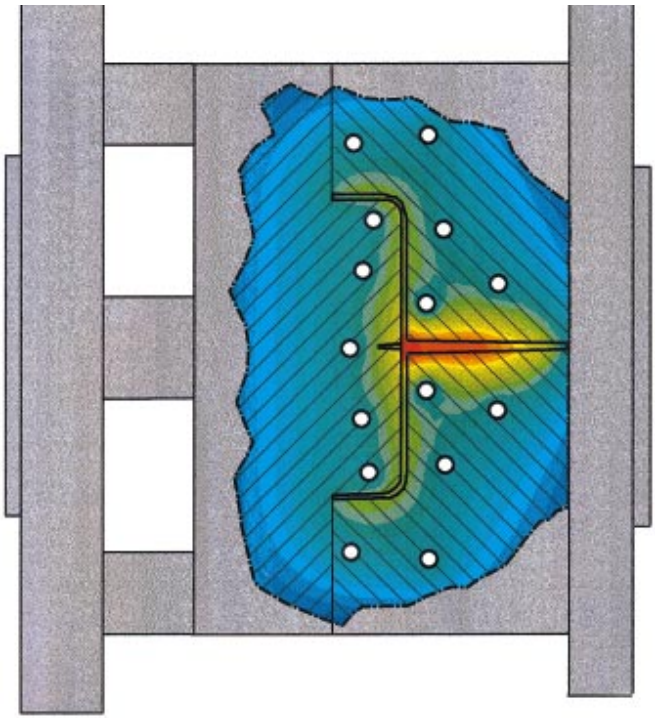
Optimierte Werkzeugtemperierung

Inhaltsverzeichnis

1	Einführung	2
2	Warum eine Werkzeugtemperierung?	2
3	Ziele der thermischen Werkzeugauslegung	9
4	Temperaturverlauf an der Formnestoberfläche, mittlere Formnestwandtemperatur	10
5	Voraussetzungen für eine optimale Werkzeug-temperierung	12
6	Kühlzeit (Temperierzeit)	15
6.1	Auswahl der kühlzeitbestimmenden Geometrie	18
6.2	Einflussgrößen bei der Kühlzeit	18
7	Gesamtwärmebilanz für die Werkzeugtemperierung	21
8	Wärmeaustausch mit der Umgebung	22
8.1	Konvektion	23
8.2	Strahlung	24
8.3	Leitung	25
9	Temperaturgefälle von der Formnestwand zum Temperiermedium	25
10	Lage der Temperierkanäle zur Formnestwand: Temperierfehler	27
11	Druckverluste im Temperiersystem	33
12	Berechnungsmethoden für die thermische Werkzeugauslegung	34
12.1	Bilanzraumverfahren	34
12.2	Segmentierte Temperierungsauslegung	39
12.3	Finite-Elemente-Verfahren	43
13	Infrarotaufnahmen	47
14	Zusammenfassung	49
15	Verwendete Abkürzungen und Formelzeichen	49
16	Literaturverzeichnis	50



1 Einführung

Spritzgießwerkzeuge gehören zu den teuersten technischen Gebilden mit wechselhaften Beanspruchungen und höchsten Genauigkeitsanforderungen. Um dem wirtschaftlichen Anspruch gerecht zu werden, muss ein Spritzgießwerkzeug sehr gut konstruktiv durchdacht sein.

Das Spritzgießwerkzeug ist in seiner Wirtschaftlichkeit entscheidend davon abhängig, wie gut und wie schnell der Wärmeaustausch zwischen eingespritzter Formmasse und dem Werkzeug erfolgt.

Die Qualität des Formteils hängt entscheidend von dem stets lokalen, gleichmäßigen Temperaturgang von Zyklus zu Zyklus ab. Ob das Werkzeug ein guter oder schlechter Wärmeaustauscher ist, hat den ausschlaggebenden Einfluss auf die Wirtschaftlichkeit der Produktion.

In Bezug auf die Verarbeitung ist eine optimierte Werkzeugtemperierung die wichtigste Größe zur Reduzierung der Stückkosten. Die durch verbesserte Werkzeugtemperierung erreichten Einsparpotenziale liegen bei ca. 10 – 40 %.

Um die Formteilqualität zu steigern und die Herstellzeit zu verkürzen, muss man die Gesetzmäßigkeiten des Wärmeaustausches im Werkzeug kennen und gezielt nutzen.

Die in diesem Bericht dargestellten Zusammenhänge sollen dazu beitragen, die thermische Werkzeugauslegung als einen wichtigen Schritt in der Konstruktion zu erkennen. Es soll weiter gezeigt werden, dass bei der Anwendung der Konstruktionshilfsmittel (Gleichungen, Nomogramme, Diagramme, Rechenprogramme) die thermische Werkzeugauslegung nicht mehr nach der Methode „Viele Temperierkanäle helfen viel!“ durchgeführt werden muss.

2 Warum eine Werkzeugtemperierung?

Die Rohstoffhersteller von thermoplastischen Kunststoffen geben in der Regel für ihre Produkte neben einer optimalen Verarbeitungstemperatur (oder einem Temperaturbereich) auch günstige Werkzeugtemperaturen an.

Oft werden die empfohlenen Richtwerte für die Werkzeugtemperatur nicht eingehalten. Man arbeitet lieber mit niedrigeren Temperaturen, um Zykluszeit zu sparen, und bedenkt dabei weniger, dass die Formteilqualität darunter leiden kann.

Wie kommt man zu den in Bild 1 angegebenen Richtwerten, und warum muss ein Spritzgießwerkzeug überhaupt temperiert werden?

Beim Spritzgießen von Thermoplasten wird periodisch heiße Schmelze in ein „kaltes“ Werkzeug gespritzt. Deshalb muss man annehmen, dass sich ohne eine Temperierung das Werkzeug durch den Wärmegehalt der Kunststoffschmelze aufheizt und sich auf ein bestimmtes Temperaturniveau einpendelt. Doch welche Höhe dieses hat und nach welcher Zeit es sich einstellt, lässt sich exakt kaum vorhersagen.

In Bild 2 ist die Werkzeugoberflächentemperatur während eines Einfahrvorganges mit und ohne Werkzeugtemperierung qualitativ dargestellt. Ohne Werkzeugtemperierung ist die notwendige Zeit zum Erreichen eines quasistationären Zustandes der Temperierverhältnisse viel größer. Mit einer Werkzeugtemperierung stellt sich relativ schnell ein gleichmäßiges und gewünschtes Temperaturniveau an der Werkzeugoberfläche ein.

Wie wichtig ist nun ein bestimmtes Temperaturniveau an der Formnestoberfläche? Mit einem bestimmten Temperaturniveau ist eine Größe gemeint, die sehr entscheidend die Formteilqualität bezüglich

– Oberflächenaussehen,
– Schwindung,
– Eigenspannungen,
– gleichmäßiger Gefügeausbildung und
– Geometrie und Maßabweichung

beeinflussen kann. Einige Beispiele sollen die Wichtigkeit einer gut gewählten Formnestoberflächentemperatur unterstreichen.

Thermoplast	Werkzeugtemperatur in °C	Schmelzetemperatur in °C	Entformungstemperatur in °C
Apec® HT (PC-HT) 150	100 – 150	310 – 340	150
Bayblend® (PC+ABS)	(55)[1] 70 – 100	240 – 280	110
Desmopan® (TPU)	20 – 50	190 – 245	50 – 70
PA 66 PA 66, GF PA 6 PA 6, GF	(60)[1] 80 – 100 (60)[1] 80 – 120 (60)[1] 80 – 100 (60)[1] 80 – 120	275 – 295 280 – 300 260 – 280 270 – 290	110 140 100 130
Makrolon® (PC) Makrolon® (PC, GF)	(>65)[1] 80 – 100 (>65)[1] 80 – 130	280 – 320 310 – 330	<140 <150
ABS	(>45)[1] 60 – 80	220 – 260	80 – 100
SAN	50 – 80	230 – 260	80 – 95
PBT PBT, GF	(>60)[1] 80 – 100	250 – 270	<140 <150
ABS + PA	80 – 100	250 – 270	90 – 100

Bild 1: Empfohlene Richtwerte der Werkzeug-, Schmelze- und Entformungstemperaturen für verschiedene thermoplastische Kunststoffe [1]

[1] Praxiswerte unter Berücksichtigung von Kosten und Qualität

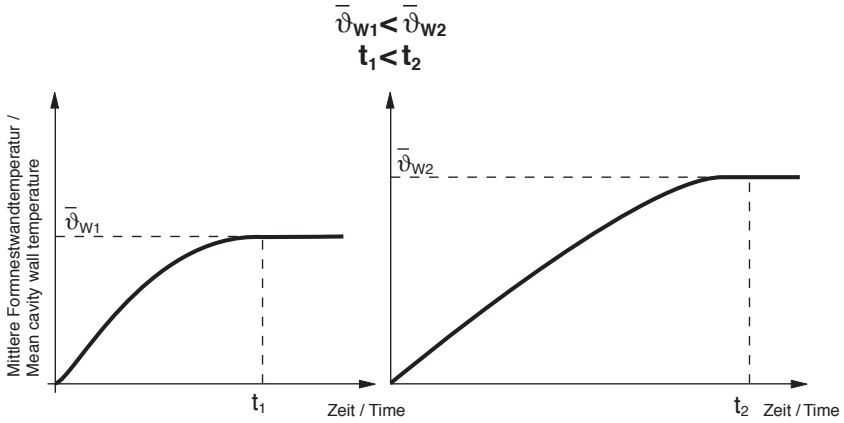


Bild 2: Formnesttemperatur, Einfahrphase mit (links) und ohne (rechts) Temperierung

Um einen hohen Kristallisationsgrad bis in die Formteilrandschichten bei teilkristallinen Formmassen zu erhalten, sind hohe Formnestwandtemperaturen notwendig. Eine zu schnelle Abkühlung (erreicht durch eine geringere Formnestwandtemperatur) behindert eine Kristallisation [2].

