasenübergang an der Grenzfläche zwischen festem und flüssigem Werkstoff. Hierbei gilt der Grundsatz, dass bei höheren Abkühlgeschwindigkeiten feinere Strukturen entstehen.

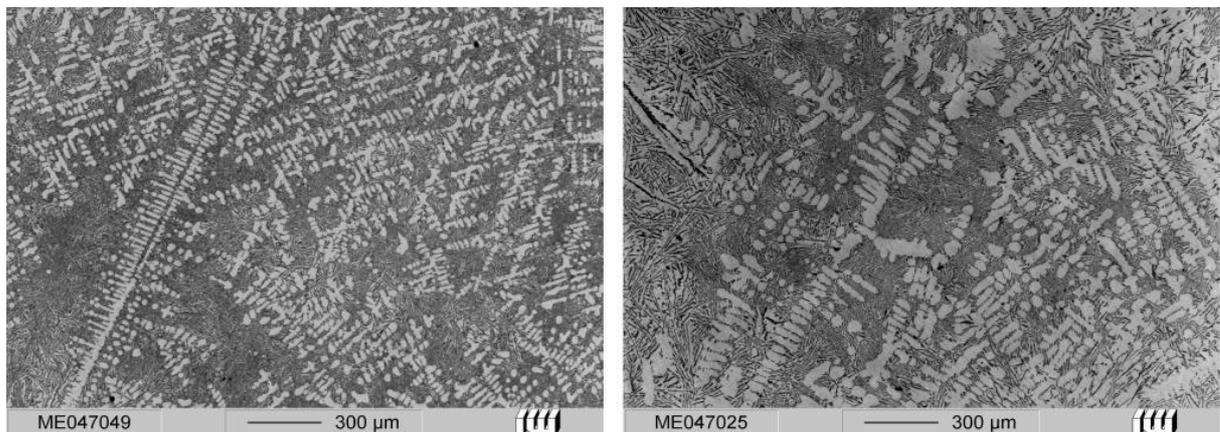


Bild 5.9: Unterschiedliches dendritisches Gefüge von AlSi7Mg0,3 -Proben bei hoher (links) und niedriger Abkühlgeschwindigkeit (rechts)

In Bild 5.9 sind zwei Schlitze aus der Mitte des gleichen Bauteils zu sehen, wobei eine Probe aus einem Bereich hoher Abkühlgeschwindigkeit und die andere aus einem Bereich mit geringer Abkühlrate entnommen ist. Allein auf Grund des optischen Befunds werden hier die Größenunterschiede in den sich ausbildenden Strukturen erkennbar.

Durch den Dendritenarmabstand DAS (Abkürzung für Englisch: Dendrite Arm Spacing) wird dieser Zusammenhang exakt beschreibbar und damit für eine quantitative Auswertung zugänglich. Laut [Bru97, Mah03] ergibt sich dabei folgender

formelmäßiger Zusammenhang zwischen der Abkühlrate und dem Dendritenarmabstand:

$$DAS = K_1 \cdot \dot{T}^{K_2} \quad (5.1)$$

- \dot{T} Abkühlrate
- DAS Dendritenarmabstand in μm
- K_1 Materialkonstante
- K_2 Prozessabhängige Konstante

Die Bestimmung des Dendritenarmabstands kann laut [Bru97] durch das Anfertigen von Schlibfbildern erfolgen, in denen die Anzahl von Dendritenarmen entlang der Messlänge ausgezählt wird. Die Ermittlung des DAS kann dann durch Zusammenfassung der geometrischen Größen bestimmt werden:

$$DAS = \frac{L}{n \cdot V} \quad (5.2)$$

- L Messlänge
- n Anzahl der Dendritenarme
- V Vergrößerungsfaktor des Schlibfbilds

In Bild 5.9 ist dieses Verfahren noch einmal veranschaulicht. Für eine möglichst hohe Genauigkeit der Ergebnisse ist, wie hier dargestellt, zusätzlich die Möglichkeit genutzt worden, Ausschnitte aus den digitalisierten Schlibfbildern elektronisch zu vergrößern und auszuwerten.

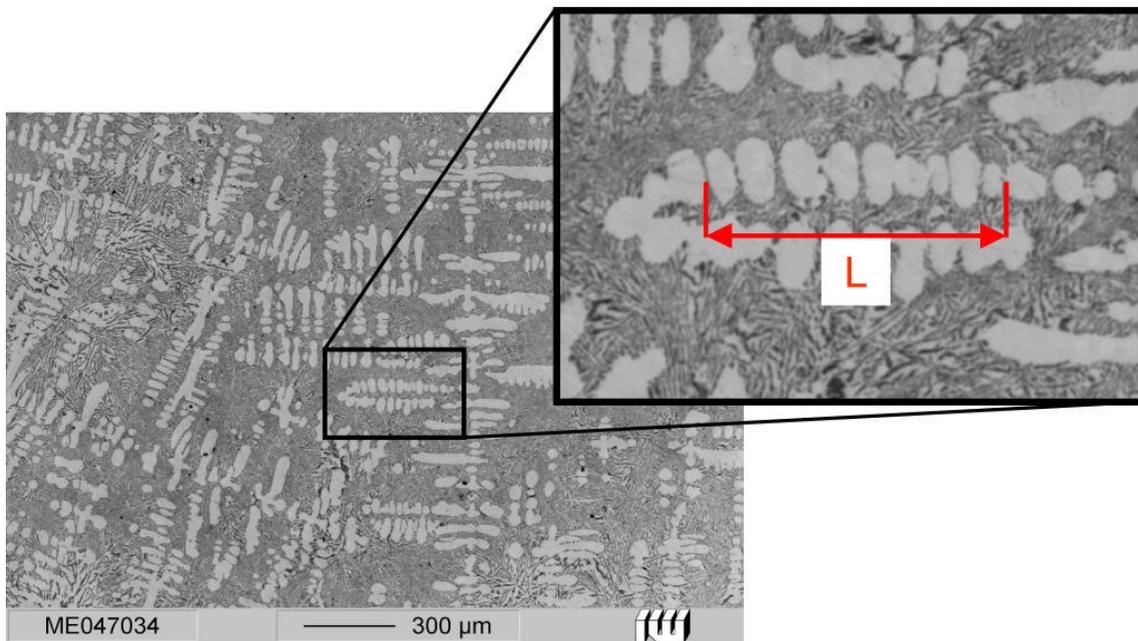


Bild 5.10: Bestimmung des Dendritenarmabstands nach [Bru97]

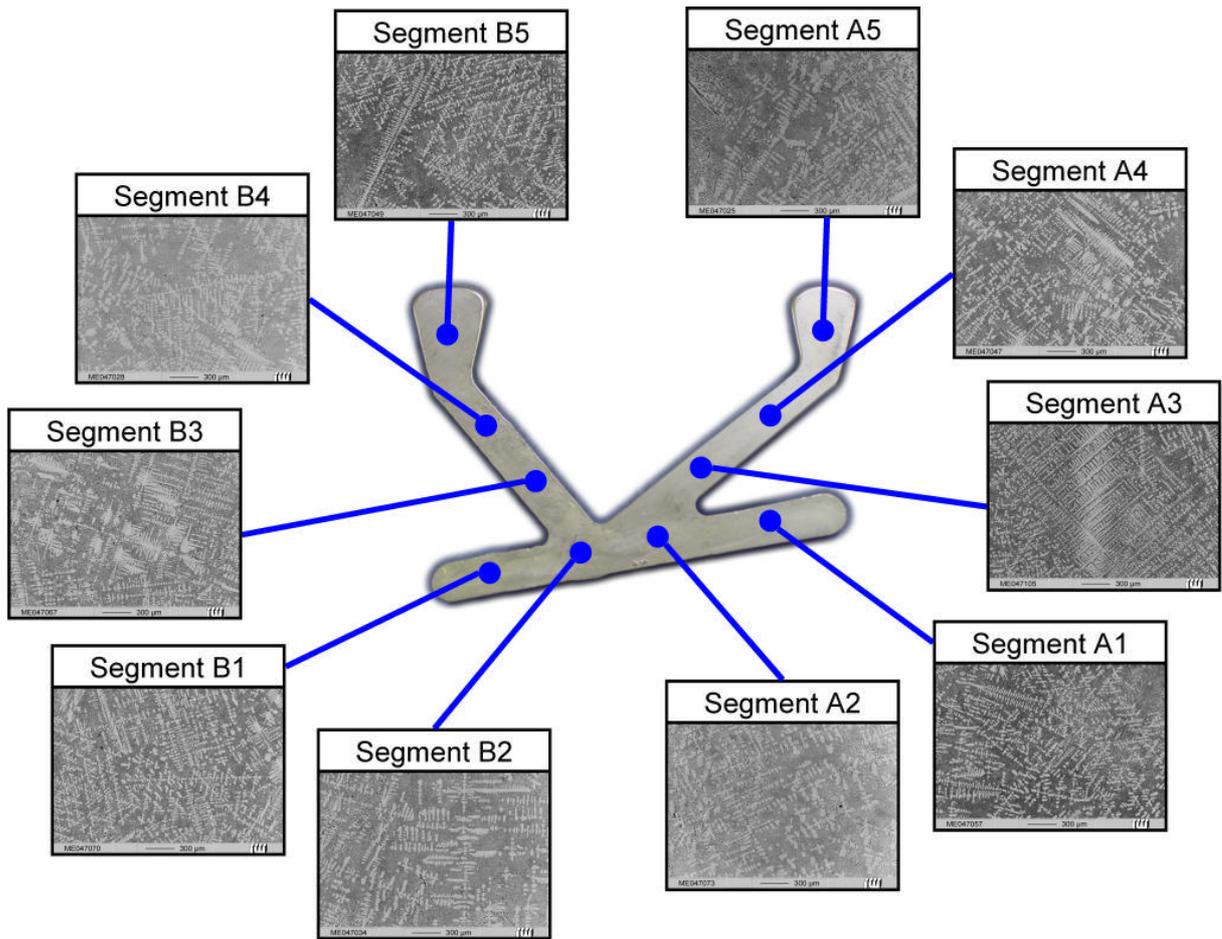


Bild 5.11: Schlifffproben aus den unterschiedlichen Bauteilsegmenten

Werden nun, wie in Bild 5.11 dargestellt, Schlifffproben aus den unterschiedlichen Segmenten des Bauteils entnommen, können die lokalen Abkühlbedingungen überprüft werden. Damit sind die Voraussetzungen gegeben, um die ermittelten lokalen Randbedingungen an Hand des Gefüges zu verifizieren.

In Bild 5.12 sind die aus den unterschiedlichen Schlifffbildern ermittelten Dendritenarmabstände dargestellt. Dazu wird die Abkühlrate sowohl mit der konventionellen Simulation als auch mit der optimierten Simulation berechnet. Damit besteht die Möglichkeit, die Aussagekraft der beiden Verfahren hinsichtlich der Gefügebildung zu vergleichen. Zusätzlich sind hier als Vergleichsmaßstab die in der Literatur angegebenen Werte abgebildet [Kri01, Bru97].

Die mit der konventionellen Simulation ermittelten Werte weichen deutlich von der Bandbreite ab, die durch die Literaturdaten vorgegeben wird. Der durchschnittliche Fehler bei der Vorhersage des Dendritenarmabstands beträgt bei der konventionellen Simulation dieses Bauteils $2,0 \mu\text{m}$, während er bei der optimierten Simulation mit $1,0 \mu\text{m}$ nur halb so groß ist.

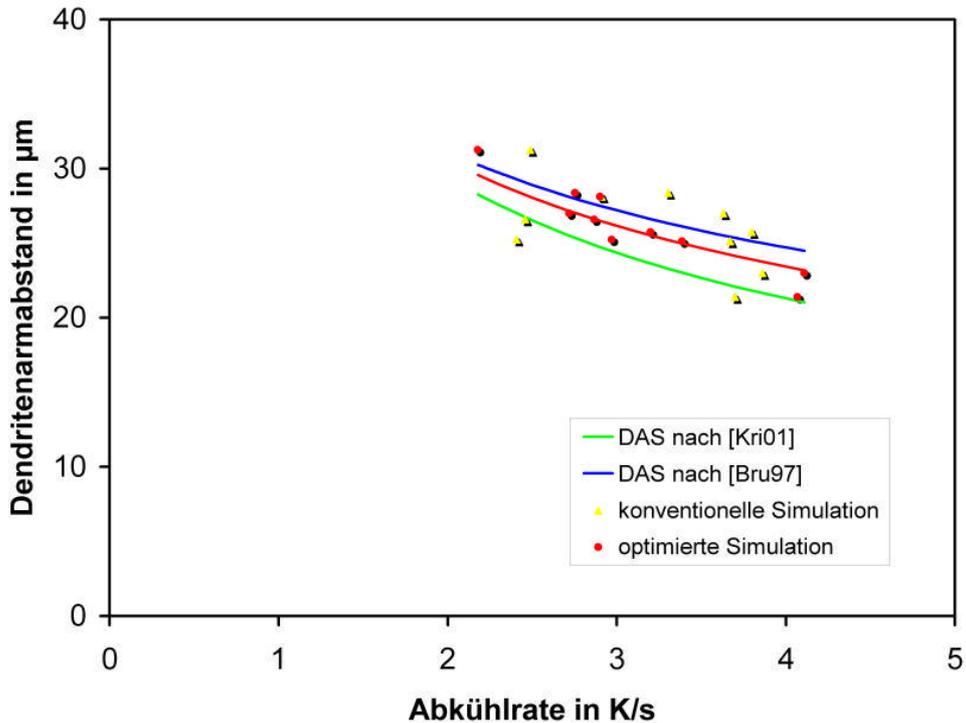


Bild 5.12: Ermittelte Dendritenarmabstände im Vergleich

Dass dieser Unterschied nicht auf Messungenauigkeiten beruht, wird deutlich wenn man die jeweiligen Ausgleichskurven und deren Koeffizienten entsprechend Formel 5.2 berechnet. Für die optimierte Simulation liegt die berechnete Ausgleichskurve, wie in Bild 5.12 zu sehen ist, genau innerhalb des Bereichs den die Literaturwerte vorgeben. Entsprechend liegen die ermittelten Koeffizienten K_1 und K_2 der Ausgleichskurve auch zwischen diesen Werten, wie Tabelle 5.3 zeigt. Bei der konventionellen Simulation weichen diese Koeffizienten deutlich von den zu erwartenden Werten ab.

| | K_1 | K_2 |
|---------------------------|-------|---------|
| nach [Kri01] | 40,66 | -0,4663 |
| nach [Bru97] | 39,23 | -0,3333 |
| optimierte Simulation | 39,83 | -0,3828 |
| konventionelle Simulation | 36,59 | -0,2946 |

Tabelle 5.3: Koeffizienten für den Zusammenhang zwischen Dendritenarmabstand und Abkühlrate

Das bedeutet, dass die konventionelle Simulation mit einheitlichen Randbedingungen

offensichtlich nicht die realen Abkühlbedingungen abbildet, die während der Ausprägung des Gefüges vorlagen.

Zusammenfassend lässt sich also feststellen, dass die verbesserte Simulation der konventionellen Simulation bei der Ermittlung der realen Bauteilerstarrung überlegen ist. Die identifizierten Randbedingungen und die damit realisierte lokale Auflösung des Wärmeübergangs zwischen Gussstück und Form ermöglichen sowohl bei den makroskopischen als auch bei den mikroskopischen Effekten deutlich bessere Vorhersagen für das reale Bauteil.

Die teilweise in der Literatur verbreitete Aussage, dass der Wärmeübergang zwischen Gussstück und Form unwesentlich für eine realitätsnahe Simulation des Gießens sei, erscheint im Hinblick auf diese Ergebnisse nicht haltbar.

Vor dem Hintergrund, dass die Gussstücke aus der gekühlten Kokille Bauteilfehler in den gleichen Bereichen zeigen, wo sie bei ungekühlten Formen auftreten würden, wäre ein allgemeingültiger Zusammenhang zwischen der Erstarrung einer bestimmten Bauteilgeometrie und der Temperierung von Dauerformen wünschenswert.

6 Wärmeübertragungsverhalten von Dauerformen

Die Zielsetzung für die Beschreibung des Wärmeübertragungsverhaltens von Dauerformen soll es sein, die Wirkung der Formtemperierung auf die Bauteilerstarrung zu beschreiben. Dafür müssen die physikalischen und geometrischen Eigenschaften der Kokille so zusammengefasst werden, dass ihr Wärmeübertragungsverhalten beim zyklischem Gießen richtig abgebildet wird. Dabei sind grundsätzlich zwei physikalischer Effekte zu berücksichtigen.

- Aufheizung des Kokillenwerkstoffs
- Wärmeabfuhr durch die Formtemperierung

Für die einfache und anschauliche Herleitung werden diese Effekte zunächst getrennt betrachtet und beschrieben. Die dabei gewonnen Ansätze sollen dann im zweiten Schritt in einer resultierenden Energiebilanz für Dauerformen zusammengefasst werden. Sowohl die Aufheizung der Kokille als auch die Kühlwirkung der Temperierung soll damit in ihrer gemeinsamen Wirkung auf die Bauteilerstarrung erfasst werden.

6.1 Untemperierte Formen

Um die exakten Wärmeübertragungsverhältnisse in ungekühlten Dauerformen beschreiben zu können, soll die oben genutzte Modulbetrachtung genauer untersucht werden. Diese Methode beruht auf der Grundlage, dass die Wärmeabfuhr aus dem Gussstück durch die Aufheizung des Kokillenwerkstoffs realisiert wird. Da die durch die Schmelze eingebrachte Wärme über die Gussstückoberfläche abgeführt werden muss, erhält man folgende Energiebilanz:

$$A \cdot \int_{t_A}^{t_E} q^* \cdot dt = V \cdot \left(\int_{T_0}^{T_1} \rho C_P \cdot dT + \Delta H \right) \quad (6.1)$$

| | |
|------------|--|
| A | Oberfläche des Bauteils |
| q^* | Wärmestromdichte |
| t_A | Abgusszeitpunkt |
| t_E | Zeitpunkt des Auswerfens |
| V | Volumen des Bauteils |
| T_1 | Abgusstemperatur |
| T_0 | Erstarrungstemperatur |
| ρ | Dichte der Legierung |
| C_P | spezifische Wärmekapazität der Legierung |
| ΔH | Schmelzenthalpie der Legierung |

Auf [Chw40] geht die analytische Lösung des Integrals für natürlich gekühlte Formen bei Gießprozessen zurück.

$$A_n \cdot \int_0^{t_E} q^* \cdot dt = A_n \cdot k_1 \cdot \sqrt{t_E} \quad (6.2)$$

k_1 Konstante

Das heißt, mit Hilfe der Zeitfunktion \sqrt{t} kann der zeitliche Verlauf der integrierten Wärmestromdichte beschrieben werden. Bei der Auslegung der Formtemperierung ist der Zeitraum bis zum Erreichen der Erstarrungszeit relevant. Daher müssen die realen Wärmeübertragungsverhältnisse insbesondere in diesem Zeitraum richtig beschrieben werden. Da die dargestellte Lösung streng genommen nur unter der Annahme gilt, dass die Form ein halbumendlicher Körper ist, wird dieser Ansatz später hinsichtlich seiner Eignung für Dauerformen untersucht.

6.2 Temperierte Formen

6.2.1 Quasistationärer Arbeitspunkt

Den zweite Aspekt, der für die Beschreibung des Wärmehaushalts einer Kokille notwendig ist, liefert die Formtemperierung. Da die Wirksamkeit der Temperierung sehr stark vom Temperaturhaushalt der Kokille abhängig ist, wird für die Herleitung der Betriebszustand betrachtet in dem eine nahezu zeitkonstante Wirkung der Kühlung vorliegt. In der Literatur existieren allerdings unterschiedliche Auffassungen darüber, wann dieser sogenannte quasistationäre Zustand erreicht ist.

Wie die Temperaturentwicklung in Bild 6.1 zeigt, ist es normalerweise auch ein fließender Übergang vom Anfahrbetrieb zum quasistationären Betrieb. Daher wird hier die allgemeingültige und für die folgenden Berechnungen sinnvolle Definition benutzt, dass der quasistationäre Zustand erreicht ist, wenn die über einen Gießzyklus gemittelte Kokillentemperatur nahezu konstant ist. Für die verwendete Kokille soll der Anfahrbetrieb nach dem 15. Gießzyklus als abgeschlossen betrachtet werden.

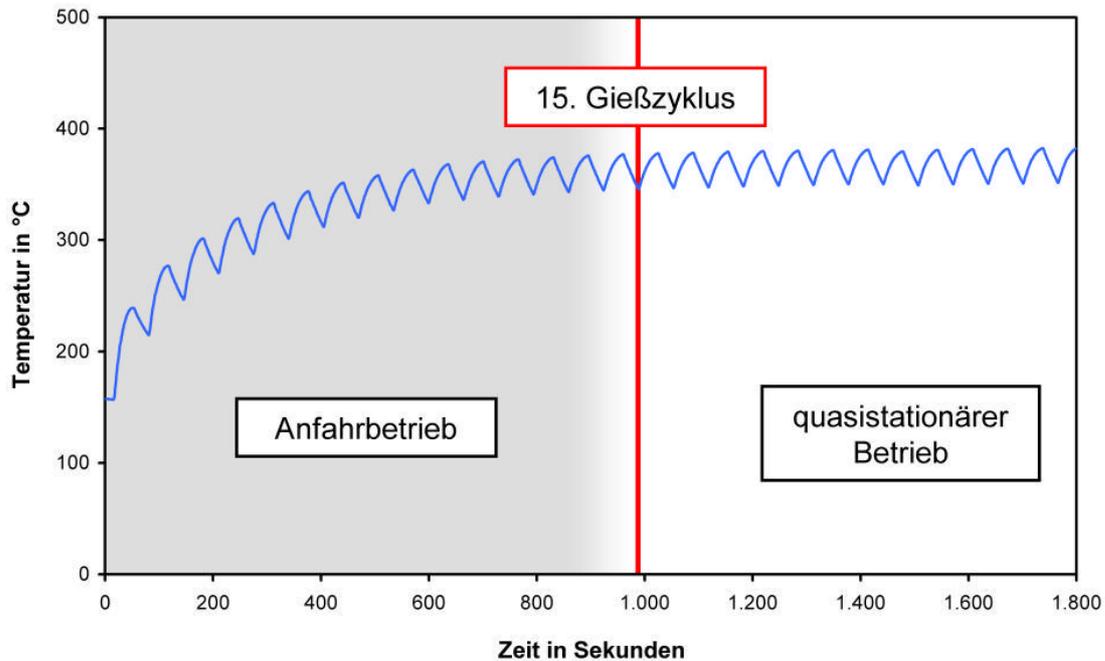


Bild 6.1: Temperaturentwicklung in der Kokille über mehrere Gießzyklen

Für den quasistationären Betriebszustand kann der mittlere Wärmestrom der Kühlung mit Hilfe eines Geometriefaktors, dem sogenannten Formkoeffizienten S , beschrieben werden. Dieser Wärmestrom soll die bis zur Gussteilerstarrung frei werdende Wärme abführen, wodurch sich folgende Energiebilanz ergibt:

$$\int_0^{t_E} \lambda \cdot S \cdot (T_F - T_W) \cdot dt = V \cdot \rho \cdot \left(\int_{T_0}^{T_1} c_P \cdot dT + \Delta H \right) \quad (6.3)$$

- t_E Zeitpunkt des Erstarrens
- λ Wärmeleitfähigkeit des Formwerkstoffs
- S Formkoeffizient
- T_F Temperatur der Formoberfläche
- T_W Temperatur der Kühlkanalwand
- V Volumen
- T_1 Abgustemperatur
- T_0 Erstarrungstemperatur
- ρ Dichte der Legierung
- c_P spezifische Wärmekapazität der Legierung
- ΔH Schmelzenthalpie der Legierung

Im quasistationären Arbeitspunkt kann das Integral des Wärmestroms auf einfache Weise berechnet werden:

$$\int_0^{t_E} \lambda \cdot S \cdot (T_F - T_W) \cdot dt = k_2 \cdot S \cdot t_E \quad (6.4)$$

k_2 Konstante

Das heißt, die Zeitfunktion der integrierten Wärmestromdichte für die Kühlung in Dauerformen ist proportional zur Erstarrungszeit des Gussstücks und zum Formkoeffizienten.

6.3 Wärmeübertragung bei Taktgießprozessen

Da sich im realen Gießprozess die beiden Effekte der Aufheizung des Kokillenwerkstoffs und der Wärmeabfuhr überlagern, muss für die Beschreibung von Taktgießprozessen die vollständige Energiebilanz aufgestellt werden.

$$\int_0^{t_E} \lambda \cdot S \cdot (T_F - T_W) \cdot dt + A \cdot \int_0^{t_E} q^* \cdot dt = V \cdot \left(\int_{T_0}^{T_1} \rho \cdot c_P \cdot dT + \Delta H \right) \quad (6.5)$$

Für die Lösung der linken Gleichungsseite können die Einflussfaktoren, die ausschließlich vom verwendeten Formwerkstoff abhängig sind beziehungsweise durch feste Prozessgrößen bestimmt werden, zusammengefasst werden. Dieses soll mit Hilfe der in den vorherigen Abschnitten eingeführten Konstanten k_1 und k_2 erfolgen. Auf der rechten Gleichungsseite sollen die von der vergossenen Legierung und den festgelegten Prozessgrößen abhängigen Größen zu der Konstanten k_3 zusammengefasst werden. Somit vereinfacht sich Formel 6.5 zu:

$$S \cdot k_2 \cdot t_E + A \cdot k_1 \cdot \sqrt{t_E} = V \cdot k_3 \quad (6.6)$$

Die im Grenzbereich Bauteil/Kokille übertragene Wärme E kann für gekühlte Dauerformen damit durch den einfachen analytischen Zusammenhang beschrieben werden.

$$E = S \cdot k_2 \cdot t_E + A \cdot k_1 \cdot \sqrt{t_E} \quad (6.7)$$

Wie gut diese Beschreibung den realen Wärmeübertragungsverhältnissen entspricht, soll nun an Hand der im Gießprozess identifizierten Wärmeströme überprüft werden.

6.3.1 Vergleich mit realen Gießversuchen

Um die Aussagekraft der gefundenen analytischen Berechnungsmethode zu

untersuchen, sollen die Ergebnisse mit dem realen Prozess verglichen werden. Als Vergleichsmaßstab werden die im Gießprozess identifizierten Wärmeströme im 20 Gießzyklus benutzt. Für die analytische Berechnung kommen zwei Varianten zum Einsatz. In der ersten Variante kommen die a priori mit Hilfe der numerischen Simulation ermittelten Koeffizienten zum Einsatz, und in der zweiten Variante werden diese an Hand der gemessenen Daten bestimmt. Die unterschiedlichen zeitlichen Verläufe sind Bild 6.2 dargestellt.

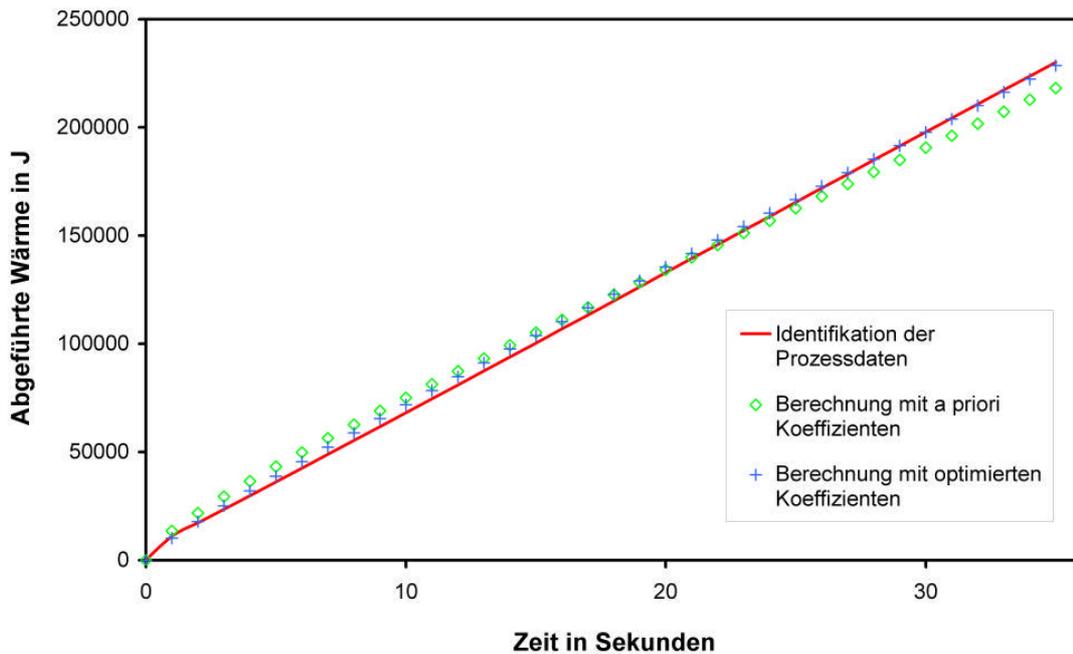


Bild 6.2: Zeitverlauf der aus dem Gusstück abgeführten Wärme

Es zeigt sich eine gute qualitative und quantitative Übereinstimmung der einzelnen Zeitverläufe. Daher sind sie in dieser Darstellung kaum noch zu unterscheiden, so dass zur verbesserten Betrachtung der relative Fehler der beiden Berechnungsvarianten betrachtet werden soll. Bezieht man den relativen Fehler auf die gesamte aus dem Gusstück abzuführende Wärme, so ergeben sich die in Bild 6.3 dargestellten Fehlerentwicklungen.

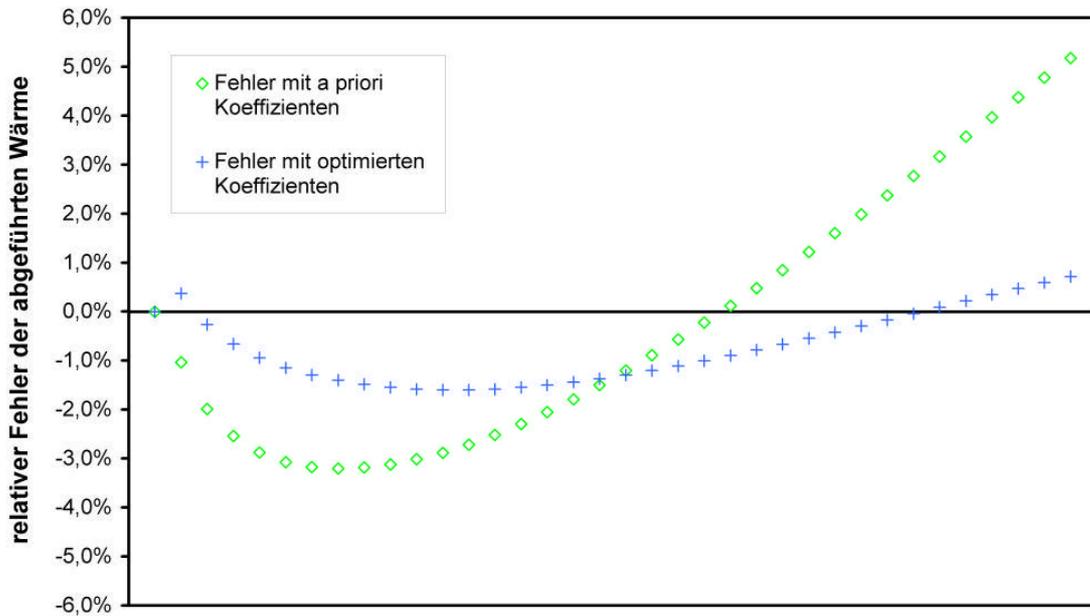


Bild 6.3: Entwicklung des Fehlers bei der Berechnung der abgeführten Wärme

Es wird deutlich, dass dieser Ansatz offensichtlich gut geeignet ist, die Wärmeübertragungsverhältnisse in Dauerformen zu beschreiben. Der relative Fehler ist für die a priori bestimmten Koeffizienten zu jedem Zeitpunkt besser als 5,2%, und für die optimierten Koeffizienten beträgt der maximale Fehler sogar nur 1,6%.

6.4 Erstarrungsverlauf in den einzelnen Segmenten

Die bisher gewonnene analytische Beschreibungsmethode für die Wärmeübertragung in Dauerformen sollte äquivalent in der Lage sein, die aus dem Gussstück abgeführte Wärmeströme zu beschreiben. Auf dieser Grundlage soll mit Hilfe der virtuellen Segmentierung die Erstarrungszeit einzelner Bauteilsegmente berechnet werden.

Die Ergebnisse dieser Untersuchung sind in Tabelle 6.1 dargestellt. Als Vergleichsmaßstab sind diese den Erstarrungszeiten gegenüber gestellt, die man durch Auswertung der Simulation erhält. Die gute Übereinstimmung mit den Simulationsergebnissen zeigt das Potenzial dieses Verfahrens. So wird qualitativ exakt der gleiche Erstarrungsverlauf berechnet, wie durch die Simulation vorausgesagt. Beide Verfahren prognostizieren eine frühzeitige Erstarrung der Segmente A4 und B4 direkt unterhalb der Speiser, was zu den Bauteilfehlern im

zentralen Knotenbereich (A2, A3, B2, B3) führt.

| | Simulation | Berechnung | | Simulation | Berechnung |
|--------|------------|------------|--------|------------|------------|
| Pfad A | t_E in s | t_E in s | Pfad B | t_E in s | t_E in s |
| A1 | 34,1 | 29,7 | B1 | 28,0 | 20,2 |
| A2 | 37,2 | 44,8 | B2 | 34,4 | 44,9 |
| A3 | 37,7 | 29,5 | B3 | 34,5 | 34,9 |
| A4 | 34,2 | 25,9 | B4 | 29,5 | 27,6 |
| A5 | 45,5 | 36,7 | B5 | 35,2 | 41,0 |

Tabelle 6.1: Berechnete Erstarrungszeiten der einzelnen Segmente

Überraschend deutlich unterscheiden sich allerdings quantitativ die berechneten Werte von den realen Erstarrungszeiten. Insbesondere wenn für zwei benachbarte Segmente stark unterschiedliche Erstarrungszeiten berechnet werden, treten diese bei der Überprüfung durch die Simulation nicht auf.