Bild 3 zeigt, dass der Kristallisationsgrad bei niedrig eingestellter Formnestwandtemperatur stark abnimmt. Eine Nachkristallisation und damit eine Nachschwindung im Laufe der Zeit ist die Folge.

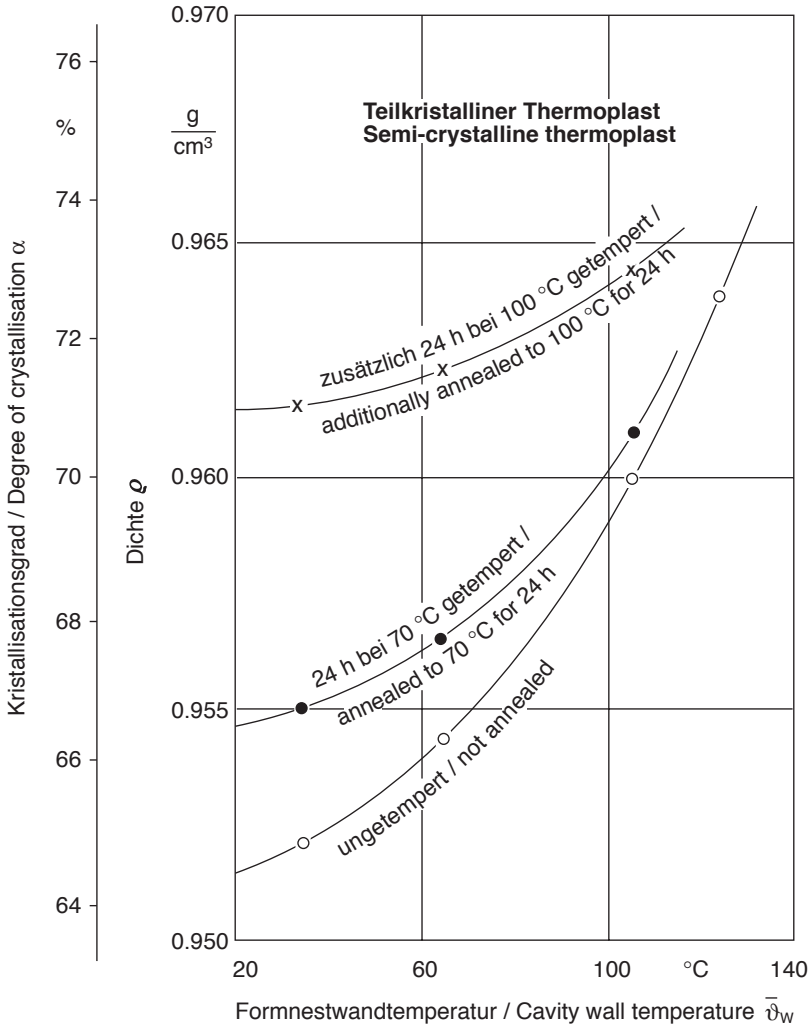


Bild 3: Einfluss der Formnestwandtemperatur und des Temperns auf die Dichte bzw. den Kristallisationsgrad von Spritzgussteilen [2]

Die Beeinflussung der Materialschwindung durch die Formnestwandtemperatur verdeutlicht Bild 4. Für ein unverstärktes Polyamid 6 ist in Abhängigkeit von der Formnesttemperatur die Gesamtschwindung – zusammengesetzt aus der Verarbeitungsschwindung und der Nachschwindung – dargestellt. Es ist sehr deutlich zu erkennen, dass bei sehr niedrig gewählter Formnesttemperatur (ϑ_W = 40 °C) der Anteil der Verarbeitungsschwindung stark abnimmt, und dementsprechend der Anteil der Nachschwindung zunimmt. Das Gesamtschwindungspotenzial bleibt unverändert. Formteile aus Polyamid, die bei zu niedrigen Formnesttemperaturen hergestellt werden, besitzen ein hohes Potenzial an Nachschwindung und somit ein hohes Pozential an schwer voraussagbarer nachträglicher Form- und Maßabweichung.

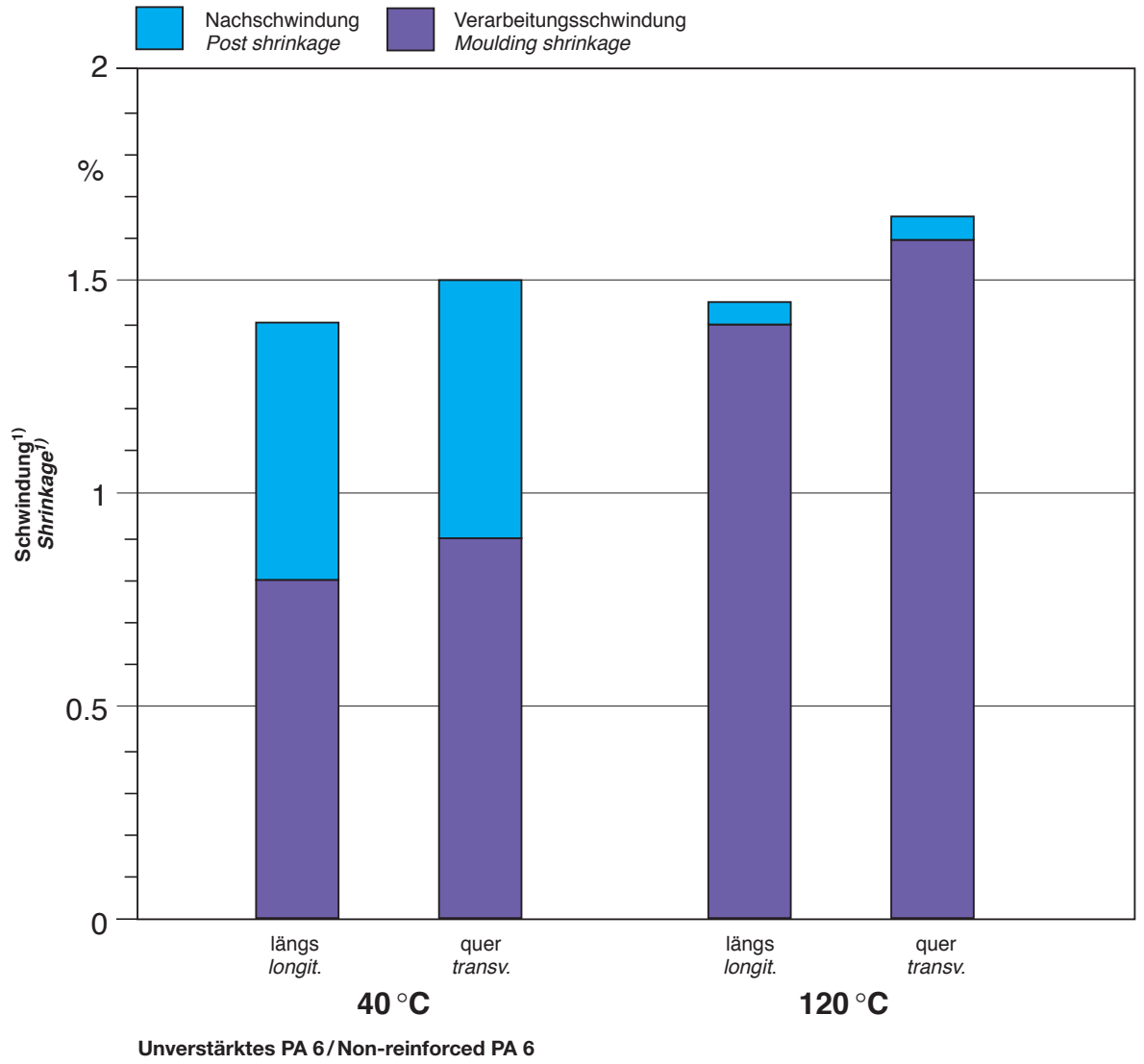


Bild 4: Verarbeitungs- und Nachschwindung in Abhängigkeit von der Formnestwandtemperatur bei PA 6, unverstärkt

[1)] Schwindungsmessplatte 150 x 90 x 3 mm

Den positiven Einfluss einer höheren Formnestwandtemperatur auf die Gefügeausbildung in den randnahen Schichten verdeutlicht Bild 5. Bei hoher Formnestwandtemperatur bildet sich bis an den Formteilrand ein fast einheitliches Gefüge aus.

Neben einer möglichen unterdrückten Kristallisation bei teilkristallinen Materialien durch niedrige Formnestwandtemperaturen (hohe Abkühlgeschwindigkeiten), ist auch der Spannungshaushalt abhängig von der Formnestwandtemperatur. Bild 6 zeigt, dass die spannungsrissempfindlichen Formteilecken durch hohe Formnestwandtemperaturen spannungsärmer ausgebildet werden.