Die Ursache liegt vermutlich in der Wärmeleitung innerhalb des Bauteils, die bei diesem Ansatz prinzipbedingt nicht erfasst wird. Unterscheiden sich die berechneten Erstarrungszeiten benachbarter Segmente deutlich, wie zum Beispiel bei den Segmenten B1 und B2, werden die damit verbundenen Temperaturunterschiede im realen Gussstück durch die entsprechenden Wärmeströme ausgeglichen.

Diese Erklärung wird auch durch den optischen Eindruck der Erstarrungsverläufe in Bild 6.4 unterstützt, da auch hier der Kurvenverlauf der simulierten Erstarrungszeiten deutlich flacher verläuft.

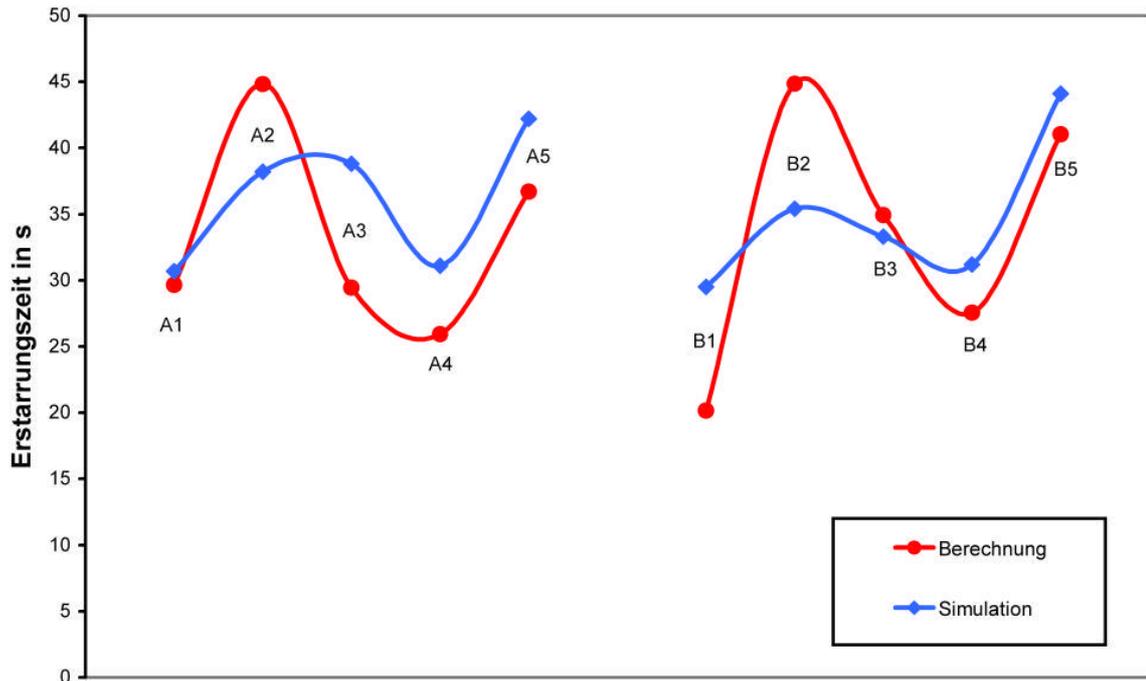


Bild 6.4: Erstarrungszeiten in unterschiedlichen Segmenten des Bauteils

In Hinblick auf die Nutzung dieses Ansatzes zur Vorhersage des richtigen Erstarrungsverlaufs stellt dieser Effekt aber keine Einschränkung dar. Da bei der fehlerfreien Erstarrung die Wärmeleitung innerhalb des Gussstücks immer in Richtung der bereits erstarrten Segmente erfolgt. Das heißt, wenn durch die Wärmeabfuhr der Dauerform der richtige Erstarrungsverlauf eingestellt wird, unterstützt die Wärmeleitung innerhalb des Bauteils diesen Effekt zusätzlich.

7 Berechnung einer Formtemperierung

Zielsetzung für die Berechnung der Formtemperierung soll es sein, eine direkte Methode zu entwickeln, die eine optimale Auslegung der Kühlkanalgeometrie ermöglicht. Aufbauend auf die bisher erzielten Ergebnisse muss dafür die richtige Erstarrungsreihenfolge kausal mit der Formtemperierung verknüpft werden. Die hierfür ausschlaggebenden Faktoren sollen in einen analytischen Zusammenhang gebracht werden, der die Erstarrungszeit der einzelnen Segmente effizient beschreibt. Mit Hilfe der auf diese Problemstellung angepassten Wärmeübertragungssimulation sollen dann sowohl die entsprechenden Parameter als auch die optimalen Bereiche für die Formtemperierung ermittelt werden.

7.1 Berechnung der Erstarrungszeiten

Da in der oben gewonnene Beschreibung der Erstarrung der einzelnen Segmente nur noch die Erstarrungszeit t_E und geometrische Größen auftreten, kann die Gleichung 6.7 direkt zur Berechnung der Erstarrungszeit genutzt werden.

Die Auflösung der Gleichung führt auf zwei Lösungen für die Erstarrungszeit:

$$t_E = \frac{V}{S} \cdot \frac{k_3}{k_2} - \frac{k_1 \cdot A \cdot (A^2 \cdot k_1^2 + 4 \cdot S \cdot k_2 \cdot V \cdot k_3)^{0,5} - k_1^2 \cdot A^2}{2 \cdot S^2 \cdot k_2^2} \quad \text{und}$$

$$t_E = \frac{V}{S} \cdot \frac{k_3}{k_2} + \frac{k_1 \cdot A \cdot (A^2 \cdot k_1^2 + 4 \cdot S \cdot k_2 \cdot V \cdot k_3)^{0,5} + k_1^2 \cdot A^2}{2 \cdot S^2 \cdot k_2^2}$$

Auf Grund von Plausibilitätsbetrachtungen kann die zweite Lösung ausgeschlossen werden, so dass sich die Erstarrungszeit im Segment n allgemein berechnen lässt:

$$t_{En} = \frac{V_n}{S_n} \cdot \frac{k_3}{k_2} + \frac{A_n^2 \cdot k_1^2}{2 \cdot S_n^2 \cdot k_2^2} - \frac{A_n \cdot k_1 \cdot (A_n^2 \cdot k_1^2 + 4 \cdot S_n \cdot k_2 \cdot V_n \cdot k_3)^{0,5}}{2 \cdot S_n^2 \cdot k_2^2} \quad (7.1)$$

Für $A^2 \cdot k_1^2 \gg 4 \cdot S \cdot k_2 \cdot V \cdot k_3$ vereinfacht sich diese Gleichung zu:

$$t_{En} = \frac{V_n}{S_n} \cdot \frac{k_3}{k_2} \quad (7.1a)$$

Diese Vereinfachung entspricht dem Fall, dass die Erstarrungszeit ausschließlich durch die Formtemperierung bestimmt wird. Damit ist zusätzlich ein Kriterium

gefunden, um zu überprüfen, ob die Formtemperierung der ausschlaggebende Faktor für die Bauteilerstarrung ist

Für $A^2 \cdot k_1^2 \ll 4 \cdot S \cdot k_2 \cdot V \cdot k_3$ vereinfacht sich diese Gleichung zu:

$$t_{En} = \frac{V}{S} \cdot \frac{k_3}{k_2} + \frac{A^2}{S^2} \cdot \frac{k_1^2}{2 \cdot k_2^2} - \frac{A \cdot V^{0,5}}{S^{1,5}} \cdot \frac{k_1 \cdot k_3^{0,5}}{k_2^{1,5}} \quad (7.1b)$$

Welche Vereinfachung sinnvoll ist und wie groß die dabei entstehenden Fehler sind, wird nach der Bestimmung der einzelnen Größen in Kapitel 7.3 diskutiert.

Der große Vorteil dieser Berechnung der Erstarrungszeit besteht darin, dass damit ein analytischer Zusammenhang zwischen der Bauteilerstarrung und der Formtemperierung hergestellt wird. Damit gewinnt man die Möglichkeit, eine bestehende Kühlung objektiv hinsichtlich ihrer erstarrungsgerechten Wirkung zu überprüfen.

7.2 Erstarrungsgerechte Formtemperierung

Für eine fehlerfreie Bauteilerstarrung müssen die einzelnen Bauteilsegmente in Richtung der Speiser erstarren. Die Segmente sollen nun entlang der Pfade von 1 bis n bezeichnet werden, wobei n jeweils das zuletzt erstarrende Segment also im Normalfall den Speiser darstellen soll. Dann muss die Erstarrungszeit benachbarter Segmente für eine fehlerfreie Erstarrung folgendes Ungleichungssystem erfüllen:

$$\left| \begin{array}{l} t_{E1} < t_{E2} \\ t_{E2} < t_{E3} \\ \cdot \\ \cdot \\ t_{En-1} < t_{En} \end{array} \right| \quad (7.2)$$

Durch Einsetzen von Formel 7.1 kann mit Hilfe dieser Gleichung direkt überprüft werden, ob eine Temperierung erstarrungsgerecht ausgelegt ist. Dieser analytische Zusammenhang ist im folgenden Ungleichungssystem zusammengefasst:

$$\begin{array}{l}
 \frac{V_1 \cdot k_3}{S_1 \cdot k_2} + \frac{A_1^2 \cdot k_1^2}{2 \cdot S_1^2 \cdot k_2^2} - \frac{A_1 \cdot k_1 \cdot (A_1^2 \cdot k_1^2 + 4 \cdot S_1 \cdot k_2 \cdot V_1 \cdot k_3)^{0,5}}{2 \cdot S_1^2 \cdot k_2^2} \\
 < \frac{V_2 \cdot k_3}{S_2 \cdot k_2} + \frac{A_2^2 \cdot k_1^2}{2 \cdot S_2^2 \cdot k_2^2} - \frac{A_2 \cdot k_1 \cdot (A_2^2 \cdot k_1^2 + 4 \cdot S_2 \cdot k_2 \cdot V_2 \cdot k_3)^{0,5}}{2 \cdot S_2^2 \cdot k_2^2} \\
 \\
 \frac{V_2 \cdot k_3}{S_2 \cdot k_2} + \frac{A_2^2 \cdot k_1^2}{2 \cdot S_2^2 \cdot k_2^2} - \frac{A_2 \cdot k_1 \cdot (A_2^2 \cdot k_1^2 + 4 \cdot S_2 \cdot k_2 \cdot V_2 \cdot k_3)^{0,5}}{2 \cdot S_2^2 \cdot k_2^2} \\
 < \frac{V_3 \cdot k_3}{S_3 \cdot k_2} + \frac{A_3^2 \cdot k_1^2}{2 \cdot S_3^2 \cdot k_2^2} - \frac{A_3 \cdot k_1 \cdot (A_3^2 \cdot k_1^2 + 4 \cdot S_3 \cdot k_2 \cdot V_3 \cdot k_3)^{0,5}}{2 \cdot S_3^2 \cdot k_2^2} \\
 \\
 \vdots \\
 \frac{V_{n-1} \cdot k_3}{S_{n-1} \cdot k_2} + \frac{A_{n-1}^2 \cdot k_1^2}{2 \cdot S_{n-1}^2 \cdot k_2^2} - \frac{A_{n-1} \cdot k_1 \cdot (A_{n-1}^2 \cdot k_1^2 + 4 \cdot S_{n-1} \cdot k_2 \cdot V_{n-1} \cdot k_3)^{0,5}}{2 \cdot S_{n-1}^2 \cdot k_2^2} \\
 < \frac{V_n \cdot k_3}{S_n \cdot k_2} + \frac{A_n^2 \cdot k_1^2}{2 \cdot S_n^2 \cdot k_2^2} - \frac{A_n \cdot k_1 \cdot (A_n^2 \cdot k_1^2 + 4 \cdot S_n \cdot k_2 \cdot V_n \cdot k_3)^{0,5}}{2 \cdot S_n^2 \cdot k_2^2}
 \end{array}$$

Das heißt nur Geometrien, deren Temperierung das Ungleichungssystem 7.3 erfüllt, können als erstarrungsgerecht angesehen werden.

Eine übersichtliche und anschauliche Darstellung dieses Ungleichungssystems erhält man, wenn die Erstarrung des Bauteils ausschließlich durch die Wirkung der Kühlung bestimmt wird. Dann gilt für die Beziehungen der geometrischen Parameter, welche die Temperierung beeinflussen:

$$\left| \begin{array}{l}
 \frac{V_1 \cdot k_3}{S_1 \cdot k_2} < \frac{V_2 \cdot k_3}{S_2 \cdot k_2} \\
 \\
 \frac{V_2 \cdot k_3}{S_2 \cdot k_2} < \frac{V_3 \cdot k_3}{S_3 \cdot k_2} \\
 \\
 \vdots \\
 \\
 \frac{V_{n-1} \cdot k_3}{S_{n-1} \cdot k_2} < \frac{V_n \cdot k_3}{S_n \cdot k_2}
 \end{array} \right. \quad (7.3a)$$

Da bei der Auslegung der Kühlkanalgeometrie das Volumen des Segments bereits festgelegt ist, steht für die Optimierung nur der Formkoeffizient S zur Verfügung. Da sowohl der Formkoeffizient als auch das Volumen des Bauteilsegments stets positiv sind, kann dieses Gleichungssystem sogar durch Äquivalenzumformungen ohne Beschränkung der Gültigkeit direkt für den Formkoeffizienten aufgelöst werden. Dadurch ergeben sich folgende Bedingungen für die einzelnen Formkoeffizienten:

$$\left| \begin{array}{l} \frac{S_1}{V_1} > \frac{S_2}{V_2} \\ \frac{S_2}{V_2} > \frac{S_3}{V_3} \\ \cdot \\ \cdot \\ \frac{S_{n-1}}{V_{n-1}} > \frac{S_n}{V_n} \end{array} \right. \quad (7.4)$$

Mit Hilfe der virtuellen Segmentierung ist also eine allgemeine Systematik entstanden, mit deren Hilfe jede beliebige Kühlgeometrie hinsichtlich ihrer Auswirkung auf die Erstarrung des Gussstücks überprüft werden kann. Die dafür benötigten Konstanten können mit Hilfe der numerischen Simulation bestimmt werden.

7.3 Wärmeübertragungssimulation

Mit Hilfe der Wärmeübertragungssimulation können die für die Berechnung der Bauteilerstarrung notwendigen Größen ermittelt werden. Das Wärmeübertragungsverhalten in einer beliebigen dreidimensionalen Dauerform soll mit dem Formkoeffizienten zusammengefasst werden.

7.3.1 Ermittlung des Formkoeffizienten

Für die Berechnung des Formkoeffizienten muss zunächst der Arbeitspunkt festgelegt werden. Dieser kann bei gegebener Geometrie auf Basis der Prozessparameter Wärme des Gussstücks, Temperatur des Temperiermediums, Wärmeübergangskoeffizient der Kühlkanäle und Zykluszeit berechnet werden. Mit Hilfe der stationären Wärmeübertragungssimulation können die Temperaturverhältnisse im Arbeitspunkt und der daraus resultierende Formkoeffizient einer Kokille berechnet werden:

$$S = \frac{q}{\lambda_m \cdot (T_F - T_W)} \quad (7.5)$$

T_F mittlere Temperatur an der Gravur
 T_W mittlere Temperatur an der Kühlkanalwand
 q Wärmestrom
 λ_m mittlere Wärmeleitfähigkeit des Formwerkstoffs

Die beiden Temperaturen der Oberflächen und der resultierende Wärmestrom werden durch die Integration dieser Größen an den jeweiligen Flächen festgelegt.

Die mittlere Wärmeleitfähigkeit kann dementsprechend durch die Integration dieser Größe in der gesamten Dauerform erfolgen.

7.3.2 Ermittlung der Konstanten

Zusätzlich zum Formkoeffizienten werden für diesen Ansatz einige Konstanten benötigt, diese repräsentieren die unterschiedlichen physikalischen Einflussgrößen.