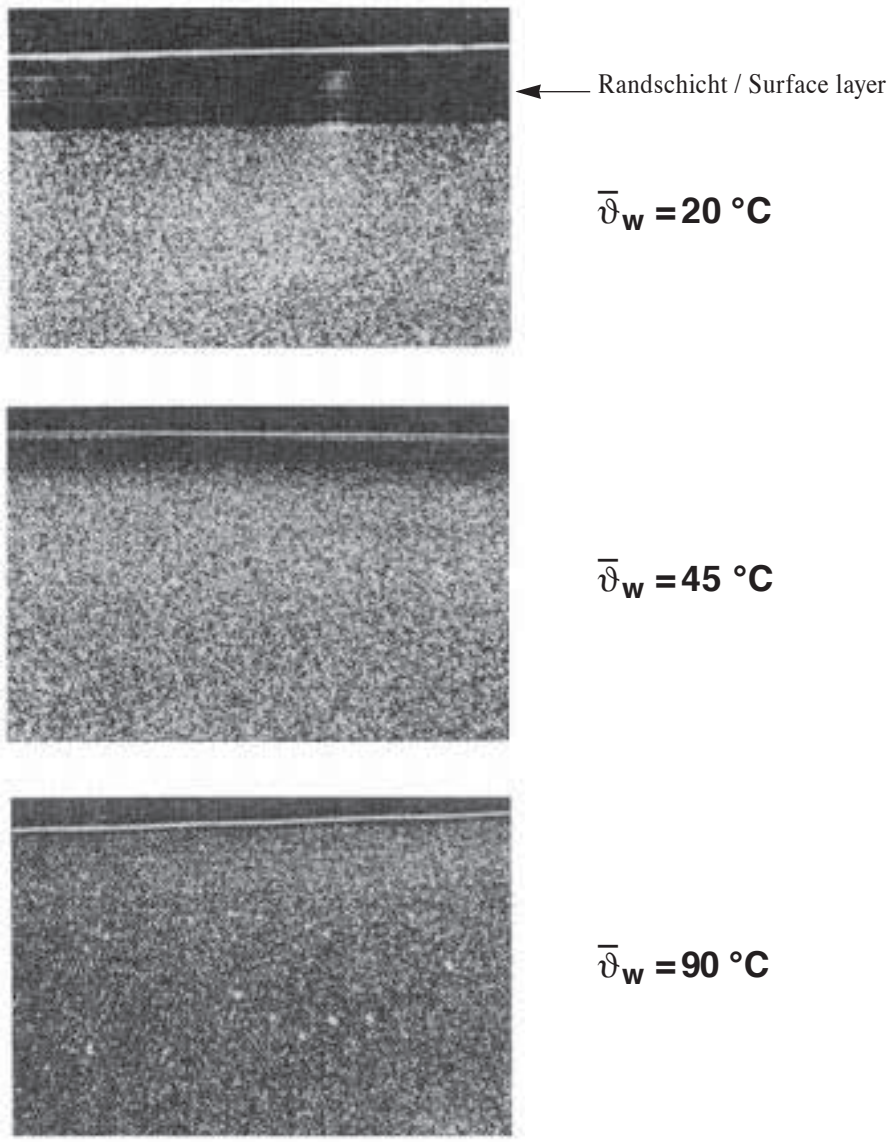


Bild 5: Gefügestruktur in den Randschichten von teilkristallinen Spritzgussteilen, die bei unterschiedlichen Formnestwandtemperaturen gefertigt wurden [2]

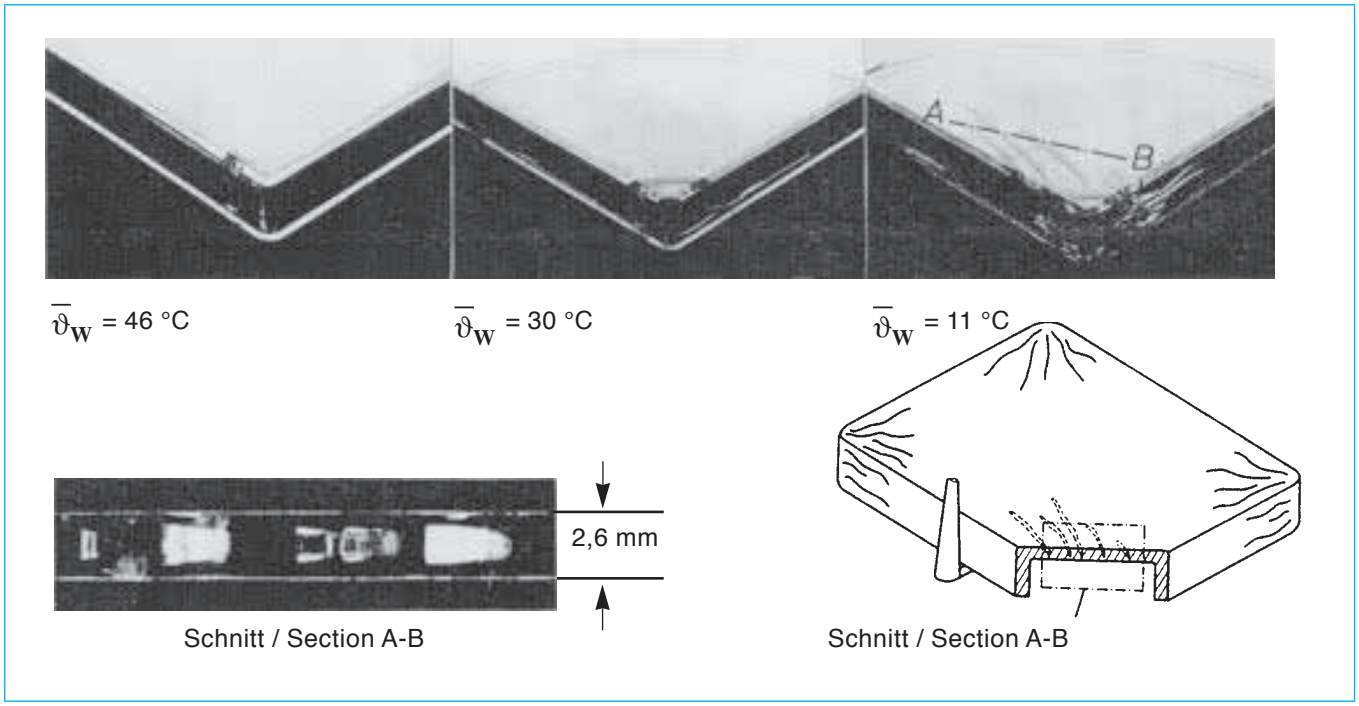


Bild 6: Spannungsrisse von einem amorphen Formteil in Abhängigkeit von der Formnesttemperatur ϑ_W in den Formteilecken nach der Lagerung in n-Heptan [2]

Wie Bild 6 zeigt, lassen sich Spannungsrisse durch eine höhere Formnestoberflächentemperatur verringern. Solche Risse können durch Eigenspannungen (mechanische Spannungen, die ohne äußere Beanspruchung im Formteil herrschen) hervorgerufen werden. Den Hauptanteil an diesen Eigenspannungen bilden die Abkühleigenspannungen, deren Entstehung das Erstarrungmodell von Stitz sehr anschaulich beschreibt (Bild 7, rechts).

Durch das ausgeprägte Temperaturprofil in der erstarrenden Schmelze während der Abkühlung (a) entsteht schichtweise ein unterschiedliches thermisches Kontraktionspotenzial (b). Die mechanische Kopplung der einzelnen Schichten verhindert ein freies Abgleiten, sodass sich eine mittlere Kontraktion einstellt (c). Die behinderten Wärmedehnungen führen zu Eigenspannungen im Formteilquerschnitt.

Für die Abkühlspannungen lässt sich nach Knappe [3] eine Näherungsgleichung angeben, aus der ein parabolischer Spannungsverlauf über dem Querschnitt ersichtlich ist (Bild 7, links). Die Zugphase der Abkühlspannungen liegt im Formteilkern, während die gleichgewichtshaltende Druckphase in den Außenschichten liegt.

Bild 6 bestätigt qualitativ die von Knappe angegebene Gleichung für Abkühlspannungen, nach der die Höhe der Spannung nur von der Differenz zwischen Einfrier- und Abschrecktemperatur – hier also der Formnestwandtemperatur – abhängt. Bei der Anwendung der obigen Gleichung ist darauf zu achten, dass der E-Modul- und der Ausdehnungskoeffizient temperaturabhängig sind.

$$\sigma = -\frac{2}{3}\,\alpha E\,(\vartheta_E - \vartheta_A)\left(\frac{6x^2}{s^2} - \frac{1}{2}\right)$$

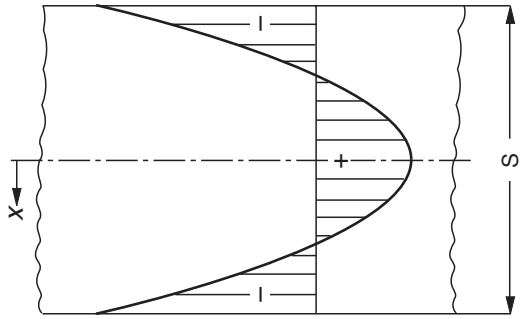
σ = Spannung / Stress

α = Ausdehnungskoeffizient / Coefficient of expansion

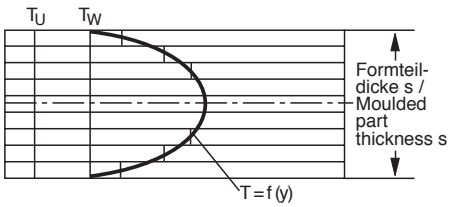
E = E-Modul / Young's modulus

ϑ_E = Einfriertemperatur / Freezing temperature

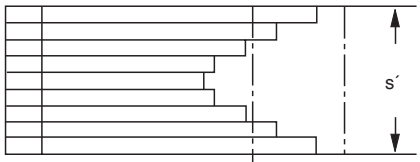
ϑ_A = Abschrecktemperatur / Quenching temperature



a) Temperaturprofil in der erstarrenden Schmelze / Temperature profile of the solidifying melt

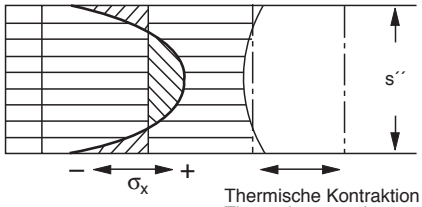


b) Ohne mechanische Kopplung der Schichten / Without a mechanical link between the layers



c) Realer Verlauf (mechanisch gekoppelt) / True profile (mechanically linked)

s > s´ > s´´



Thermische Kontraktion / Thermal contraction

T_W : Wandtemperatur / Wall temperature

T_U : Umgebungstemperatur / Ambient temperature

T : Temperatur / Temperature

s : Wanddicke / Wall thickness

σ : Spannung / Stress

Bild 7: Abkühlspannungen nach Knappe [3], thermische Kontraktion und die Entstehung von Eigenspannungen nach Stitz [4]

Der Vollständigkeit halber sei erwähnt, dass sich den Abkühleigenspannungen noch strömungsbedingte Eigenspannungen durch Dehnströmeffekte an der Fließfront und Eigenspannungen durch ein Überladen der Form und anschließende Entformung unter Restdruck (Spannungen durch Expansion) überlagern können.

Außer von der Schmelzeviskosität und den Verarbeitungsbedingungen (z. B. Einspritzgeschwindigkeit) ist die Abbildegenauigkeit der Formnestoberfläche insbesondere von der Formnestwandtemperatur abhängig. Bild 8 lässt den Glanzgrad eines ABS-Spiegelgehäuses in Abhängigkeit von der Formnestwandtemperatur erkennen. Bei höherer Formnesttemperatur wird die Feinstruktur besser abgeprägt, das reflektierte Licht wird gleichmäßiger gestreut, und die Oberfläche wirkt matter.

Bei glasfaserverstärkten Thermoplasten ist vorrangig dafür zu sorgen, dass die Schmelze die Glasfasern an der Oberfläche überdeckt, da diese sonst sichtbar werden und ein „Grauschleier" das Formteil überzieht. Dies erreicht man am besten – neben hoher Einspritzgeschwindigkeit – durch hohe Formnestwandtemperaturen (Bild 9).



$\bar{\vartheta}_w = 30\ °C$



$\bar{\vartheta}_w = 60\ °C$

Bild 8: Glanzunterschiede abhängig von der Formnestwandtemperatur – Spiegelgehäuse aus ABS [5]



Glasfasern an der Formteiloberfläche / Glass fibres on the part surface

$\bar{\vartheta}_w = 40\ °C$



$\bar{\vartheta}_w = 80\ °C$

Bild 9: Oberflächenaussehen von Spritzgussteilen aus PA 6, GF30 in Abhängigkeit von der Formnestoberflächentemperatur

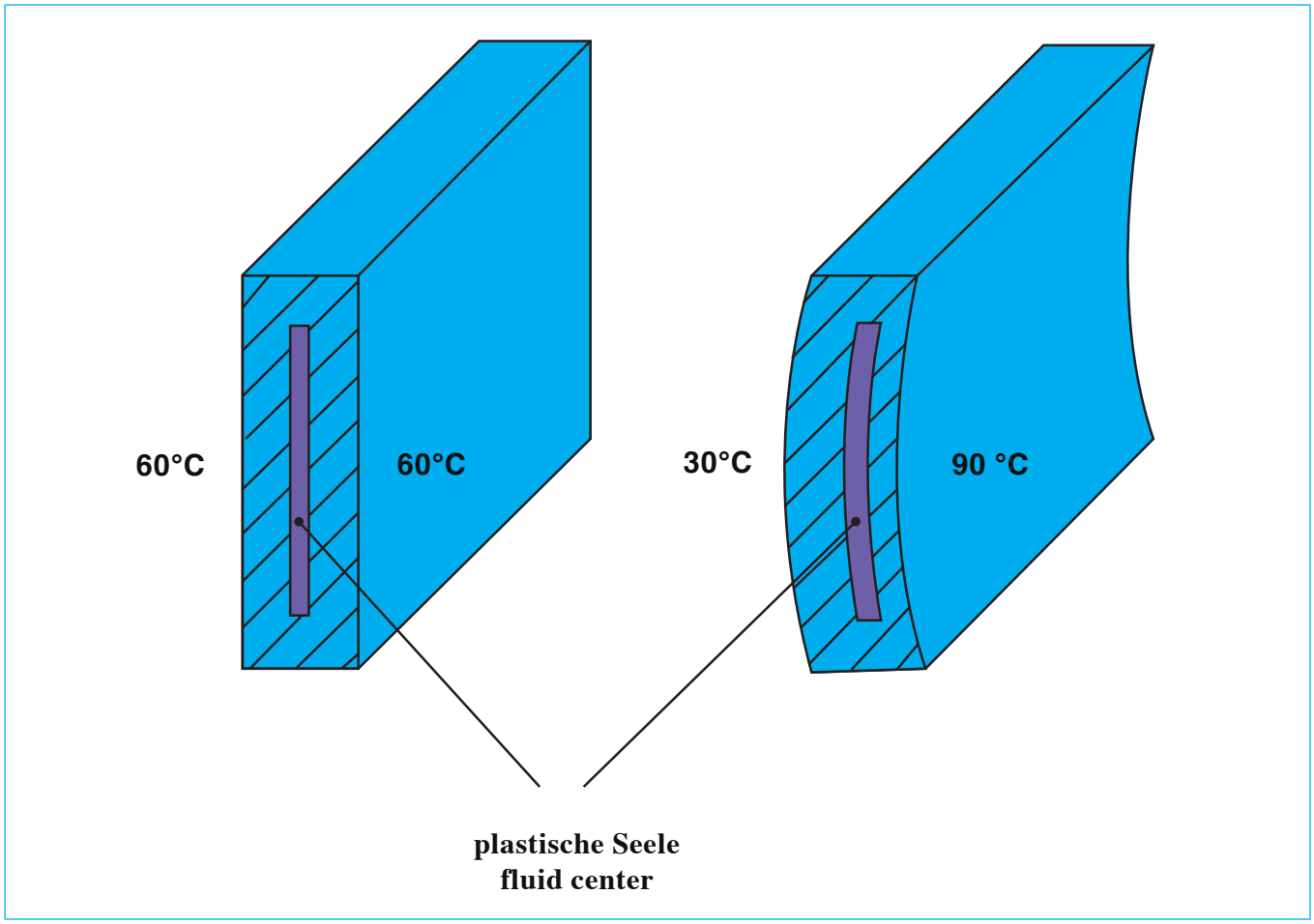


Bild 10: Einfluss der Formnestoberflächentemperatur auf den Verzug von unverstärkten Thermoplasten

Verzug von Kunststofformteilen wird durch Schwindungsdifferenzen im Formteil ausgelöst. Neben Druckdifferenzen im Formteil, Wanddickenunterschieden und Orientierungen (z. B. Glasfasern) kann die Formnestoberflächentemperatur Formteilverzug durch unterschiedliche Schwindungen hervorrufen. Dies gilt insbesondere für flächige Formteile.

Bild 10 zeigt, wie ein flächiges Formteil durch verschiedene Formnesttemperaturen auf der Ober- und Unterseite verformt wird. Auf der Werkzeugseite mit der niedrigen Temperatur wird die Schwindung unterdrückt, und auf der Seite mit der hohen Temperatur schwindet das Material mehr. Es stellt sich eine Art Bi-Metall-Effekt ein.

3 Ziele der thermischen Werkzeugauslegung

Anhand der dargestellten Beispiele lassen sich folgende Ziele für die Werkzeugtemperierung angeben:

1. Die angestrebte mittlere Formnestwandtemperatur (aufgrund von Erfahrungswerten oder Angaben der Rohstoffhersteller) soll möglichst genau eingehalten werden.
2. Die Temperatur an der Formnestoberfläche soll örtlich möglichst gleichmäßig sein, da sonst ungleichmäßige Formteileigenschaften und Verzug auftreten können.
3. Die Kühlzeit und damit die Zykluszeit muss zur Erzielung einer hohen Wirtschaftlichkeit unter Beachtung einer vorgegebenen Qualität so kurz wie möglich sein.

4 Temperaturverlauf an der Formnestoberfläche, mittlere Formnestwandtemperatur

Im vorherigen Kapitel wird von einer mittleren Formnestwandtemperatur gesprochen, obwohl an einer bestimmten Stelle im Werkzeug die Wandtemperatur zeitlich variiert (Bild 11).

Die periodischen Temperaturschwankungen der Formnestwand sind physikalisch bedingt (Formwerkstoff, Formmasse, Schmelzetemperatur) und können vom Kühlsystem in ihrer Amplitude nicht beeinflusst werden.

Direkt vor dem Einspritzen hat die Werkzeugwand die Temperatur ϑ_{Wmin}. Berührt die heiße Kunststoffschmelze die kältere Werkzeugwand, so stellt sich augenblicklich eine Kontakttemperatur ϑ_{Wmax} ein, die infolge der Kühlung während des Zyklus abfällt.

In Bild 12 ist der Temperaturausgleichsvorgang zwischen dem Kunststoff und dem Werkzeug schematisch dargestellt.

Die an der Messstelle in Bild 12 zu den verschiedenen Zeiten (t_1, t_2, t_3, t_4) gemessenen Temperaturen lassen sich wie in Bild 11 als Funktion der Zeit auftragen.

Vom Maximum (ϑ_{Wmax} in Bild 11) fällt die Temperatur der Werkzeugwand infolge der Kühlung während des Zyklus kontinuierlich. Ist das Formteil entformt (ϑ_{WE} in Bild 11), wird die Temperaturabnahme noch beschleunigt. Zu Beginn des neuen Zyklus ist ϑ_{Wmin} wieder erreicht, solange ein quasi-stationärer Betrieb vorliegt.