Die Effekte die durch die vergossene Legierung bestimmt werden, sollen in der Konstanten k_3 zusammengefasst werden. Dieser Parameter repräsentiert den Energiegehalt der Legierung beim Abkühlen und Erstarren und kann aus den physikalischen Eigenschaften der Gusslegierung berechnet werden.

$$k_3 = \rho \cdot \left(\int_{T_0}^{T_1} c_p \cdot dT + \Delta H \right) \quad (7.6)$$

| | |
|------------|--|
| T_1 | Abgusstemperatur |
| T_0 | Erstarrungstemperatur |
| ρ | Dichte der Legierung |
| c_p | spezifische Wärmekapazität der Legierung |
| ΔH | Schmelzenthalpie der Legierung |

In der Konstante k_2 sollen die Effekte, welche durch die Wärmeleitung in der Dauerform bestimmt werden zusammengefasst werden. Diese Größe kann anschaulich der Wärmeabfuhr durch die Formtemperierung zugeordnet werden, weshalb die entsprechenden Einflussgrößen bei der Berechnung berücksichtigt werden. Abhängig ist dieser Parameter von den Werkstoffeigenschaften der Kokille und den mittleren Temperaturen.

$$k_2 = \lambda_m \cdot (T_F - T_W) \quad (7.7)$$

| | |
|-------------|--|
| T_F | mittlere Temperatur an der Gravur |
| T_W | mittlere Temperatur an der Kühlkanalwand |
| λ_m | mittlere Wärmeleitfähigkeit des Formwerkstoffs |

Die sich im Prozess einstellenden Temperaturen T_F und T_W können mit Hilfe der Wärmeübertragungssimulation festgelegt werden.

Die Einflüsse, die auf der Speicherung der Wärme in der Kokille beruhen, sollen in der Konstante k_1 zusammengefasst werden. Dieser Parameter ist neben den Eigenschaften des Formwerkstoffs auch von den Prozessgrößen Zykluszeit und Temperaturerhöhung während des Gießvorgangs abhängig.

$$k_1 = \frac{\int_0^{\infty} \Delta T \cdot \rho_F \cdot c_F \cdot dV}{A \cdot \sqrt{t_Z}} \quad (7.8)$$

- ΔT mittlere Temperaturerhöhung der Kokille
- ρ_F Dichte des Kokillenwerkstoffs
- c_F spezifische Wärmekapazität des Kokillenwerkstoffs
- A Bauteiloberfläche
- T_Z minimale Zykluszeit

Die minimale Zykluszeit kann mit der stationären Wärmeübertragungssimulation so festgelegt werden, dass die maximale zulässige Formtemperatur nicht überschritten wird.

Eine anschauliche Möglichkeit k_1 einfach abzuschätzen beruht auf der Vorstellung, dass Wärme nur in den Bereichen der Dauerform gespeichert wird, die zur Wärmeleitung genutzt werden. Dann kann dieser Parameter mit Hilfe der oben dargestellten Konstanten k_2 und k_3 ermittelt werden.

$$k_1 = \frac{\sqrt{V \cdot k_3 \cdot S \cdot k_2 \cdot A_{\text{eff}}}}{A^2} \quad (7.9)$$

- V Bauteilvolumen
- S Formkoeffizient
- A_{eff} wirksame Fläche
- A Bauteiloberfläche

Für die Versuchskokille aus C45 und die vergossene Legierung AlSi7Mg0,3 ergeben sich damit für die Konstanten folgende Werte.

| | Wert | Einheit |
|-----------------------|---------------|-------------------------------------|
| k_3 | 1.332.000.000 | W s / m ³ |
| k_2 | 6.320 | W / m |
| k_1 nach Formel 7.8 | 610.200 | W s ^{0,5} / m ² |
| k_1 nach Formel 7.9 | 505.157 | W s ^{0,5} / m ² |

Tabelle 7.1: Ermittelte Konstanten k_1 , k_2 und k_3

Offensichtlich weicht die Schätzung für k_1 um fast 20% von der Berechnung nach Gleichung 7.8 ab. Dass diese Abschätzung trotzdem sinnvoll ist um die Erstarrungszeiten der einzelnen Segmente zu ermitteln, zeigt Bild 7.1.

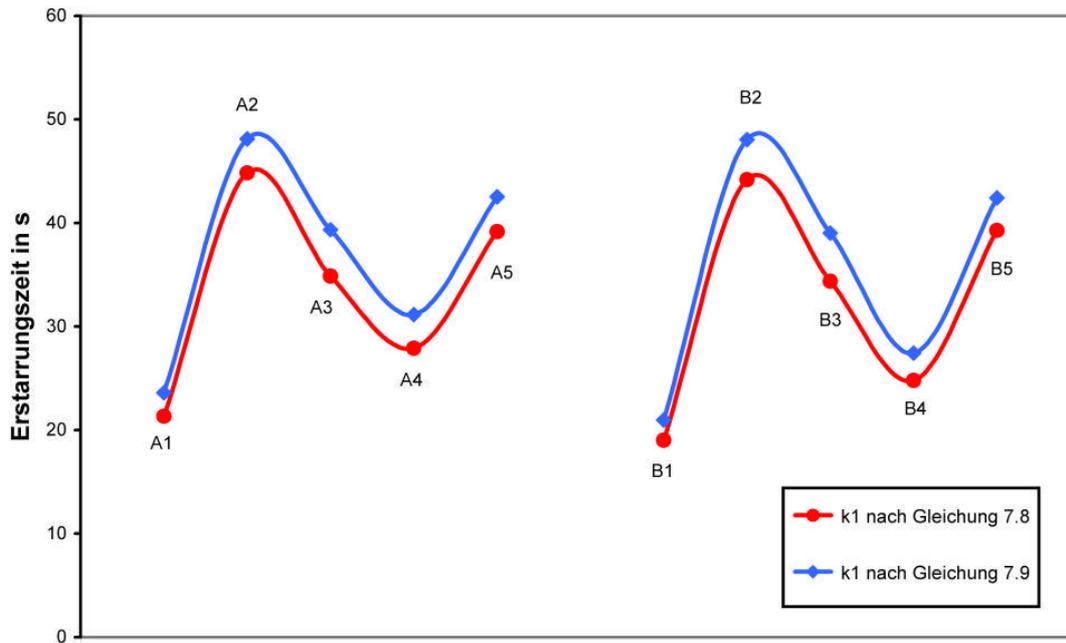


Bild 7.1: Berechnung der Erstarrungszeiten in den einzelnen Segmenten

Die absoluten Erstarrungszeiten vergrößern sich bei einem verringerten k_1 nur um ungefähr 10%. Wichtiger für die Nutzung des hier vorgestellten Ansatzes ist die Erkenntnis, dass die relativen Erstarrungszeiten der unterschiedlichen Segmente zueinander unverändert bleiben.

7.3.3 Einfluss der Temperierung auf die Erstarrung

Aus der Berechnung der Erstarrungszeit nach Gleichung 7.1 konnte ein Kriterium gewonnen werden mit dessen Hilfe der Einfluss der Temperierung auf die Bauteilerstarrung abgeschätzt werden kann. Nachdem die Konstanten für das Versuchsbauteil bestimmt sind, kann mit Hilfe dieses Ansatzes die Wirkung der Temperierung auf die Bauteilerstarrung untersucht werden.

Wenn die Formtemperierung der ausschlaggebende Faktor für die Bauteilerstarrung ist und die anderen Einflussfaktoren bei der Berechnung vernachlässigt werden können, gilt die Bedingung:

$$A^2 \cdot k_1^2 \gg 4 \cdot S \cdot k_2 \cdot V \cdot k_3 \quad (7.10)$$

Auf Basis der ermittelten Konstanten und den geometrischen Abmessungen der einzelnen Segmente ergeben sich für den Term $A^2 \cdot k_1^2$ Werte zwischen $7,51 \cdot 10^5$ und $3,72 \cdot 10^6$. Für den Term $4 \cdot S \cdot k_2 \cdot V \cdot k_3$ ergeben sich Werte von $1,84 \cdot 10^8$ und $4,76 \cdot 10^8$.

Für das gesamte Versuchsbauteil ergeben sich für $A^2 \cdot k_1^2$ Werte von $2,26 \cdot 10^8$ und für

$4 \cdot S \cdot k_2 \cdot V \cdot k_3$ Werte von $2,89 \cdot 10^9$.

Da die rechte Ungleichungsseite mindestens eine Größenordnung größer ist als die linke Ungleichungsseite, beruht die Erstarrung sowohl auf der Kühlwirkung der Temperierung als auch auf der Wärmespeicherung im Kokillenwerkstoff. Somit ist die einfache Abschätzung der Erstarrungszeit nach Gleichung 7.1a nicht gültig.

Die Bedingung

$$A^2 \cdot k_1^2 \ll 4 \cdot S \cdot k_2 \cdot V \cdot k_3 \quad (7.11)$$

ist für die Versuchskokille jedoch erfüllt, so dass die Erstarrungszeit mit Hilfe der Gleichung 7.1b abgeschätzt werden.

Die berechneten Erstarrungszeiten in Tabelle 7.2 bestätigen dieses Ergebnis. Wie deutlich zu erkennen ist, liefert die Abschätzung nach Gleichung 7.1b eine relativ gute Näherung während die Berechnungen nach Gleichung 7.1a deutlich vom exaktem Ergebnis abweichen.

| Segment | Berechnung exakt | Berechnung Nach 7.1a | Berechnung nach 7.1b |
|-------------------------|-----------------------------|---------------------------------|---------------------------------|
| A1 | 21,3 | 38,7 | 22,4 |
| A2 | 44,8 | 67,9 | 45,5 |
| A3 | 34,9 | 71,8 | 38,4 |
| A4 | 27,9 | 53,6 | 29,8 |
| A5 | 39,2 | 63,6 | 40,1 |
| B1 | 19,0 | 34,1 | 19,9 |
| B2 | 44,2 | 72,4 | 45,3 |
| B3 | 34,4 | 73,8 | 38,6 |
| B4 | 24,8 | 45,3 | 26,1 |
| B5 | 39,3 | 61,9 | 40,0 |
| Gesamtes Bauteil | 32,1 | 55,8 | 33,3 |

Tabelle 7.2: Erstarrungszeiten in den einzelnen Segmente

Zusammenfassend lässt sich also festhalten, dass die Erstarrung in der Versuchskokille ganz wesentlich von der natürlichen Kühlung, die durch die

Wärmespeicherung des Kokillenwerkstoffs realisiert wird, bestimmt wird. Da die natürliche Kühlung aber eine Erstarrungsreihenfolge vorgibt, die Bauteilfehler verursacht, wird eine wirkungsvolle Temperierung benötigt.

7.4 Ermittlung optimaler Kühlbereiche

Für die Optimierung einer Formtemperierung ist die Geometrie der ausschlaggebende Faktor. Mit Hilfe der bisher vorgestellten Untersuchungsmethoden ist es möglich jede Kühlgeometrie hinsichtlich der Bauteilerstarrung zu beurteilen. Das heißt durch Ermittlung der Formfaktoren kann für eine vorhandene Geometrie sehr effizient ermittelt werden, ob sie eine fehlerfreie Bauteilerstarrung unterstützt beziehungsweise ermöglicht.

Um die optimale Kühlgeometrie zu ermitteln, wäre es aber genau wie bei der konventionellen Vorgehensweise notwendig alle möglichen Kühlgeometrien mit Hilfe der numerischen Simulation zu berechnen. Daher soll hier eine Methode vorgestellt werden bei der die analytischen Zusammenhänge genutzt werden, um erstarrungsgerechte Bereiche innerhalb der Dauerform zu ermitteln. In diesen Bereichen kann dann durch den Konstrukteur eine Kühlgeometrie erstellt werden, die den Restriktionen der Fertigung entspricht.

7.4.1 Berechnung der Kühlwirkung in Schnittebenen

Um optimale Kühlbereiche ermitteln zu können, soll die Kokille im ersten Schritt in Schichten zerlegt werden. Dieser Ansatz beruht auf der Vorstellung, dass eine Kühlgeometrie, die in jeder Schicht optimal ausgelegt ist, auch als Gesamtkühlung optimal wirkt. In Bild 7.2 ist dieser schichtweise Aufbau der Versuchskokille, wie er für die folgenden Berechnungen der Kühlung benutzt wird, dargestellt.

Diese schichtweise Zerlegung wird auf Grund der einfachen Handhabung eingesetzt, wobei prinzipiell die gesamte Vorgehensweise auf beliebige Schnitte anwendbar ist.

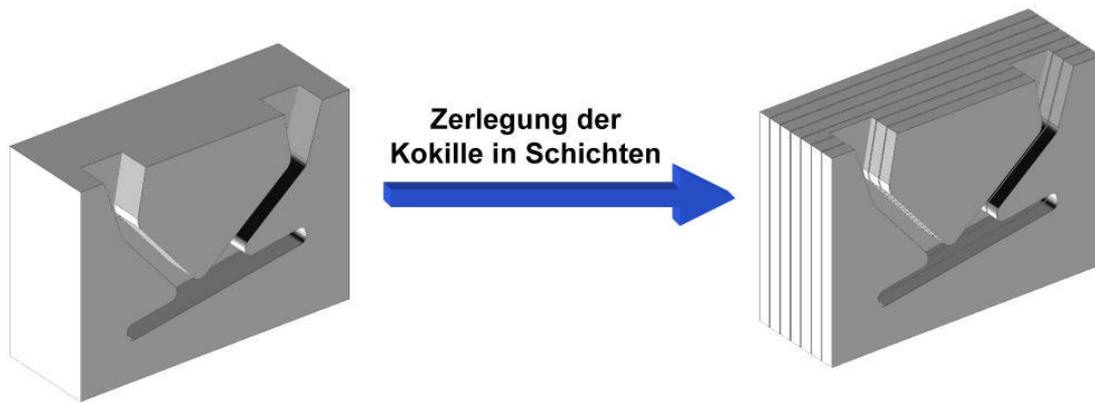


Bild 7.2: Schichtweise Berechnung der Kühlgeometrie

Für die Ermittlung der optimalen Kühlgeometrie an der Versuchskokille soll von Kühlbohrungen mit 8 mm Durchmesser ausgegangen werden. Da unter dieser Voraussetzung, wie in Kapitel 1.3 beschrieben, sinnvolle Kühlkanalabstände im Bereich von 16 bis 24 mm liegen, sollte die hier gewählte Zerlegung der Kokille in Schichten mit einer Dicke von 10 mm keine weitere Einschränkung für die Genauigkeit der berechneten Ergebnisse darstellen. Darüber hinaus besitzt die gewählte Schichtdicke den Vorteil, dass sie einer möglichen Fertigung der Geometrie aus separaten Kühlschichten Rechnung trägt.

Um die Formkoeffizienten der für unterschiedliche Bereiche einer Schicht zu ermitteln, wird eine Wärmeübertragungssimulation durchgeführt. Dazu werden für die Bauteiloberfläche und die Kühlschicht isotherme Randbedingung angesetzt. Diese Vorgehensweise und der daraus für eine Schnittebene resultierende Wärmestrom ist in Bild 7.3 exemplarisch dargestellt.

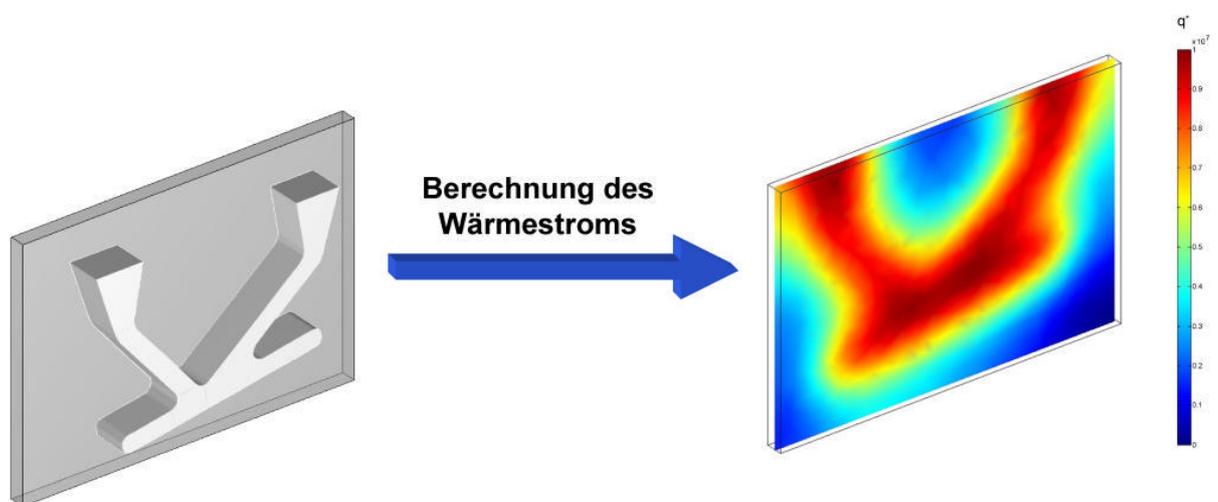


Bild 7.3: Berechnung der Kühlwirkung in einer Schicht

Mit Hilfe der Gleichung 1.13 kann dieser lokal unterschiedliche Wärmestrom direkt in die entsprechenden Formkoeffizienten für die unterschiedlichen Bereiche dieser Schicht umgerechnet werden. Aus den lokalen Formkoeffizienten können mit Hilfe von Gleichung 7.1 die daraus resultierenden Erstarrungszeiten des Bauteils berechnet werden.

7.4.2 Geometrien mit optimaler Kühlwirkung

Durch die dargestellte Vorgehensweise kann für jede Schnittebene durch die Kokille eine beliebige Kühlung in dieser Ebene überprüft werden. Das heißt, für jeden Bereich dieser Ebene kann eine installierte Kühlung mit der daraus resultierenden mittleren Erstarrungszeit des gesamten Bauteils verknüpft werden.

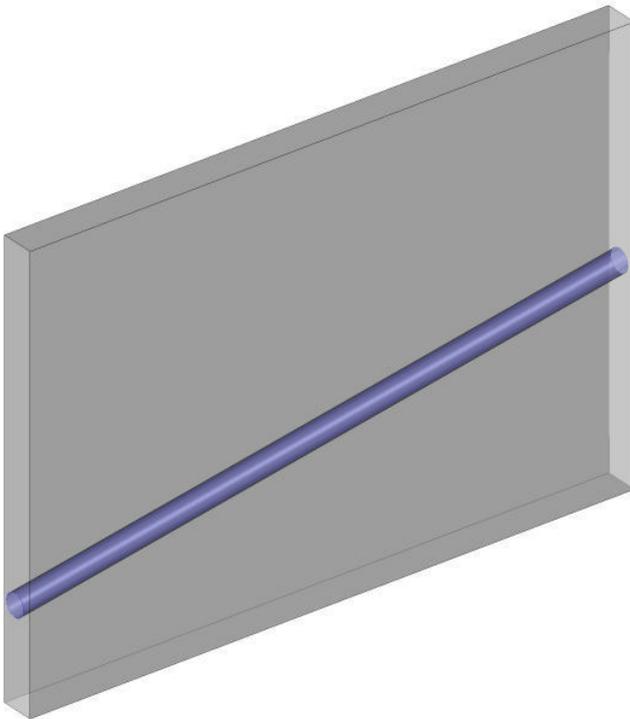


Bild 7.4: Optimierte Kühlgeometrie mit einer Kühlbohrung

Sofern diese Systematik für ein einfach zu gießendes oder gießgerecht gestaltetes Bauteil benutzt wird, kann die Kühlung hinsichtlich einer möglichst geringen Erstarrungszeit optimiert werden. Da diese Aufgabenstellung wesentlich für die Produktivität des Verfahrens und daher insbesondere aus wirtschaftlicher Sicht interessant ist, sollen hier einige mit dieser Methodik berechnete Ergebnisse für die Versuchskokille vorgestellt werden.

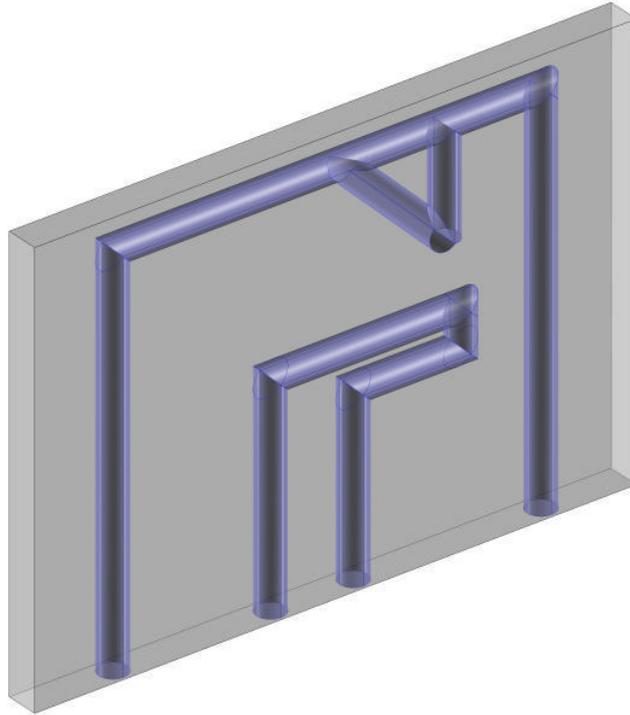


Bild 7.5: Konventionell erstellte Kühlgeometrie

Die Kühlgeometrie ausschließlich hinsichtlich der maximalen Kühlwirkung zu optimieren, führt zwangsläufig auf die triviale Lösung, die gesamte Fläche der Schnittebene für die Kühlung zu nutzen. Daher sind weitere Bedingungen notwendig, um ein eindeutiges und sinnvolles Ergebnis zu erhalten. Diese weiteren Einschränkungen für eine reale Kühlgeometrie ergeben sich aus Vorgaben wie zum Beispiel der maximalen Kühlkanallänge oder dem maximalen Fertigungsaufwand.

Für die daraus resultierende Optimierungsaufgabe kommt daher ein sogenannter genetischer Algorithmus unter Matlab zum Einsatz, da die vorgegebenen Einschränkungen einfach berücksichtigt werden können. Darüber hinaus ist die Eigenschaft, auch globale Extrema finden zu können, der entscheidende Vorteil für die Auswahl dieses Optimierungsverfahren. Eine spezielle Anpassung des genetischen Algorithmus an die vorliegende Problemstellung ist nicht notwendig.

Unter der Vorgabe, eine durchgehende Bohrung mit optimaler Kühlwirkung zu suchen, ergibt sich die in Bild 7.4 dargestellte Kühlgeometrie. Um die Vergleichbarkeit mit der bisher eingesetzten Kühlung zu gewährleisten, kommt auch für die Optimierung nur eine Kühlebene 20 mm hinter der Gravur zum Einsatz. Im Vergleich zu der in Bild 7.5 dargestellten durch den Konstrukteur erstellten Kühlgeometrie, ist die optimierte Kühlgeometrie deutlich einfacher zu fertigen. Darüber hinaus wird die Kühlkanallänge auf 28% der ursprünglichen Länge (221 mm / 802 mm) reduziert. Die Kühlwirkung dieser optimierten Kühlgeometrien erreicht 82% der konventionell erstellten Kühlgeometrie, was das Potenzial dieser

Methode verdeutlicht.

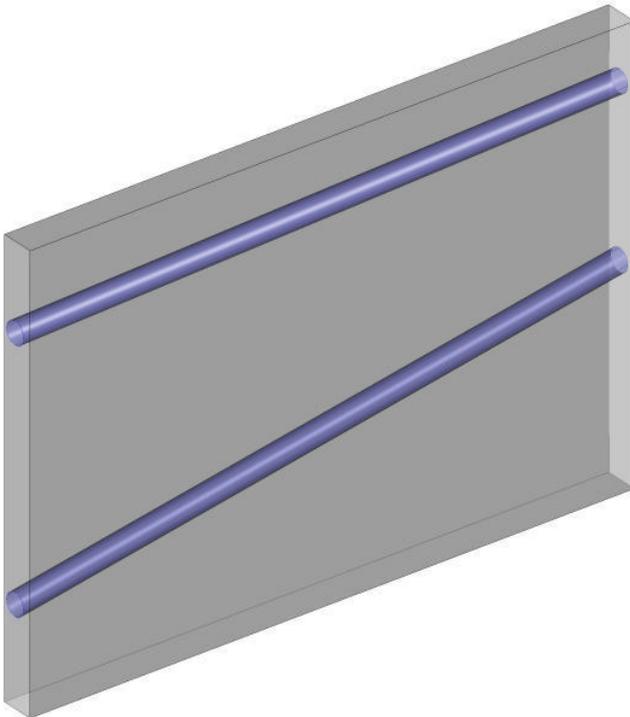


Bild 7.6: Optimierte Kühlgeometrie mit zwei Kühlbohrungen

Lässt man für die optimierte Kühlgeometrie zwei Kühlbohrungen zu, ergibt sich die in Bild 7.6 dargestellte Kühlung. Diese ist auch mit sehr geringem Aufwand zu fertigen und besitzt eine um 45% reduzierte Kühlkanallänge (439 mm). Hinsichtlich der Kühlwirkung übertrifft sie aber die vom Konstrukteur erstellte Geometrie bereits um 3%.

Da diese Geometrien aber ausschließlich in Hinblick auf eine maximale Kühlwirkung optimiert sind, verkürzt sich die Erstarrungszeit des gesamten Bauteils. Da es sich hier aber um ein gießtechnisch anspruchsvolles Gussstück handelt, treten immer noch die aus den vorherigen Untersuchungen bekannten Bauteilfehler im zentralen Knotenbereich auf.

7.4.3 Erstarrungsgerechte Kühlgeometrie

Um mit der vorgestellten Methode eine Kühlgeometrie berechnen zu können, die eine fehlerfreie Bauteilerstarrung ermöglicht, ist es notwendig diese Vorgehensweise zusätzlich mit der virtuellen Bauteilsegmentierung zu kombinieren. Das heißt analog zur oben vorgestellten Methode wird die Erstarrungszeit nicht für das gesamte Bauteil sondern für jedes einzelne Segment des Gussstücks berechnet.

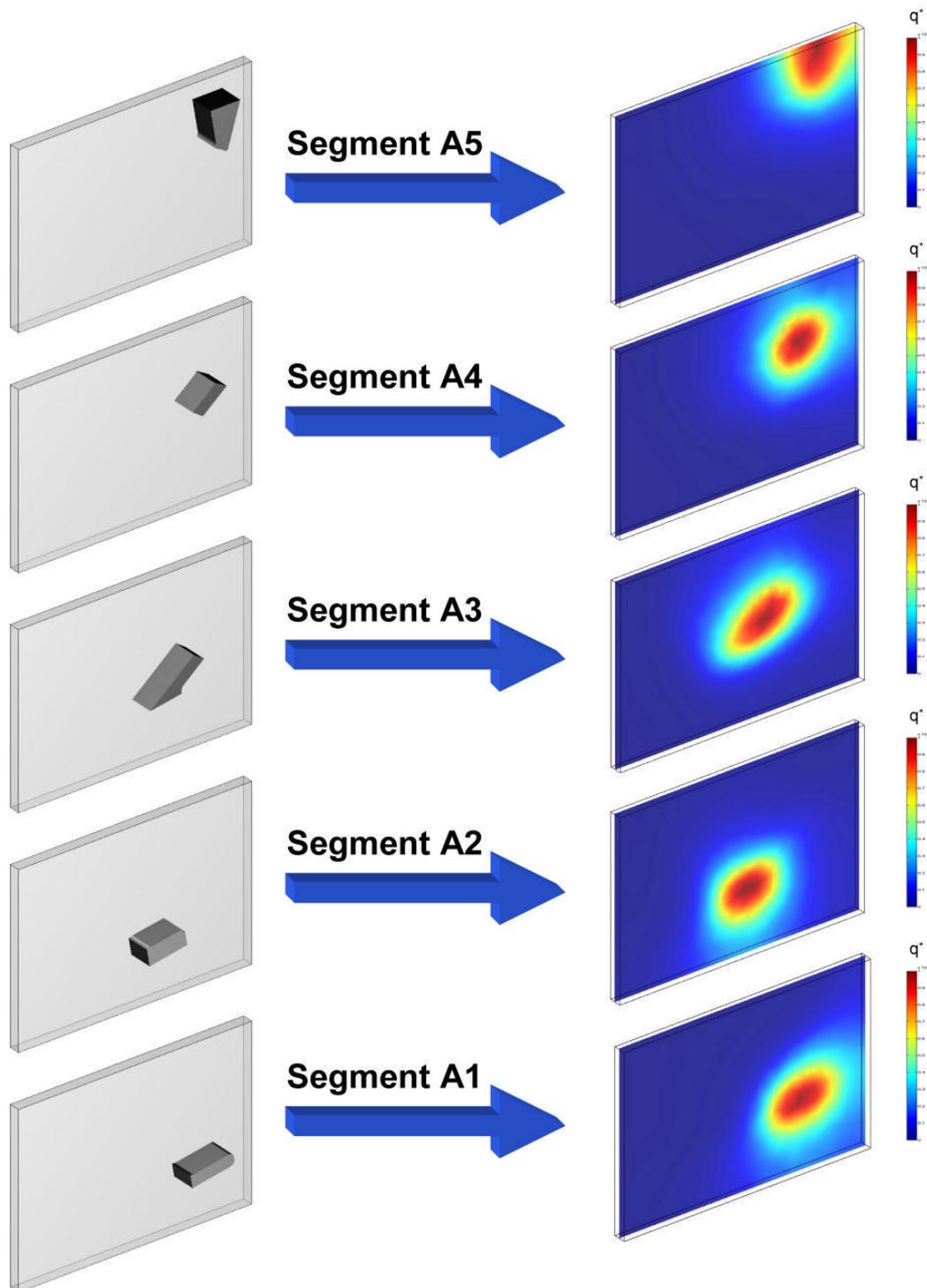


Bild 7.7: Wärmeströme der einzelnen Segmente im Erstarrungspfad A in der untersuchten Schnittebene

In Bild 7.7 sind die Ergebnisse der Wärmeübertragungssimulation für die einzelnen Segmente im Erstarrungspfad A dargestellt. Es zeigen sich deutlich die lokalen Unterschiede der übertragenen Wärme, die gezielt für eine erstarrungsgerechte Kühlgeometrie genutzt werden soll.

Die daraus resultierenden Bedingungen für die Formtemperierung sind im Ungleichungssystem 7.3 zusammengefasst. Die darin aufgestellten Bedingungen für ein fehlerfreies, gegossenes Bauteil gewährleisten, dass eine bestimmte Erstarrungsreihenfolge der einzelnen Segmente eingehalten wird.

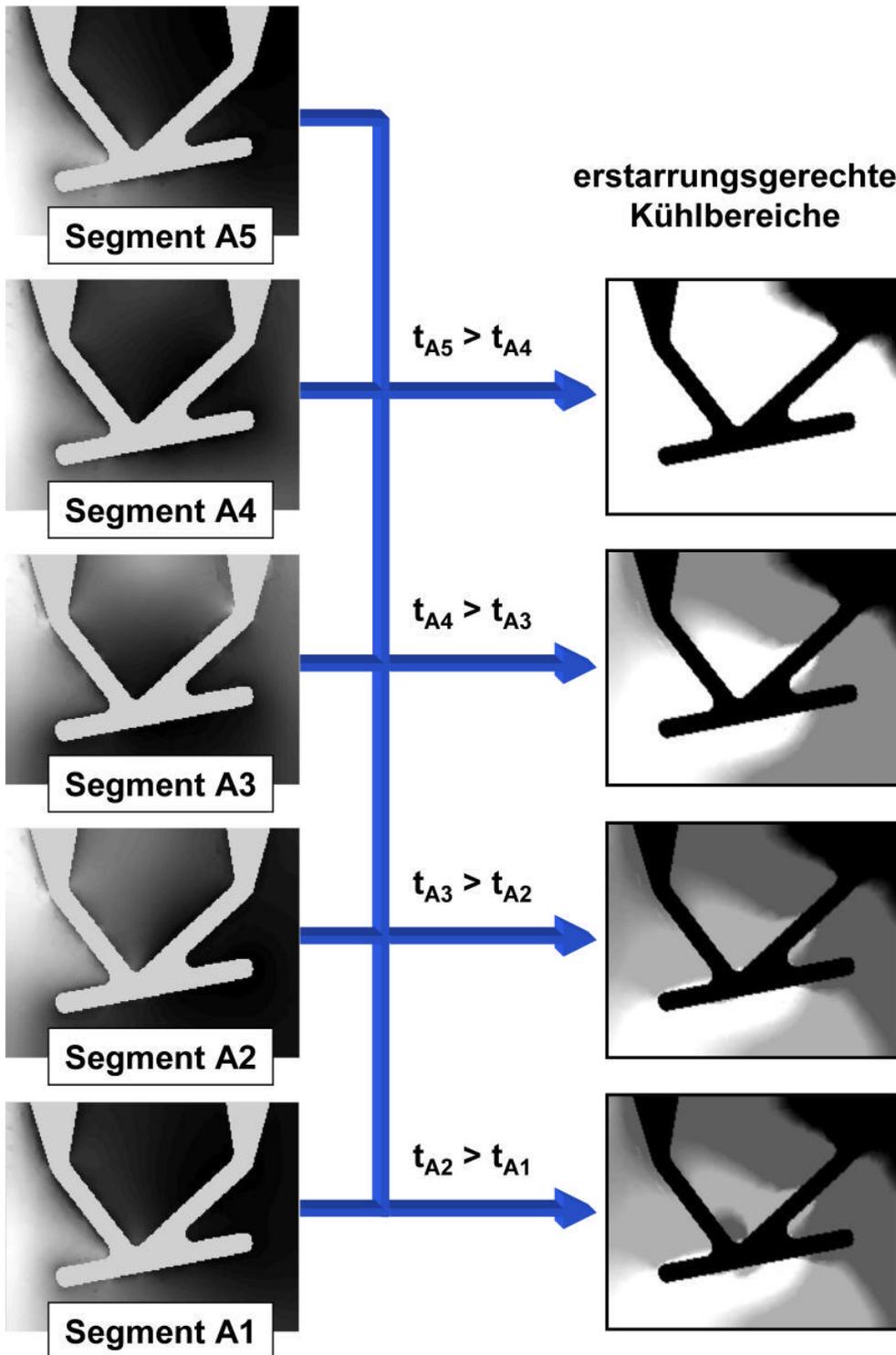


Bild 7.8: Berechnung des optimalen Kühlbereichs für Pfad A mit Hilfe der virtuellen Segmentierung

Für eine erstarrungsgerechte Kühlung nur die Bereiche der Schnittebene in Frage, die diese Reihenfolge unterstützen. Die Anwendung des Ungleichungssystems auf die Versuchskokille ist in Bild 7.8 veranschaulicht. Wie hier deutlich zu sehen ist, schränkt die sukzessive Anwendung der einzelnen Bedingungen die nutzbaren Bereiche für eine erstarrungsgerechte Kühlung ein. Die nach Anwendung der einzelnen Bedingungen noch für die Kühlung nutzbaren Bereiche sind weiß dargestellt. Wie deutlich zu erkennen ist, kann nach Anwendung aller Bedingungen in dieser Schnittebene nur ein kleiner Bereich für die Kühlung genutzt werden.