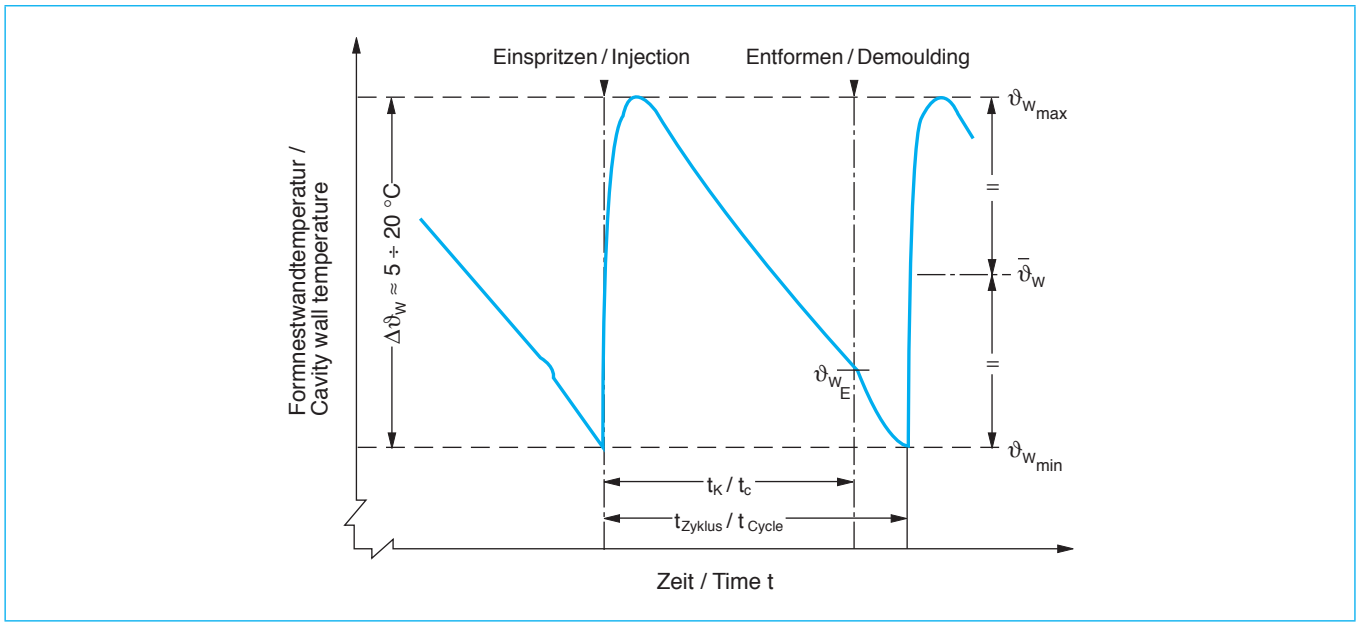


Bild 11: Temperaturen an der Formnestwand eines Spritzgießwerkzeuges bei ununterbrochener Produktion [7]

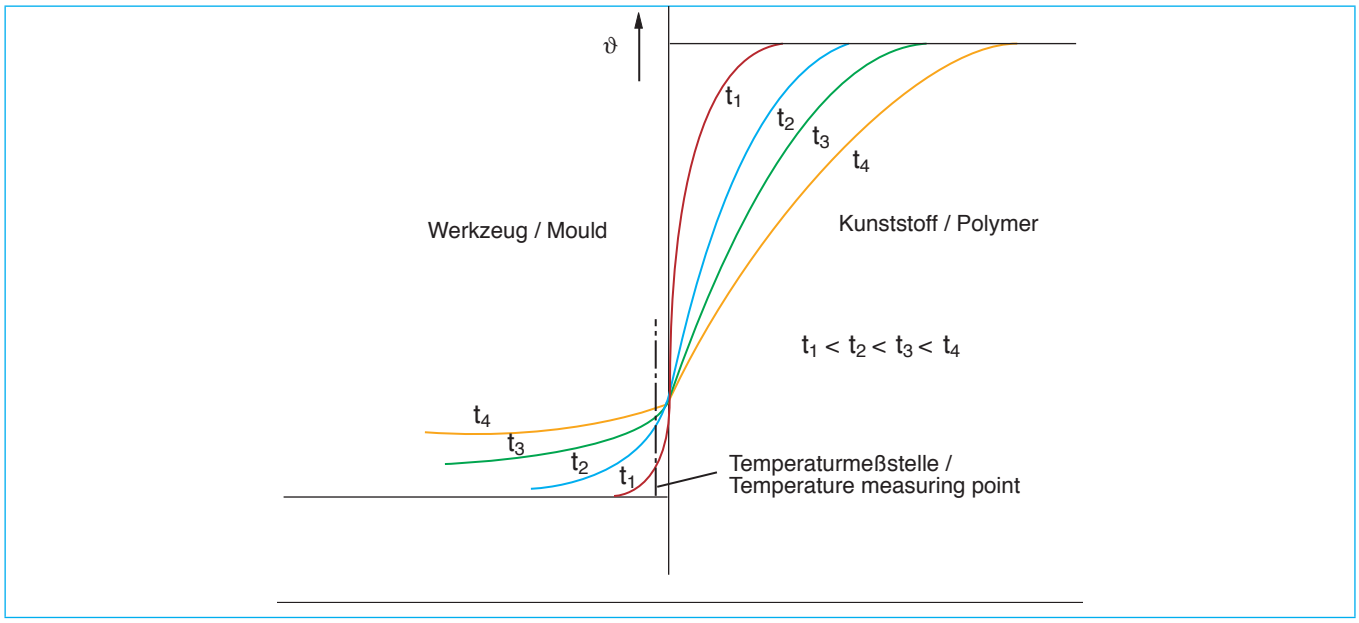


Bild 12: Temperaturausgleich beim Kontakt zweier Körper mit unterschiedlicher Temperatur (schematisch) [7]

Die Kontakttemperatur ϑ_{Wmax} ist abhängig von der Wärmeeindringfähigkeit b des Werkzeuges und der Formmasse und lässt sich nach folgender Beziehung abschätzen [7]:

$$\vartheta_{Wmax} = \frac{b_W \cdot \vartheta_{Wmin} + b_M \cdot \vartheta_M}{b_W + b_M} \qquad b = \sqrt{\rho \cdot \lambda \cdot c}$$

ϑ_{Wmin} = Formnestwandtemperatur direkt vor dem Einspritzen
ϑ_M = Massetemperatur
b = Wärmeeindringfähigkeit
b_W = Wärmeeindringfähigkeit des Werkzeugstahles
b_M = Wärmeeindringfähigkeit der Formmasse
ρ = Dichte
λ = Wärmeleitfähigkeit
c = spezifische Wärmekapazität

In der nachfolgenden Tabelle sind für einige Werkstoffe die Wärmeeindringfähigkeiten angegeben.

Werkstoff	Wärmeeindringfähigkeit b $Ws^{1/2}\,m^{-2}\,deg^{-1}$
Beryllium Kupfer (BeCu 25)	$17{,}2 \cdot 10^3$
unlegierter Stahl (C 45 W 3)	$13{,}8 \cdot 10^3$
Chromstahl (X 40 Cr 13)	$11{,}7 \cdot 10^3$
Polyäthylen (PE-HD)	$0{,}99 \cdot 10^3$
Polystyrol (PS)	$0{,}57 \cdot 10^3$

Tabelle 1: Wärmeeindringfähigkeiten einiger Werkstoffe und Spritzgussmassen [7]

Aus den oben angegebenen Werten ist erkennbar, dass Metalle eine weitaus größere Wärmeeindringfähigkeit haben als Thermoplaste. Aus diesem Grund liegt die Kontakttemperatur ϑ_{Wmax} zwischen der Schmelze und der Formnestwand in der Nähe der Formnestwandtemperatur vor dem Einspritzen ϑ_{Wmin}. Bei hochlegierten, schlecht wärmeleitenden Stählen springt die Kontakttemperatur höher als bei gut leitenden Werkzeugen (Beryllium-Kupfer-Einsätze). Es ergeben sich eine geringere Abschreckung der Formteilrandschicht und günstigere Relaxationsbedingungen bis in die Randbereiche. Maßgeblich für die Formteilqualität ist das Temperaturmaximum ϑ_{Wmax}. Durch Anbringen einer dünnen Wärmedämmschicht lässt sich der Temperatursprung vergrößern und damit die Oberflächenabbildung steigern.

Für die Kühlzeitermittlung und auch für die Bestimmung der notwendigen Temperierleistung kann mit hinreichender Genauigkeit die mittlere Formnestoberflächentemperatur $\overline{\vartheta}_W$ verwendet werden.

$$\overline{\vartheta}_W = \frac{\vartheta_{Wmax} + \vartheta_{Wmin}}{2}$$

Aus praktischen Gründen wird in der Literatur gelegentlich das Temperaturminimum ϑ_{Wmin} als maßgebliche Temperatur bezeichnet, da sich diese Temperatur im Betrieb am einfachsten bestimmen lässt.

Aus physikalischen Gründen ist dies jedoch nicht haltbar. Diese Temperatur herrscht nicht, während sich das Formteil im Werkzeug befindet, sondern erst geraume Zeit nach der Entformung [2].

Die Amplitude der Temperaturschwankung $\Delta\vartheta_W$ nimmt mit zunehmender Entfernung von der Formnestoberfläche ab. Dies ist besonders wichtig für den richtigen Abstand des Temperaturfühlers von der Formnestoberfläche bei einer externen Regelung der Formnesttemperatur (Bild 13).