Um eine Kühlung für eine dreidimensionale Bauteilgeometrie zu erstellen, kann dieses Verfahren für unterschiedliche Schnittebenen der Kokille wiederholt werden.

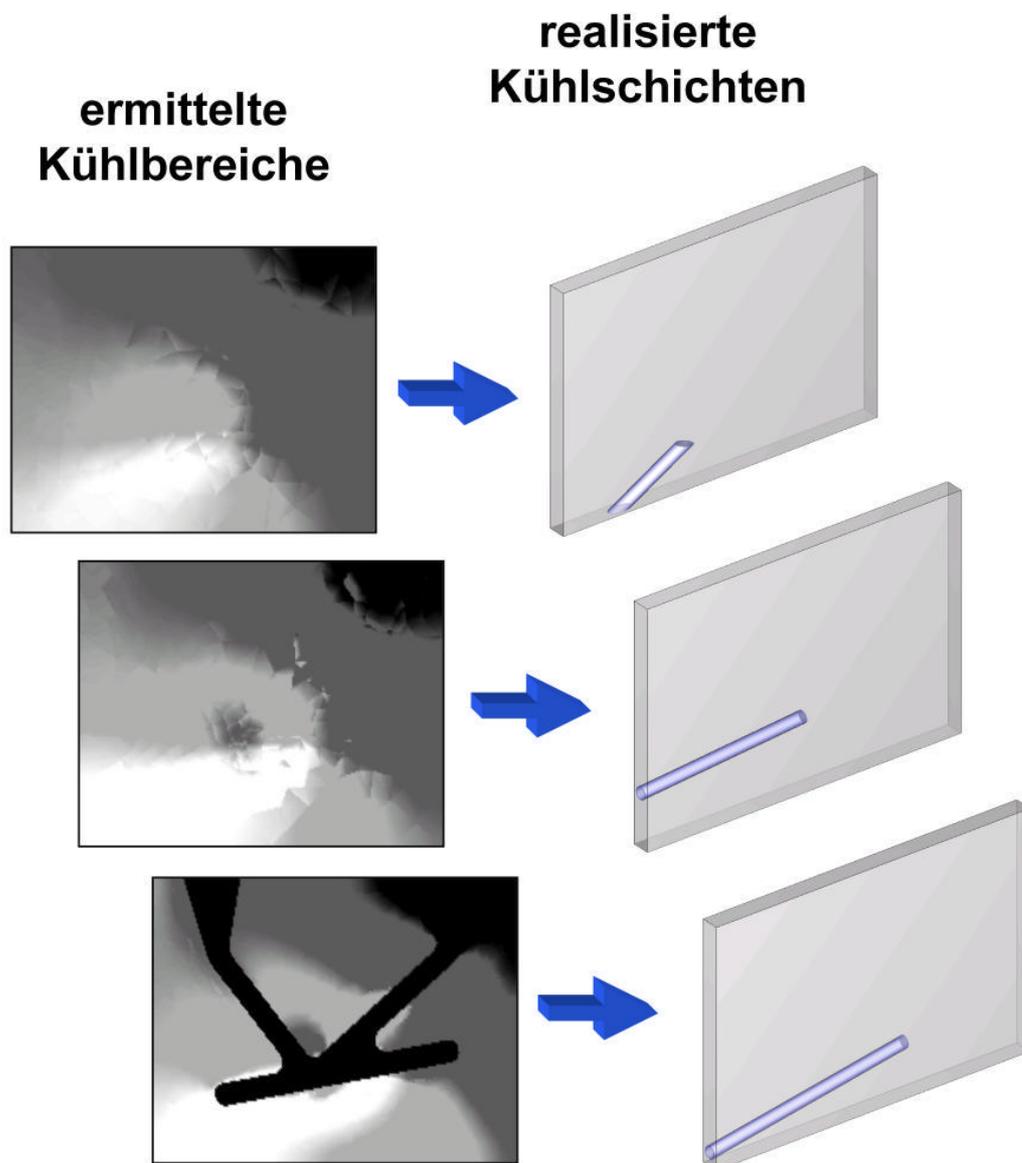


Bild 7.9: Festlegung der optimalen Kühlgeometrie in den einzelnen Kühlschichten

In Bild 7.9 sind die für die unterschiedlichen Schnittebenen ermittelten Kühlbereiche und die daraus resultierenden Kühleichten dargestellt. Es fällt auf, dass sich die Bereiche für eine erstarrungsgerechte Kühlung in den einzelnen Schichten deutlich unterscheiden.

Für die Realisierung einer konkreten Kühlgeometrie ist auf Grund der mechanischen Stabilität zusätzlich der minimale Abstand zur Bauteiloberfläche einzuhalten. Für die Versuchskokille werden 10 mm benutzt was für das Kokillengießen von Aluminium in dieser Größenordnung ausreichend mechanische Stabilität bietet.

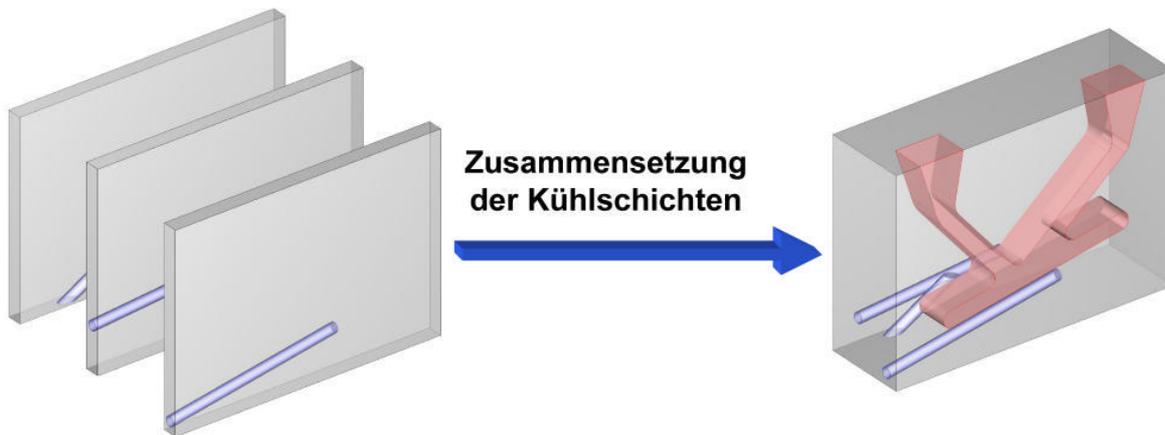


Bild 7.10: Aufbau der Kühlung aus einzelnen Kühleichten

In Bild 7.10 ist in der halbdurchsichtigen Ansicht die komplette Kühlgeometrie nach dem Zusammensetzen der Kühleichten und deren Lage zur Bauteiloberfläche dargestellt.

Die hier berechneten Kühlbohrungen müssen natürlich mit handelsüblichen Spiralkernen bestückt werden, um den Vor- und Rücklauf der Temperierflüssigkeit in einer Bohrung zu realisieren. Zusätzlich verbessern Spiralkerne den Wärmeübergang durch die erzwungenen Strömungsverhältnisse, was sich auf die Wirksamkeit der Formtemperierung positiv auswirkt.

Obwohl die berechnete Kühlgeometrie durch den sehr geringen Aufwand bei der Fertigung besticht, erscheint es sehr unwahrscheinlich, dass eine derartige komplexe Geometrie durch manuelles Probieren entsteht.

7.5 Überprüfung der optimierten Formtemperierung

Um die mit Hilfe der virtuellen Segmentierung berechnete Kühlgeometrie zu überprüfen, soll die Erstarrung in der optimierten Versuchskokille untersucht werden. Dazu wird eine Erstarrungssimulation nach Erreichen des Arbeitspunkts

durchgeführt. Für die Simulation werden folgende Prozessparameter angenommen:

- gesamte Zykluszeit: 65 s
- Schmelzetemperatur AlSi7Mg0,3: 653°C
- Wassertemperatur in den Kühlkanälen: 20 °C
- Verweilzeit des Bauteils in der Form: 35 s

Die nach Erreichen der stationären Verhältnisse vorliegende Temperaturverteilung in der Kokille ist in Bild 7.11 dargestellt.

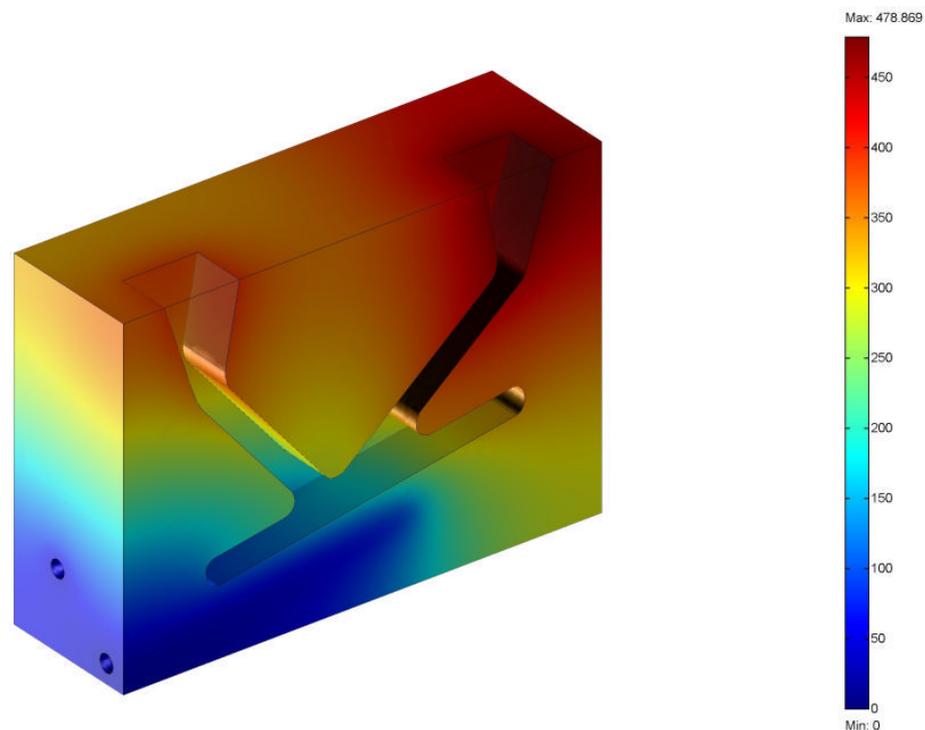


Bild 7.11: Stationäre Temperaturverteilung bei erstarrungsgerechter Kühlgeometrie

Die maximalen Temperaturen liegen hier unter 480°C was bei dem eingesetzten Formwerkstoff als unproblematisch angesehen werden kann. Allerdings müsste bei der Nutzung einer Ölkühlung auf Grund der höheren Temperatur des Kühlmediums die Zykluszeit entsprechend verlängert werden.

Wird unter diesen Anfangsbedingungen die Erstarrung der Aluminiumschmelze in dieser optimierten Kokille berechnet, ergibt sich der in Bild 7.12 dargestellte zeitliche Verlauf der Erstarrung.

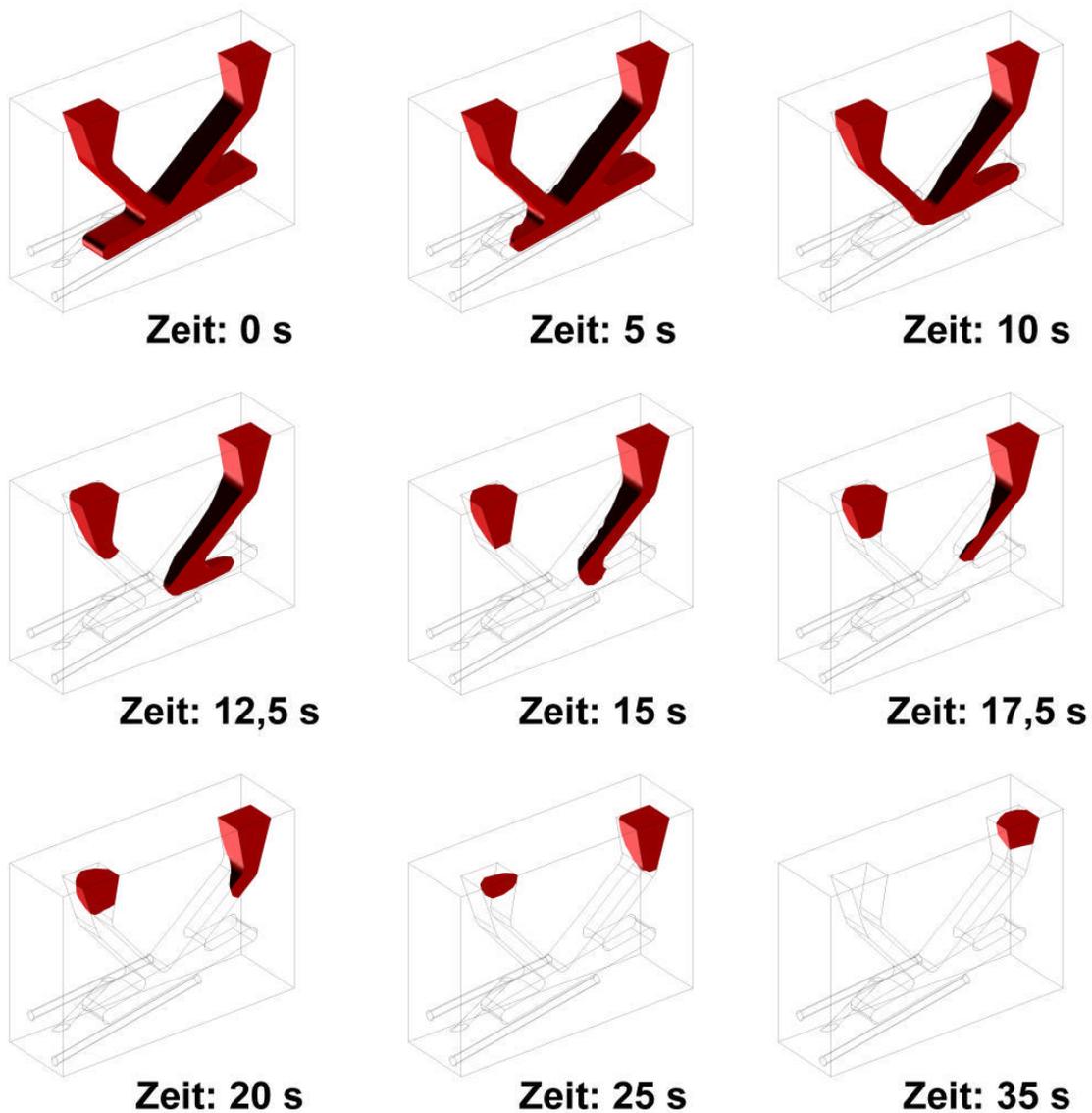


Bild 7.12: Erstarrungsverlauf des Bauteils mit optimierter Kühlung

Wie die noch nicht erstarrten Bauteilbereiche zeigen, erfolgt die Bauteilerstarrung komplett in der angestrebten Reihenfolge und wäre somit fehlerfrei.

Wie dieses Ergebnis einzuschätzen ist, zeigt der Vergleich der optimalen Kühlung mit einer geringfügig veränderten Kühlgeometrie. Für diese Simulation ist nur die Kühlbohrung in der hinteren Kühlschicht um 8 mm verlängert worden, so dass sie auch in dem Bereich wirksam ist, der als nicht erstarrungsgerecht identifiziert wurde. Bereits eine derartig kleine Abweichung führt zu einer fehlerbehafteten Bauteilerstarrung und damit zu Bauteilfehlern wie Bild 7.13 zeigt. Im Zeitschritt nach 17,5 s zeigt sich eine isolierte Restschmelzmenge, die vom Speiser abgeschnitten ist und daher nicht nachgespeist werden kann.

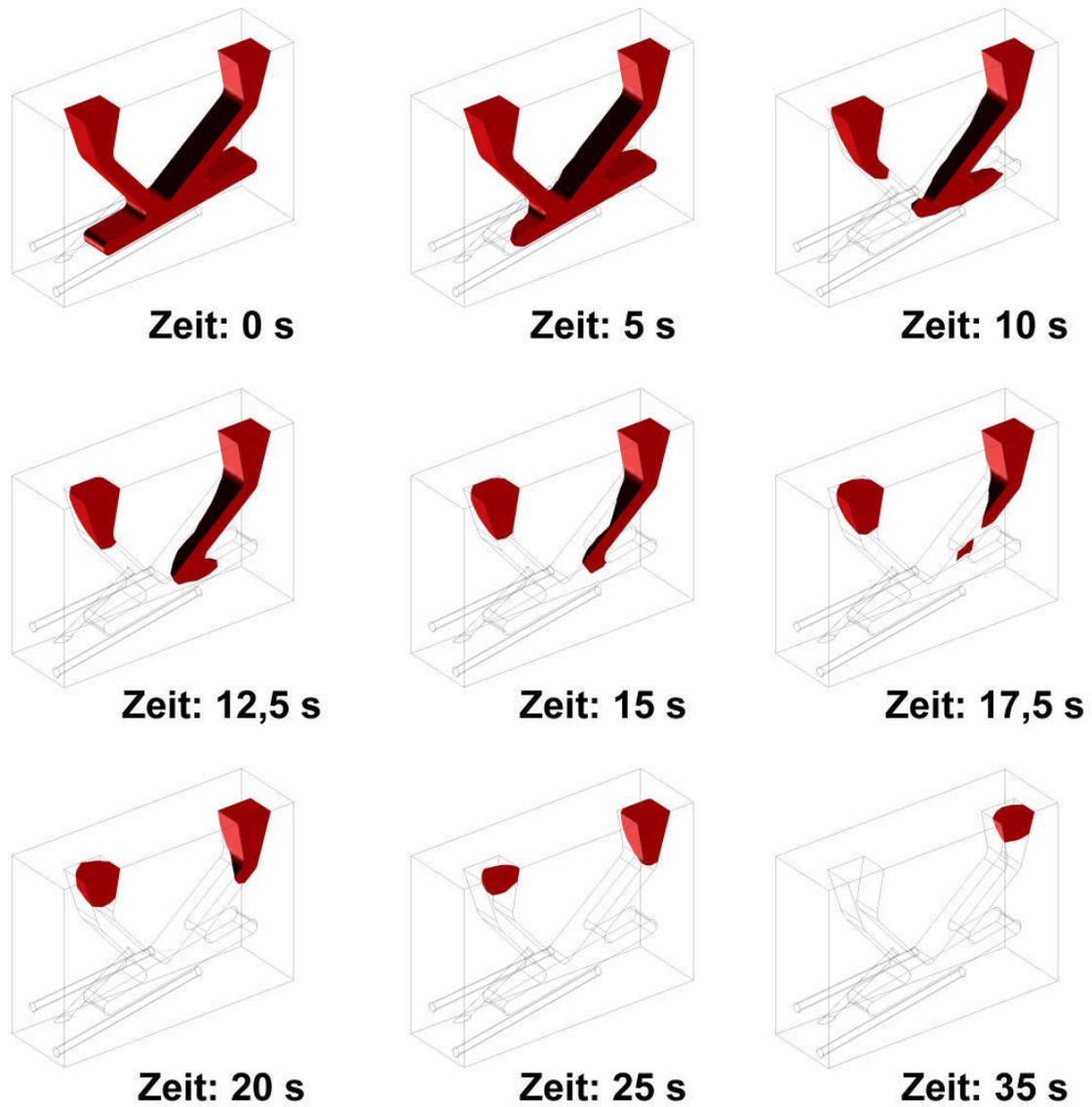


Bild 7.13: Erstarrungsverlauf bei geringfügig geänderter Kühlung

8 Ergebnisse und Diskussion

Im Rahmen dieser Arbeit ist eine effiziente Beschreibung des Wärmeübertragungsverhaltens in Dauerformen beim Gießen gefunden worden. Dafür wurde zunächst ein System entwickelt, mit dem die realen Temperaturverhältnisse und Wärmeströme in der Kokille erfasst und untersucht werden können. Die Leistungsfähigkeit der auf dieser Basis entwickelten Methode konnte am Beispiel einer Aluminium-Kokillen-Gießstrecke gezeigt werden.

Die erzielten Ergebnisse zeigten deutlich, dass der Wärmeübergangskoeffizient zwischen Gussstück und Form wesentlich für die Bauteilerstarrung ist. Insbesondere die im realen Prozess identifizierten, lokalen Unterschiede des Wärmeübergangskoeffizienten verbesserte die Simulationsergebnisse bei der Vorhersage der Erstarrung deutlich. Nicht nur der Vergleich mit makroskopischen Effekten wie zum Beispiel der Lunkerbildung sondern auch die lokale Ausprägung des Gussgefüges auf mikroskopischer Ebene belegen diese Erkenntnis. Die Möglichkeit Wärmeübergangskoeffizienten mit lokaler Auflösung einzusetzen, wird im Bereich der numerischen Simulation bisher nur ansatzweise genutzt. Die Ausschöpfung dieses Potenzials bedarf weiterer Untersuchungen, die nicht Gegenstand dieser Arbeit waren.

Aus der Energiebilanz einer temperierten Dauerform konnte in Anlehnung an die Auslegungsmethode des Gießmoduls ein einfacher analytischer Zusammenhang zur Beschreibung der Wärmeübertragung in der Form aufgestellt werden. Hierbei wurden die beiden physikalisch wirksamen Effekte zusammengefasst. Die in der Form gespeicherte Wärme und die durch Temperierung abgeführte Wärme sind proportional zur Bauteiloberfläche A beziehungsweise zum Formkoeffizienten S . Die aus dem Gussstück abgeführte Wärme E kann damit zu jedem Zeitpunkt folgendermaßen berechnet werden:

$$E = S \cdot k_2 \cdot t + A \cdot k_1 \cdot \sqrt{t}$$

In der praktischen Anwendung konnte mit diesem Zusammenhang der Wärmestrom in der Versuchskokille qualitativ und quantitativ sehr gut beschrieben werden. Die erzielten Ergebnisse zeigten, wenn die Konstanten k_1 und k_2 a priori bestimmt werden, einen maximalen Fehler von 5,2%. Mit im Prozess ermittelten Konstanten war der Fehler sogar zu jedem Zeitpunkt besser als 1,6%.

In Kombination mit der entwickelten Methode der virtuellen Bauteilsegmentierung konnten mit diesem Ansatz die Erstarrungszeiten unterschiedlicher Bauteilbereiche berechnet werden. An Hand der damit festgestellten Erstarrungsreihenfolge konnten die im realen Gussstück auftretenden Bauteilfehler richtig prognostiziert werden. Der dafür benötigte Berechnungsaufwand ist extrem gering, da er sich aus dem Einsetzen der geometrischen Abmessungen in die obige Gleichung ergibt.

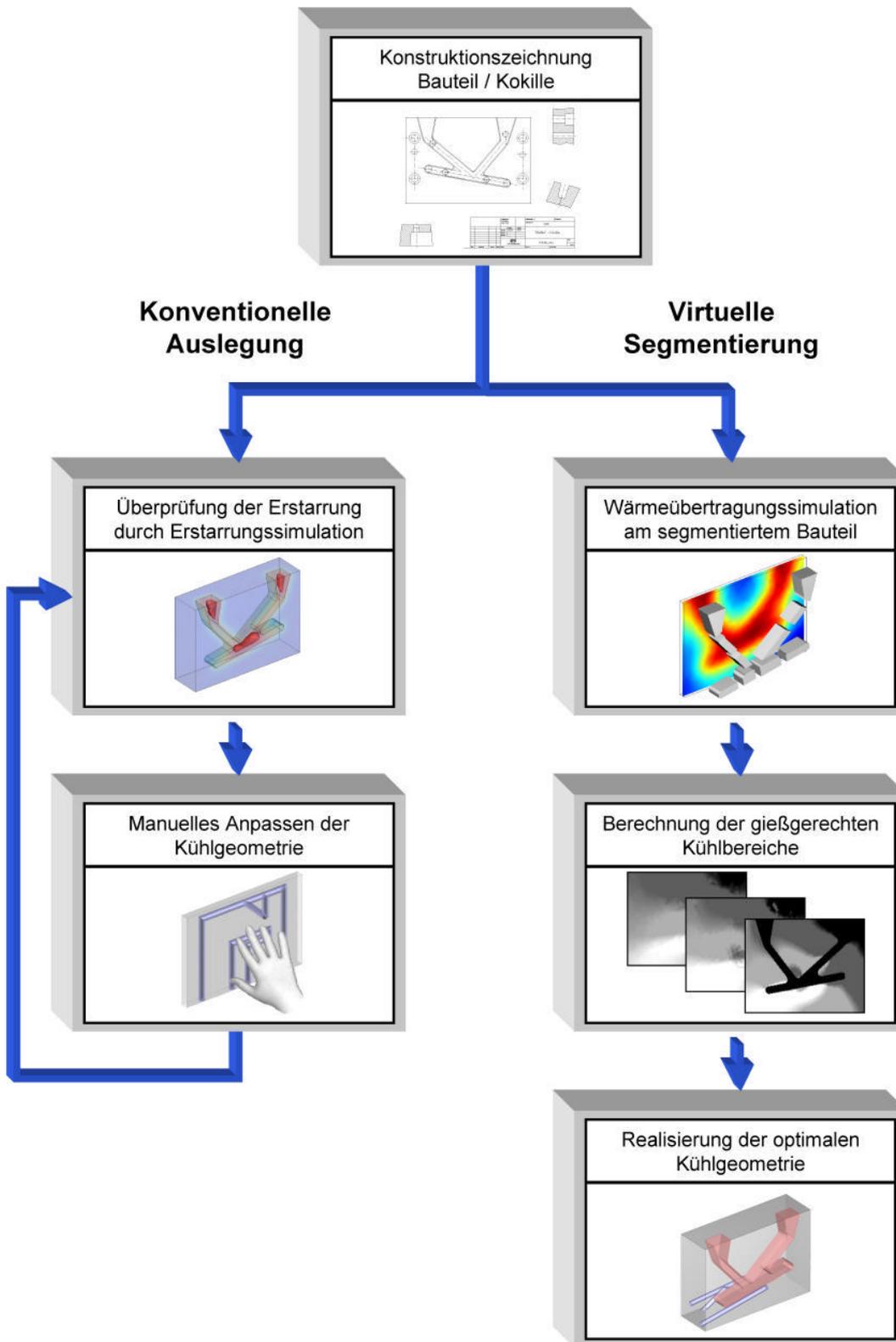


Bild 8.1: Vergleich der Methoden zur Optimierung einer Kühlgeometrie für Dauerformen

Die Nutzung dieser effizienten Beschreibungsform der Bauteilerstarrung konnte mit Hilfe der numerischen Simulation zur direkten Berechnung erstarrungsgerechter

Kühlbereiche eingesetzt werden. Der Vergleich mit der konventionellen Methode zur Erstellung einer Kühlgeometrie in Bild 8.1 zeigt deutlich den Vorteil dieser Vorgehensweise. Die optimale Kühlgeometrie kann direkt in einem Durchgang bestimmt werden und bedarf keiner sukzessiven Anpassung. Darüber hinaus beruht diese Methode auf objektiven und berechenbaren Kriterien, die nicht von der Erfahrung des Konstrukteurs abhängen.

Die Anwendung dieser Methode auf die Versuchskokille zeigten, dass die erreichbaren Ergebnisse einer manuellen Kühlgeometrie deutlich überlegen sind. Die Überprüfung durch die Erstarrungssimulation demonstriert, dass mit der optimierten Kühlgeometrie fehlerfreie Gussstücke produziert werden sollten. Hingegen führt bereits eine geringe Modifikation der optimalen Kühlgeometrie zu erstarrungsbedingten Bauteilfehlern. Auf Grund dieser Untersuchungen scheint eine Erstellung einer erstarrungsgerechten Kühlgeometrie bei vergleichbar schwer zu gießenden Bauteilen mit der manuellen Methode extrem schwierig zu sein.

| Konventionelle Methode | | Virtuelle Segmentierung | |
|---|---------|---|---|
| Simulation der Bauteilerstarrung | 460 s | 12,4 s * 10 Segmente * 3 Schnittebenen = 372 s | Simulation der Wärmeübertragung |
| Manuelles Anpassen der Kühlgeometrie | ~ 120 s | < 1 s | Berechnung der optimalen Kühlbereiche |
| | | ~ 120 s | Realisierung der optimalen Kühlgeometrie |
| Pro Optimierungsdurchgang | ~ 580 s | ~ 493 s | Gesamt |

Tabelle 8.1: Vergleich der benötigten Berechnungszeiten beider Verfahren

Der in Tabelle 8.1 dargestellte Vergleich der Berechnungszeiten beider Verfahren zeigt ebenfalls deutlich die Vorteile der virtuellen Segmentierung. Diese mit der Simulationsumgebung Femlab durchgeführten Untersuchungen (AMD-Prozessor mit 1,67 GHz Taktfrequenz) belegen, dass die Berechnungszeiten in der gleichen

Größenordnung liegen beziehungsweise in diesem Beispiel sogar etwas geringer sind. Bei der konventionellen Methode vervielfachen sich die Berechnungszeiten zusätzlich sobald die ursprünglich Kühlgeometrie in weiteren Optimierungsdurchgängen verändert werden muss. Insbesondere bei schwer zu gießenden Bauteilen sollte die virtuelle Segmentierung daher auch in bezug auf die benötigten Berechnungszeiten deutlich vorteilhafter sein.

9 Zusammenfassung und Ausblick

Für die Auswahl eines geeigneten Gießverfahrens sind im Normalfall sowohl technologische als auch ökonomische Gesichtspunkte ausschlaggebend. Gießverfahren mit Dauerformen besitzen insbesondere für niedrigschmelzende Metalle und Serienbauteile deutliche Vorteile gegenüber anderen Gießverfahren. Die typischen Vertreter - Druckguss und Kokillenguss - besitzen daher bei der gießtechnischen Verarbeitung der Metalle Aluminium, Blei, Magnesium, Zinn und Zink eine zentrale Bedeutung. Mit einem Anteil von über 90% in diesem Bereich an der deutschen Gesamtproduktion sind sie offensichtlich optimal geeignet, qualitativ hochwertige Bauteile unter wirtschaftlichen Aspekten zu produzieren.

Vor dem Hintergrund der aufwändigen Fertigung und der damit verbundenen hohen Investitionskosten für die Formherstellung ist insbesondere für anspruchsvolle Gussstücke eine Optimierung der Dauerformen notwendig. Die Formtemperierung ist hierbei die wichtigste Einflussgröße, da sie mehrere grundlegende Parameter bestimmt. Zum einen kann durch eine optimierte Formtemperierung die maximale Formoberflächentemperatur und die Beanspruchung durch Temperaturwechsel gering gehalten werden, wodurch die Standzeit der Form verlängert wird. Zum anderen werden über den Wärmehaushalt der Form die Erstarrungsbedingungen und damit die Bauteileigenschaften festgelegt. Darüber hinaus ist die Formkühlung auch für die Produktivität ausschlaggebend, da nur eine angepasste Kühlung kurze Zykluszeiten erlaubt. Die Formtemperierung ist also sowohl unter ökonomischen als auch unter technologischen Gesichtspunkten bestimmend für die Effizienz dieser Gießverfahren.

Für die Auslegung der Formtemperierung existieren bisher prinzipiell zwei unterschiedliche Vorgehensweisen. Die empirisch gewonnen Ansätze benötigen in der Regel nur einen geringen Aufwand um die Formtemperierung zu berechnen, liefern dafür aber auch nur grob qualitative Aussagen über den Wärmehaushalt einer Dauerform. Dieses ist häufig bei komplexen Geometrien oder schwierig zu gießenden Bauteilen nicht ausreichend. Die numerische Simulation hingegen berechnet die exakten Temperaturfelder, benötigt dafür jedoch Berechnungszeiten in der Größenordnung mehrerer Stunden oder Tage. Daher kann die Formtemperierung im Normalfall nur stichprobenartig untersucht und verändert werden.

Um diesem Dilemma zu entkommen, war es Ziel dieser Arbeit, ein Verfahren zu entwickeln, welches im Vergleich zur numerischen Simulation einen um mehrere Größenordnungen geringeren Berechnungsaufwand benötigt und dennoch den Wärmehaushalt von Dauerformen in den interessierenden Bereichen exakt beschreibt.

Mit der in dieser Arbeit vorgestellten Methode der virtuellen Bauteilsegmentierung ist es gelungen, den realen Wärmeaustausch zwischen Gussstück und

Formtemperierung mit Hilfe von Übertragungsfunktionen in einem einfachen Modell zu beschreiben. Dadurch ist es nicht nur möglich, die Temperatur in bestimmten Punkten der Form zu beschreiben, sondern auch das Erstarrungsverhalten eines Gussstücks zu berechnen. Damit gelingt es, typische Fehler wie Lunker oder Poren sehr effizient vorherzusagen.