Eine Zielgröße in der thermischen Auslegung ist die in Bild 11 angegebene mittlere Formnestwandtemperatur $\overline{\vartheta}_W$. Wird diese Temperatur in (fast) allen Werkzeugbereichen erreicht, so ist sichergestellt, dass bezogen auf das Temperiersystem gleiche Abkühlbedingungen vorherrschen.

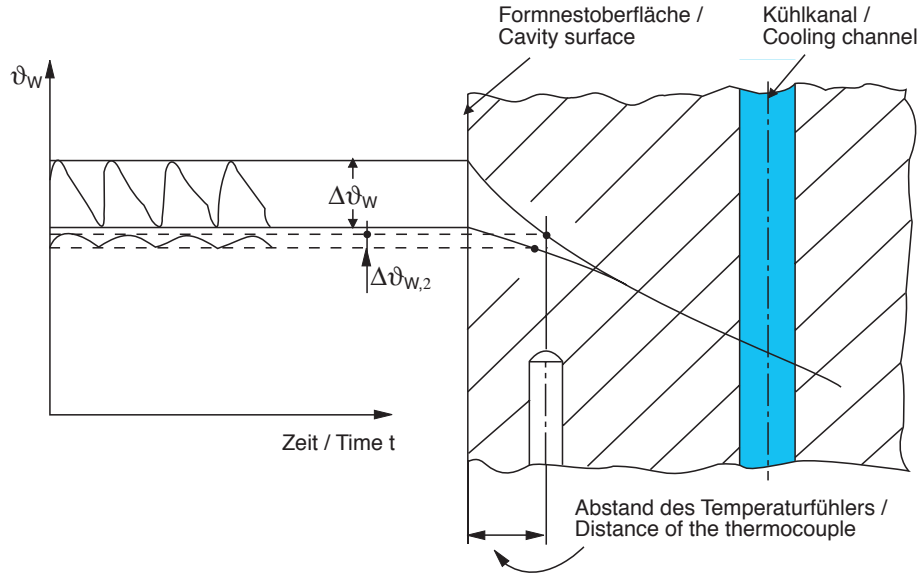


Bild 13: Abnahme der Temperaturamplitude im Werkzeug [8]

5 Voraussetzungen für eine optimale Werkzeugtemperierung

Das Temperaturregelgerät, das Temperierkanalsystem im Werkzeug und der Wärmeträger (Kühlmedien) bilden zusammen das Temperiersystem. An jede der drei Komponenten werden bestimmte Bedingungen gestellt, um die o. g. Ziele zu erreichen:

a) Lage und Anzahl der Temperierkanäle sollten so gewählt werden, dass eine gleichmäßige Temperierung aller Formteilbereiche gewährleistet ist und eine ausreichend große Temperierkanaloberfläche vorliegt. Eine Anpassung der Temperierung ist besonders bei Formteilecken durchzuführen (Winkelverzug!).

   Unterschiedliche Abkühlgeschwindigkeiten von Ort zu Ort ergeben unterschiedliche Erstarrungszeiten und damit unterschiedliche Schwindungen und Eigenspannungen.

So führen vor allem die Flächenunterschiede an Formteilecken zu erheblichen Unterschieden:

- große Abkühlgeschwindigkeiten in den Konvexbereichen,
- niedrige Abkühlgeschwindigkeiten in den Konkavbereichen

In Bild 14 erkennt man, dass dem äußeren schraffierten Rechteckbereich an der Konvexseite zwei Kühlbohrungen zugeordnet werden können. Einer Bohrung in der Konkavseite lassen sich drei Rechteckbereiche zuordnen. Dementsprechend verschiebt sich die heiße Seele zur Konkavseite. Beim Erstarren treten Materialdefizite auf, da die Schwindung nicht durch nachdrückendes Material ausgeglichen wird. Die Folgen sind Zugspannungen, die bisweilen nach der Entformung zu Winkelverzug führen. Darüber hinaus können sich gegebenenfalls Löcher bzw. Einfallstellen oder spontan Risse bilden.

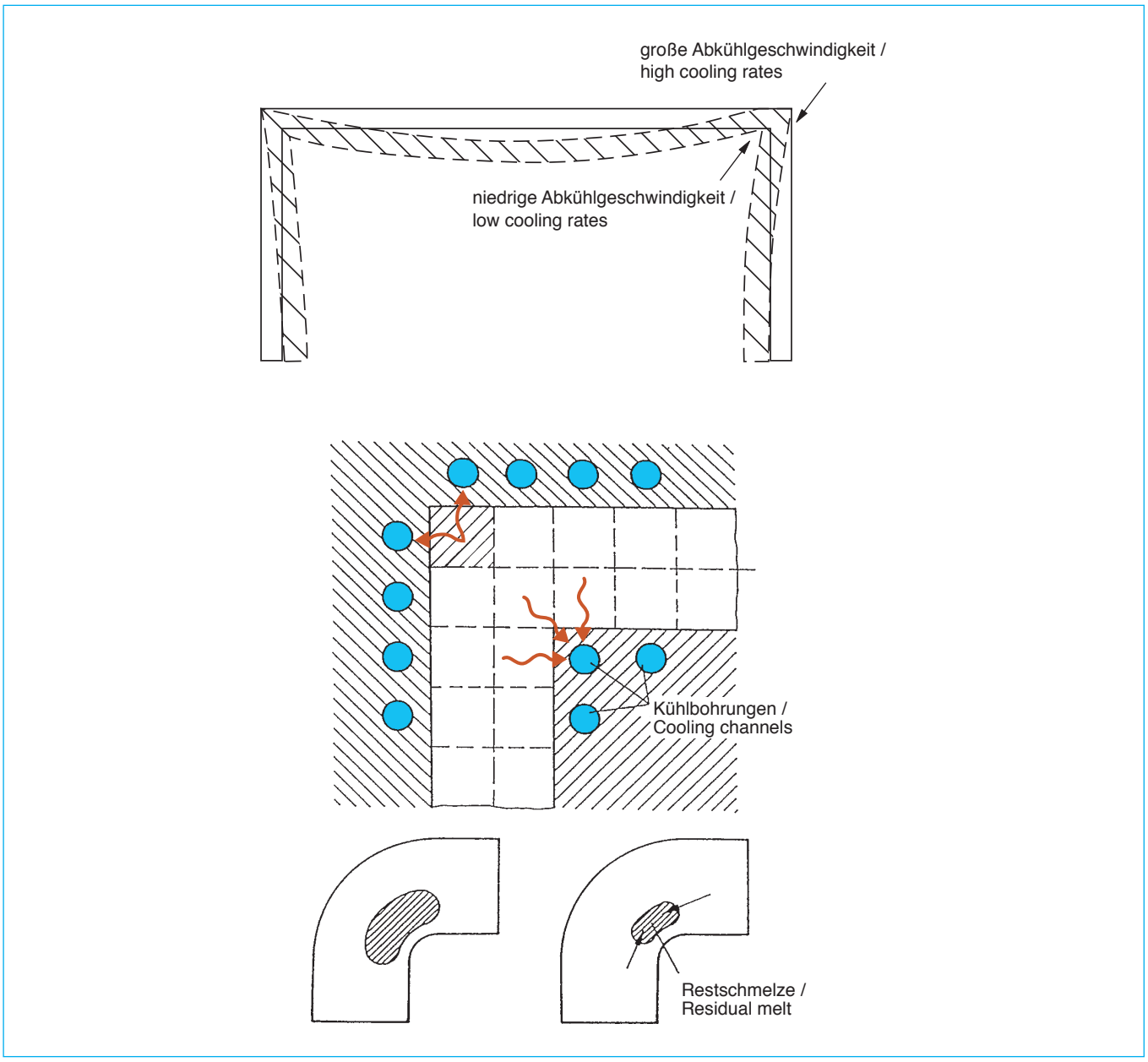


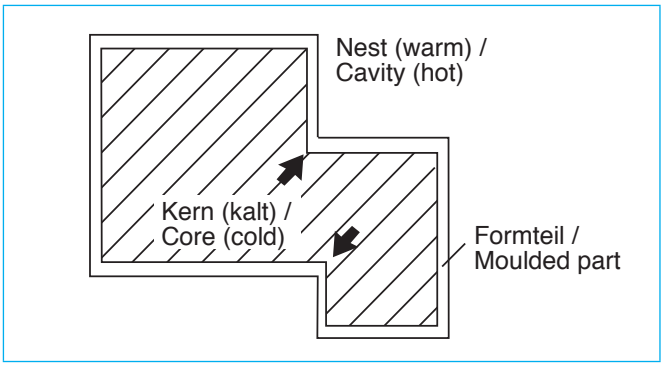
Bild 14: Erstarren der Schmelze in einer Formteilecke [9]

Zur Anpassung der Wärmeströme in den Formteilecken (Temperaturmaximum bzw. Restschmelze in der Formteilmitte) und damit zur Verminderung von Winkelverzug können folgende Methoden angewandt werden:

- Kalter Kern und warmes Nest

  Durch die niedrige Kerntemperatur wird die Kernseite so schnell abgekühlt, dass die Restschmelze im Zentrum der Ecke liegt.

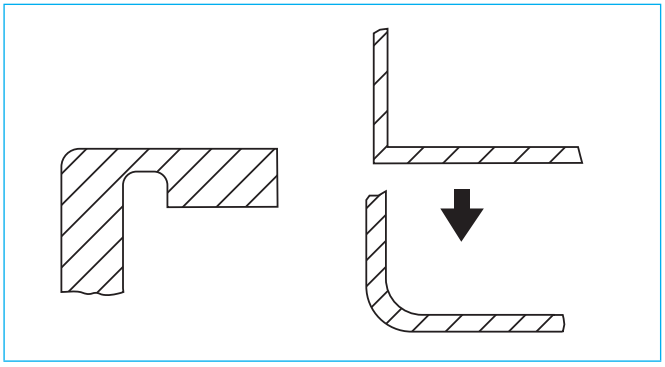
  Nachteile:
  – Die geraden Formteilflächen werden unterschiedlich abgekühlt.
  – Wenn der Kern auch Konvexbereiche enthält, versagt diese Methode (siehe Skizze).



- Änderung der Eckengeometrie

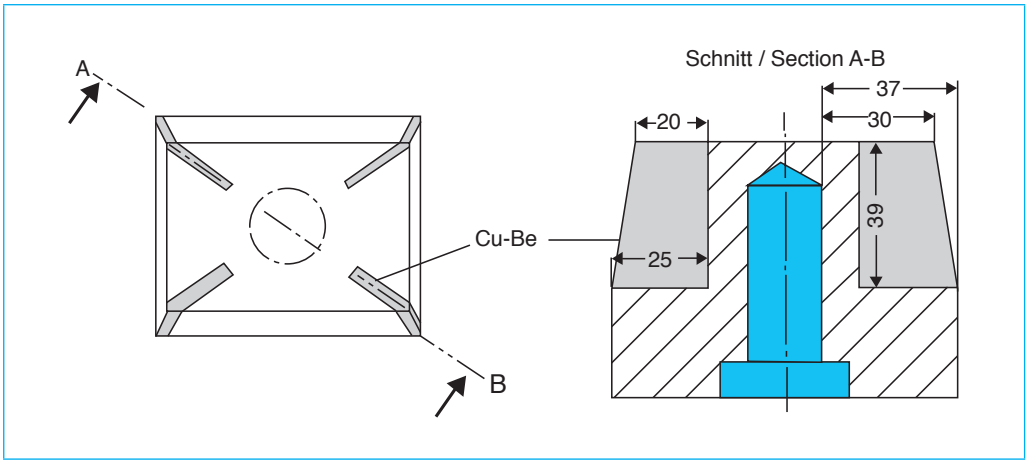
  Anpassung der Wärmeströme durch:
  – geringen Wärmeinhalt und/oder
  – größere Austauschfläche

  Nachteile:
  – Schwächung der Formteilecke
  – Erhöhung der Werkzeugfolgekosten

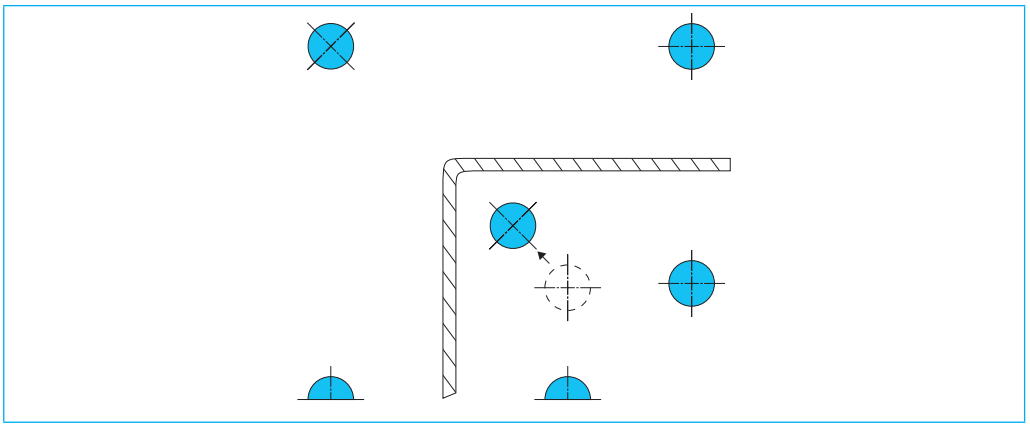


- Partielle Anpassung der Wärmeströme

  – durch Material mit einer höheren Wärmeleitfähigkeit in der Konkavseite der Ecke (Kupfer-Beryllium-Einsätze)



  – durch einen möglichst kleinen Abstand zwischen der Ecke und der Kühlkanalwand



b) Bei der Größe der Temperierkanäle ist auf den Druckbedarf zur Kühlmittelförderung im Werkzeug zu achten. Zu kleine Kühlkanaldurchmesser haben einen hohen Druckabfall zur Folge. Also muss man auf gut dimensionierte Heiz-, Kühl- und Pumpenleistung Wert legen.

c) Die Temperaturdifferenz zwischen Eintritts- und Austrittstemperatur des Wärmeträgers (Kühlmedium) sollte möglichst klein sein (≤ 2 °C bei Präzisionsspritzgussteilen). Bei qualitativ hochwertigen Teilen ist deshalb eventuell eine Aufteilung in mehrere Parallelkreise erforderlich, damit die Temperaturdifferenz nicht zu groß wird.

d) Der Wärmeträger (Kühlmedium) sollte gute Wärmeübertragungseigenschaften besitzen. Hier bietet sich Wasser an.

Vergleicht man die Wärmeübergangsbedingungen zwischen Wasser und Wärmeträgeröl bei

– einer Temperiermitteltemperatur ϑ_{TM} = 80 °C
– einem Kanaldurchmesser D_{KK} = 8 mm
– einem Temperiermitteldurchsatz $\dot{m}_{TM}$ = 5 kg/min

so erhält man für den Wärmeübergangskoeffizienten

Wasser: α_{TM} = 10 900 W/m² · K
Öl: α_{TM} = 696 W/m² · K

Die Wärmeübergangsbedingungen sind also bei Wasser (bei den angegebenen Verhältnissen) mehr als zehnmal so gut [7].

e) Die Strömungsverhältnisse in den Temperierkanälen sollten immer turbulent sein (Reynoldszahl Re viel größer als 2300). Sollten sich kleinere Reynoldszahlen ergeben, so ist eine Durchsatzsteigerung, eine Verringerung des Kühlkanaldurchmessers (bei vorgegebenem Durchsatz) oder die Verwendung eines dünnflüssigeren Temperiermediums notwendig.

Wie wichtig eine turbulente Strömung des Temperiermediums ist, zeigt das nachfolgende Bild 15. Der dort angegebene Wärmeübergangskoeffizient α_{TM} ist eine entscheidende Größe für die Effektivität eines Temperiersystems bei vorgegebener Lage und Größe der Temperierkanäle. Er ist um so größer, je größer die Reynoldszahl, d. h., je turbulenter die Strömung ist.

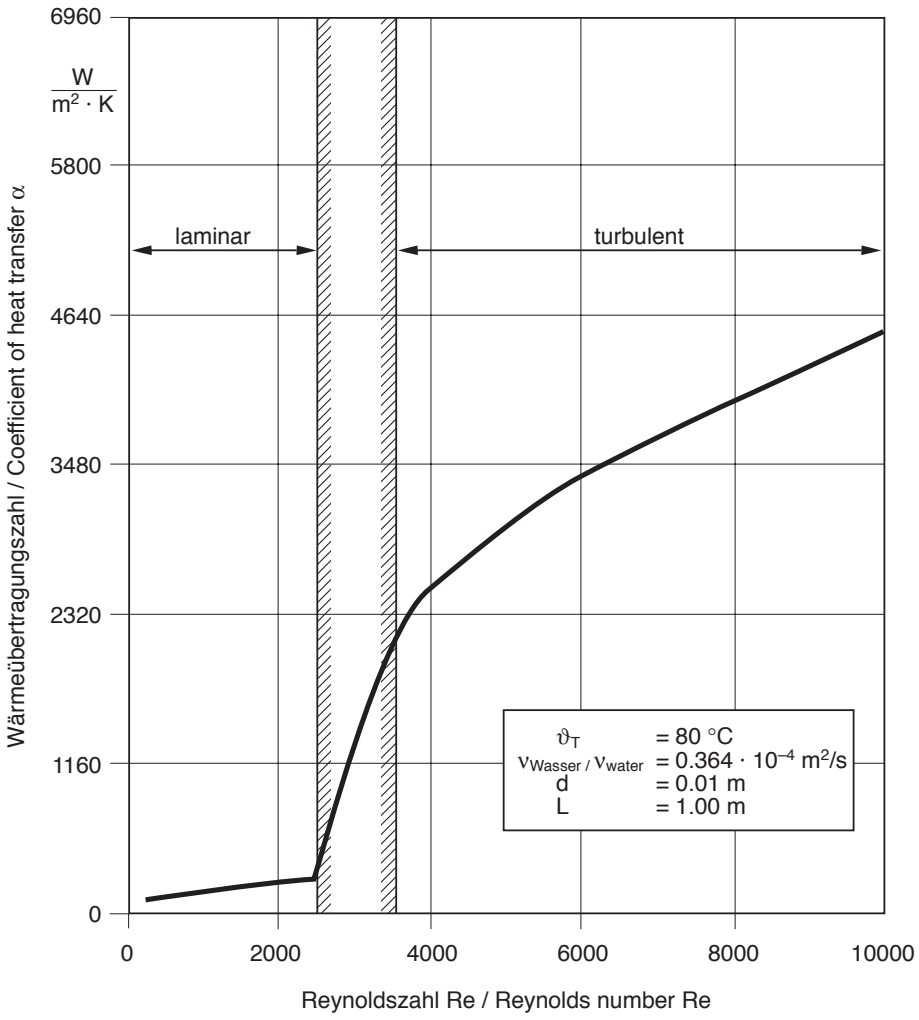


Bild 15: Wärmeübergangskoeffizient in Abhängigkeit von der Reynoldszahl für Wasser

f) Das Temperaturregelgerät muss – ausgestattet mit einer ausreichenden Heiz-, Kühl- und Pumpenleistung – in der Lage sein, die angestrebte mittlere Werkzeugwandtemperatur unabhängig von den Produktionsbedingungen in engen Grenzen zu halten.

g) Durch eine kunststoffgerechte Artikelkonstruktion, verbunden mit einer optimalen fließtechnischen Auslegung (Zahl und Lage der Anspritzpunkte, Fließwege), lässt sich die Kühlung positiv beeinflussen. Durch die Vermeidung von großen Wanddickenunterschieden und Masseanhäufungen (Rippen, Dome) können die Anforderungen und die Komplexität des Temperiersystems geringer gehalten werden.