Ein weiterer großer Vorteil des Verfahrens ist die Möglichkeit der direkten Nutzung des Modells für die Überwachung der realen Produktion. Mit Hilfe von Thermoelementen können die realen Randbedingungen, unter denen das Bauteil im Prozess erstarrt, identifiziert werden. Diese sogenannten inversen Techniken werden direkt durch das erarbeitete Verfahren unterstützt. Das heißt, Abweichungen oder Störungen in der Produktion - wie zum Beispiel durch ungleichmäßige Schlichteschicht, Verkalkung von Kühlkanälen, Luftspaltbildung zwischen Gusstück und Kokille oder Unterbrechung des Gießtaktes – beeinflussen die Genauigkeit dieses Verfahrens nicht. Die damit erreichte Zuverlässigkeit ist der numerischen Simulation mit idealisierten Randbedingungen überlegen und weist das System als optimale Basis für eine Bauteildiagnose in der Produktion aus. Auf einer am Institut für Werkstoffkunde betriebenen Schwerkraft-Kokillen-Gießstrecke konnte diese Funktionalität an Hand des Prototyps nachgewiesen werden.

Die Effizienz des Verfahrens der virtuellen Bauteilsegmentierung wird bei der Berechnung einer Kühlkanalgeometrie besonders deutlich. Während die heute übliche numerische Simulation darauf beschränkt ist, bei gegebener Kühlkanalgeometrie das Erstarrungsverhalten des Bauteils vorherzusagen, kann auf der Grundlage des entwickelten Verfahrens die optimale Kühlkanalgeometrie berechnet werden. Die Geometrie der Formtemperierung kann somit in Hinblick auf die Erstarrung des Bauteils optimiert werden und ist damit nicht nur eine Näherungslösung, die durch den Konstrukteur entsteht.

Setzt man auch zukünftig den aktuellen enormen Zuwachs an Rechenleistung als gültig voraus, wird eine vollständige prozessbegleitende Simulation dennoch erst in frühestens ein bis zwei Dekaden möglich sein. Bis zu diesem Zeitpunkt wird eine umfassende Prozessdiagnose bei Taktgießprozessen nur durch eine sinnvolle und intelligente Reduktion des Rechenaufwands möglich sein. Die Möglichkeit mit dem in dieser Arbeit entwickelten System die optimale und erstarrungsgerechte Kühlkanalgeometrie zu berechnen, sollte zur Verbreitung der hier vorgestellten Idee beitragen.

10 Literaturverzeichnis

- Ask96 Askeland, D.R.: Materialwissenschaften: Grundlagen, Übungen, Lösungen. Spektrum Akademischer Verlag, Heidelberg, 1996
- Bae98 Baehr, H.D.; Stephan, K.: Wärme- und Stoffübertragung. 3. Auflage, Springer-Verlag, Berlin, 1998
- Bak01 Bakhtiyarov, S.I.; Overfelt, R.A.; Teodorescu, S.G.: Electrical and Thermal Conductivity of A319 and A356 Aluminum Alloys. Material Science, 36, 2001, S. 4643-4648
- Bec98 Beck, R.; Gorbach, P.: Hinweise zur Auslegung von Temperierkanälen in Druckgießformen. Gießerei-Erfahrungsaustausch, 42, (5), 1998, S. 205-207
- Blu97 Blum, J.; Marquardt, W.: An Optimal Solution to Inverse Heat Conduction Problems Based on Frequency Domain Interpretation and Observers. Numerical Heat Transfer Part B, 32, 1997, S. 453-478
- Bro01 Bromine, D.J.; O'Mahoney, D.: Interface Heat Transfer in Investment Casting of Aluminum Alloys. Metallurgical and Materials Transaction A, 32, (12), 2001, S. 3055-3064
- Bru91 Brunhuber, E.: Praxis der Druckgussfertigung. 4. Auflage, Schiele & Schön, Berlin, 1991, S. 367-384
- Bru97 Brunhuber, E.: Giesserei Lexikon. 17. Auflage, Schiele & Schön, Berlin, 1997
- Büh05 Bührig-Polacek, A.; Pustal, J.; Winartomo, B.; Ehlen, G.: Mehrphasige Simulationsmodelle in der Gießereitechnik. Giesserei, 92, (1), 2005, S. 14-21
- Büh93 Bührig-Polacek, A.: Rechnerische Simulation des Niederdruck-Kokillengießverfahrens am Beispiel von Autorädern. Wissenschaftsverlag, Mainz, 1993
- Car99 Carroll, M.; Walsh, C.; Makhlouf, M.M.: Determination of Effective Interfacial Heat-Transfer Coefficient between Metal Molds and Al Alloy Castings. Transactions of the American Foundrymen's Society, 107, 1999, S. 307-314

- Chi00 Chiesa, F.; Duchesne, B.: La modelisation de la solidification dans les fondries sur modele: pour quoi faire?. Hommes et Fonderie, 304, 2000, S. 35-40
- Chi01 Chiesa, F.: Treatment of the Die-Metal Interface in Modelling the Solidification of Permanent Mold Castings. Fonderie Fondateur d'aujourd'hui, 204, 2001, S. 33-38
- Chw40 Chworinoff, N.: Theorie der Erstarrung von Gussstücken. Die Gießerei, 10, 1940, S. 177-186
- Dou01 Dour, G.; Broucaret, S.; Michrafy, A.: Heat Transfer and thermo-mechanical stresses in a gravity casting die: Influence of process parameters. Journal of Materials Processing Technology, 110, (2), 2001, S. 211-217
- Erl01 Erenkämper, E.: Der Beitrag des Spritzgießwerkzeuges zur Zykluszeit. Der Stahlformenbauer, 18, (1), 2001, S. 28-34
- Ful92 Fuller, A.T.: The general problem of the stability of motion (Übersetzung des Originals von Aleksandr Michailovic Ljapunov: „Obscaja zadaca ob ustojcivosti dvizenija“). Taylor & Francis, London, 1992
- Gor00 Gorbach, P.: Handbuch der Temperierung mittels flüssiger Medien: Temperierung von Druckgiessformen mit Temperiergeräten. 7. Auflage, Hüthing, Heidelberg, 2000
- Gri00 Gries, H.: Kühlen oder temperieren?, Eine Standortbestimmung für die verschiedenen Verfahren. Kunststoffberater, 45, (11), 2000, S. 34-38
- Gri01 Gries, H.: Über den richtigen Umgang mit Wasser als Temperiermedium. Kühl- und Temperiertechnik: Nur sauberes Wasser sichert konstant hohe Produktivität. Kunststoffberater, 46, (11), 2001, S. 48-52
- Gri02 Gries, H.: Kühlen und Temperieren mit System?, Der richtige Weg zum optimalen Formteil - ein Temperier-Leitfaden für den Praktiker. Kunststoffberater, 47, (11), 2002, S. 40-44
- Gri99 Griffiths, W.D.: The Heat-Transfer Coefficient during the Unidirectional Solidification of an Al-Si Alloy Casting. Metallurgical and Materials Transactions B, 30, (3), 1999, S. 473-482
- Guo04 Guo, D.; Yang, Y.; Tong, W.; Hu, Z.: Numerical simulation of morphology and microsegregation evolution during solidification of Al-Si alloy. Materials Science and Technology, 20, (1), 2004, S. 19-23

- Hah75 Hahne, E.; Grigull, U.: Formfaktor und Formwiderstand der stationären mehrdimensionalen Wärmeleitung. Int. J. Heat Mass Transfer, 18, 1975, S. 751-767
- Hec01 Heckler, T.; Weidler, F.; Klein, F.: HIGHTUR - High Tool Temperatures Using Reinforced Insulation Boards. Ein Beitrag zum Gießen dünnwandiger Magnesiumdruckgussteile. 22. Aalener Gießereisymposium, 2001, S. 1-18
- Heg02 Heggland, H.; Lindholm, D.; Sorheim, E.A.; Rodseth, J.; Mortensen, D.: Mathematical Modeling of Wire Rod Casting. Light Metals 2002, 2002, S. 651-658
- Hol02 Holzkamp, U.: Entwicklung einer magnesiumgerechten Stranggusstechnologie. VDI Verlag, Düsseldorf, 2002, S. 64-69
- Inc85 Incropera, F.P.; de Witt, D.P.: Fundamentals of Heat and Mass Transfer. Second Edition, Wiley and Sons, USA 1985, S. 755-760
- Kah80 Kahn, F.: Gießen mit Dauerformen. VDI-Berichte, 362, 1980, S. 49-59
- Kle91 Klemens, P.G. ;Neuer, G. ; Sundqvist, B.; Uher, C. ; White, G.K. : Thermal Conductivity of Pure Metals and Alloys. Landolt-Börnstein, III / 15 c, Springer Verlag, Berlin, 1991, S. 188-189
- Kob01 Kobryn, P.A.; Semiatin, S.L.: Determination of Interface Heat Transfer Coefficients for Permanent Mold Casting of Ti-6Al-4V. Metallurgical and Materials Transactions B, 32, (4), 2001, S. 685-695
- Kri01 Krishna, P.; Bilkey, K.T.; Pehlke, R.D.: Theoretical and experimental investigation of low-pressure permanent mold casting of A356 alloys. Conference of Metallurgists, 2001, S. 417-430
- Lam04 Lamberg, P.: Approximate analytical model for two-phase solidification problem in a finned phase-change material storage. Applied Energy 77, (2), 2004, S. 131-152
- Ler02a Lerner, Y.S.: Water or Air? Examining Permanent Mold Cooling Methods. The Foundryman, 95, (5), 2002, S. 179-181
- Ler02b Lerner, Y.S.: Water or Air? Examining Permanent Mold Cooling Methods. Modern Casting, 92, (2) , 2002, S. 23-26
- Lie83 Liebert, M.; Goldschmidt, B.: Temperaturverteilung und Wärmeübergang beim Kokillenguss von Aluminium. Giessereitechnik, 29, (2), 1983, S. 50-52

- Lin00 Lindner, P.: Beitrag zur Entwicklung einer Verfahrenstechnik für das Kaltkammer-Druckgießen von Magnesiumlegierungen. VDI Verlag, Düsseldorf, 2000
- Lin02 Linxe, D.: La simulation numerique en foundrie. Fonderie Fondateur d'aujourd'hui, 212, 2002, S. 29-40
- Mah03 Mahesh, N.S.; Mendonca, J.; Muralidhara, M.K.; Muralidhara, B.K.; Ramachandra, C.: Modeling of droplet dynamic and thermal behaviour during spray deposition. Material Science, 35, (3), 2003, S. 355-364
- Meh02 Mehnen, J.; Weinert, K.; Michelitsch, T.: Evolutionäres Design der Temperierbohrungen für Spritzguss- und Druckgusswerkzeuge. Werkstatttechnik online, 92, (11/12), 2002, S. 588-590
- Men99 Menges, G.; Michaeli, W.; Mohren, P.: Anleitung zum Bau von Spritzgießwerkzeugen. 5. Auflage, Hanser Verlag, München, 1999
- Mut97 Mutwi, J.; Buchholz, A.; Engler, S.: Strömungs- und Erstarrungsvorgänge beim Einfließen einer eutektischen Aluminium-Silicium-Legierung in eine Kokille. Giessereiforschung, 49, (3), 1997, S. 124-133
- NN00a N.N.: Neue Technologie zur Werkzeugtemperierung. Der Stahlformenbauer, 17, (1), 2000, S. 78-80
- NN00b N.N.: Optimierte Temperierung von Druckgießformen durch Thermographie. Giesserei, 87, (7), 2000, S. 88-89
- NN01 N.N.: Druckguss aus NE-Metallen, Technische Richtlinien. Verband Deutscher Druckgießereien, Düsseldorf, 2001
- NN02a N.N.: Leichtmetall dominiert deutsche Metallgussproduktion. Aluminium, 78, (11), 2002, S. 952-956
- NN02b N.N.: Temperiergeräte hoher Leistung bis 350 Grad C. Gießerei-Erfahrungsaustausch, 46, (3), 2002, S. 127
- NN04a N.N.: Nicht-Eisen-Metallfachstatistik, Jahresergebnissen für 2003. Bundesamt für Wirtschaft und Ausfuhrkontrolle (Deutschland), 2004
- NN04b N.N.: Euroguss 2004: Glänzender Start in Nürnberg. Gießerei-Erfahrungsaustausch, 48, (6), 2004, S. 93-94
- NN04c N.N.: Femlab Version 3.0 - Reference Manual. Comsol AB, Stockholm, 2004

- Oet02 Oetinger, J.: Zinc Die Caster Doubles Production With New Heat Transfer Fluid System. Die Casting Engineer, 46, (4), 2002, S. 70-71
- Ola97 Olafsson, P.; Sandström, R.; Karlsson, A.: Comparison of experimental, calculated and observed values for electrical and thermal conductivity of aluminium alloys, Journal of Materials Science, 32, 1997, S. 4383-4390
- OMa00 O'Mahoney, D.; Browne, D.J.: Use of experiment and an inverse method to study interface heat transfer during solidification in the investment casting process. Experimental Thermal and Fluid Science, 22, (3-4), 2000, S. 111-122
- Özi00 Özisik, M. Necati; Orlande, Helcio R. B.: Inverse Heat Transfer - Fundamentals and Applications. Taylor & Francis, New York, 2000
- Pok01 Pokora, E.; Klein, F.: ForCasts - Software zur Prozessentwicklung für Zink- und Aluminiumdruckguss. Giesserei-Rundschau (Deutschland), 48, (9/10), 2001, S. 9-17
- Rau01 Rauh, W.; Schmidberger, E.: Die Messlatte liegt bei Null. Spektrum der Wissenschaft, 5, 2001, S. 88
- Rue00 Ruel A. Overfelt, Ray E. Taylor, and Sayavur I. Bakhtiyarov: Thermophysical Properties of A356 Aluminum, Class 40 Gray Iron, and CF8M Stainless Steel. AFS Transactions, 108, 2000, S. 369-376
- Sin01 Singh, D.P.K.; Vijayaraghavan, R.: Applications of optimization in metal casting. International Journal of Vehicle Design, 25, (1/2), 2001, S. 40-52
- Smi76 Smithells, C. J. : Metals reference book. 5. Auflage, Butterworth, London, 1976
- Spe00 Speckenheuer, G.; Stracke, A.: Verbesserte Produktivität, Qualität und Wirtschaftlichkeit beim Einsatz von Wärmeleitrohren in Druckgießformen. Giesserei-Erfahrungsaustausch, 3, 2000, S. 133-134
- Spe98 Speckenheuer, G.; Stracke, A.: Wärmeleitrohre zur Temperierung von Druckgießformen. Gießerei, 7, 1998, S. 53-54
- Spu81 Spur, G.; Stöferle, Th.: Vollformgießverfahren, Handbuch der Fertigungstechnik. Band 1: Urformen. Verlag Carl Ahnser, München, Wien, 1981
- Ste05 Sterling, T.: Supercomputer – die jüngsten Entwicklungen. Spektrum der Wissenschaft, 3, 2005, S. 85-89

- Tah01 Taha, M.A.; El.Mahallawy, N.A.; El.Mestekawy, M.T.; Hassan, A.A.: Estimation of air gap and heat transfer coefficient at different faces of Al and Al-Si casting solidifying in permanent mould. *Materials Science and Technology*, 17, (9), 2001, S. 1093-1101
- Tro00 Trovant, M.; Argyropoulos, S.: Finding boundary conditions: A coupling strategy for the modeling of metal casting processes.I - Experimental study and correlation development. *Metallurgical and Materials Transactions B - Process Metallurgy and Materials Processing Science*, 31B, (1), 2000, S. 75-86
- Tzi00 Tzimas, E.; Zavaliangos, A.: Evaluation of volume fraction of solid in alloys by semisolid processing. *Journal of Material Science*, 35, 2000, S. 5319-5329
- Ves00 Vester, F.: *Die Kunst vernetzt zu Denken: Ideen und Werkzeuge für einen neuen Umgang mit Komplexität*. Deutsche Verlags-Anstalt, Stuttgart, 2000
- Vie00 Viets, R.: *Analyse von Wärmebildern zur Prozeßüberwachung von Gießverfahren*. VDI Verlag, Düsseldorf, 2000, S. 36-42
- Woo98 Woodbury, K.A.; Chen, Y.; Ke, Q.: Determination of interfacial heat fluxes during casting of aluminum in resin-bonded sand molds. *ASME Heat Transfer*, 361, (5), 1998, S. 153-160
- Zha01 Zhang, C.; Mucciardi, F.; Gruzleski, J.E.: Controlled Cooling of Permanent Molds in the Casting of Aluminum. *Light Metals 2001 Metaux Legers, 40th Annual Conference of Metallurgists of CIM*, 2001, S. 431-441
- Zöl02 Zöllner, O.: *Optimierte Werkzeugtemperierung*. Anwendungstechnische Information, Bayer AG - Geschäftsbereich Kunststoffe, Leverkusen, 2002