6 Kühlzeit (Temperierzeit)

Die eigentliche Kühlung beginnt bereits mit dem Füllen der Kavität. In der Füllphase soll aber das Einfrieren der Schmelze durch die aufgrund innerer Reibung erzeugte „Fließwärme" vermieden werden (quasiisothermer Strömungsvorgang). Die Hauptwärmemenge wird nach der Formteilfüllung ausgetauscht, d. h. bis zum Öffnen und Auswerfen des Formteils aus dem Werkzeug.

Der Wärmeaustausch zwischen Formmasse und Kühlmedium erfolgt über die Leitung der Wärme durch die Werkzeugwände. Die dafür notwendige Zeit bis zum Erreichen der Entformungstemperatur (Kühlzeit) lässt sich je nach Formteilgeometrie mit den vereinfachten Gleichungen aus Bild 16 abschätzen.

Die Gleichungen berücksichtigen die Wärmeleitung der großen Flächen an die Werkzeugwand. Die Anwendung der in Bild 16 angegebenen Gleichungen kann bei kleinen Kühlzeiten (Abkühlvorgang noch nicht weit fortgeschritten) zu erheblichen Abweichungen gegenüber den tatsächlichen Zeiten führen. Aus diesem Grund sollte die so genannte Fourier-Zahl überprüft werden. Empfehlung für die Fourier-Zahl: > 0,05 (besser 0,1).

Dimensionslose Fourier-Zahl:

$$\frac{t \cdot a}{x^2} > 0.05 \text{ better} > 0.1)$$

t = berechnete Kühlzeit aus Bild 16
a = Temperaturleitfähigkeit
x = Wanddicke s bei Platten – Radius r bei Zylinder mit L = ∞

Die in den Gleichungen (Bild 16) verwendete effektive Temperaturleitfähigkeit a_{eff} ist ein konstant angenommener Vergleichswert. Sie führt in der gleichen Zeit zu demselben Abkühlgrad Θ wie die tatsächliche temperaturabhängige Temperaturleitfähigkeit [7]. Der Abkühlgrad ist dimensionslos.

$$\theta = \frac{\vartheta_M - \overline{\vartheta}_W}{\overline{\vartheta}_E - \overline{\vartheta}_W}$$

Θ = Abkühlgrad
$\overline{\vartheta}_E$ = mittlere Entformungstemperatur
$\overline{\vartheta}_W$ = mittlere Formnestwandtemperatur
ϑ_M = Massetemperatur nach Beendigung der Formteilfüllung

Im Gegensatz zu der Temperaturleitfähigkeit ist die effektive Temperaturleitfähigkeit nur noch von der mittleren Werkzeugwandtemperatur und dem Glasfasergehalt des Werkstoffes abhängig [7].

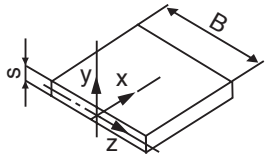
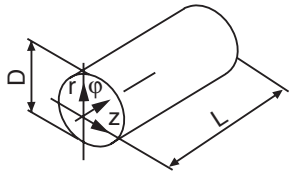
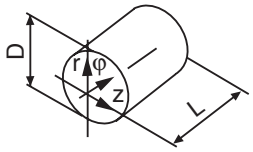
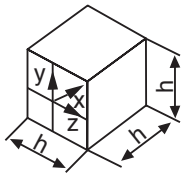
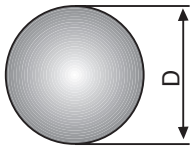
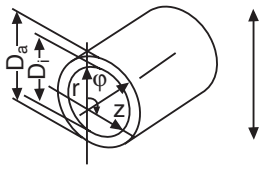
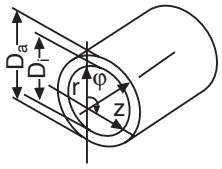
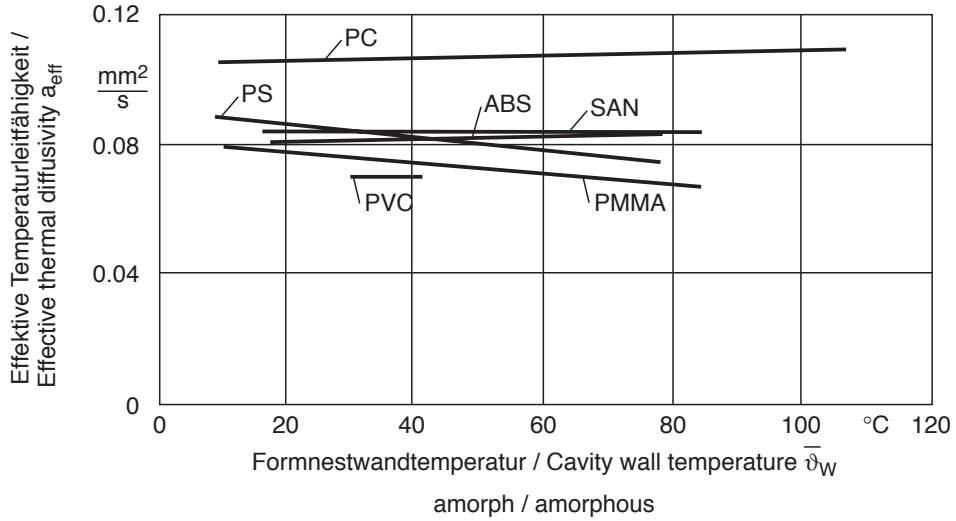
Geometrie / Geometry	Randbedingung / Boundary condition	Gleichung / Equation
	Platte / Plate $\dot{Q}_Z = 0$ $\dot{Q}_X = 0$	$t_K = \frac{s^2}{\pi^2 \cdot a_{eff}} \cdot \ln\left(\frac{8}{\pi^2} \cdot \frac{\vartheta_M - \overline{\vartheta}_W}{\overline{\vartheta}_E - \overline{\vartheta}_W}\right)$ 1 $t_K = \frac{s^2}{\pi^2 \cdot a_{eff}} \cdot \ln\left(\frac{4}{\pi} \cdot \frac{\vartheta_M - \overline{\vartheta}_W}{\widehat{\vartheta}_E - \overline{\vartheta}_W}\right)$ 1a
	Zylinder / Cylinder $\dot{Q}_\varphi = 0$ $\dot{Q}_Z = 0$ L >> D	$t_K = \frac{D^2}{23.14 \cdot a_{eff}} \cdot \ln\left(0.692 \cdot \frac{\vartheta_M - \overline{\vartheta}_W}{\overline{\vartheta}_E - \overline{\vartheta}_W}\right)$ 2 $t_K = \frac{D^2}{23.14 \cdot a_{eff}} \cdot \ln\left(1.602 \cdot \frac{\vartheta_M - \overline{\vartheta}_W}{\widehat{\vartheta}_E - \overline{\vartheta}_W}\right)$ 2a
	Zylinder / Cylinder $\dot{Q}_\varphi = 0$ L ~ D	$t_K = \frac{1}{\left(\frac{23.14}{D^2} + \frac{\pi^2}{L}\right) \cdot a_{eff}} \cdot \ln\left(0.561 \cdot \frac{\vartheta_M - \overline{\vartheta}_W}{\overline{\vartheta}_E - \overline{\vartheta}_W}\right)$ 3 $t_K = \frac{1}{\left(\frac{23.14}{D^2} + \frac{\pi^2}{L}\right) \cdot a_{eff}} \cdot \ln\left(2.04 \cdot \frac{\vartheta_M - \overline{\vartheta}_W}{\widehat{\vartheta}_E - \overline{\vartheta}_W}\right)$ 3a
	Würfel / Cube	$t_K = \frac{h^2}{3 \cdot \pi^2 \cdot a_{eff}} \cdot \ln\left(0.533 \cdot \frac{\vartheta_M - \overline{\vartheta}_W}{\overline{\vartheta}_E - \overline{\vartheta}_W}\right)$ 4 $t_K = \frac{h^2}{3 \cdot \pi^2 \cdot a_{eff}} \cdot \ln\left(2.064 \cdot \frac{\vartheta_M - \overline{\vartheta}_W}{\widehat{\vartheta}_E - \overline{\vartheta}_W}\right)$ 4a
	Kugel / Sphere	$t_K = \frac{D^2}{4 \cdot \pi^2 \cdot a_{eff}} \cdot \ln\left(2 \cdot \frac{\vartheta_M - \overline{\vartheta}_W}{\widehat{\vartheta}_E - \overline{\vartheta}_W}\right)$ 5
	Hohlzylinder / Hollow cylinder $\dot{Q}_\varphi, \dot{Q}_z = 0$ $r < D_i/2$: $\dot{Q}_r = 0$	Gl. (1; 1a) mit $s = D_a - D_i$ / Eqn. (1; 1a) where $s = D_a - D_i$ 6
	Hohlzylinder / Hollow cylinder $\dot{Q}_\varphi, \dot{Q}_z = 0$	Gl. (1; 1a) mit $s = (D_a - D_i)/2$ / Eqn. (1; 1a) where $s = (D_a - D_i)/2$ 7

Bild 16: Kühlzeitgleichungen verschiedener Geometrien [10]



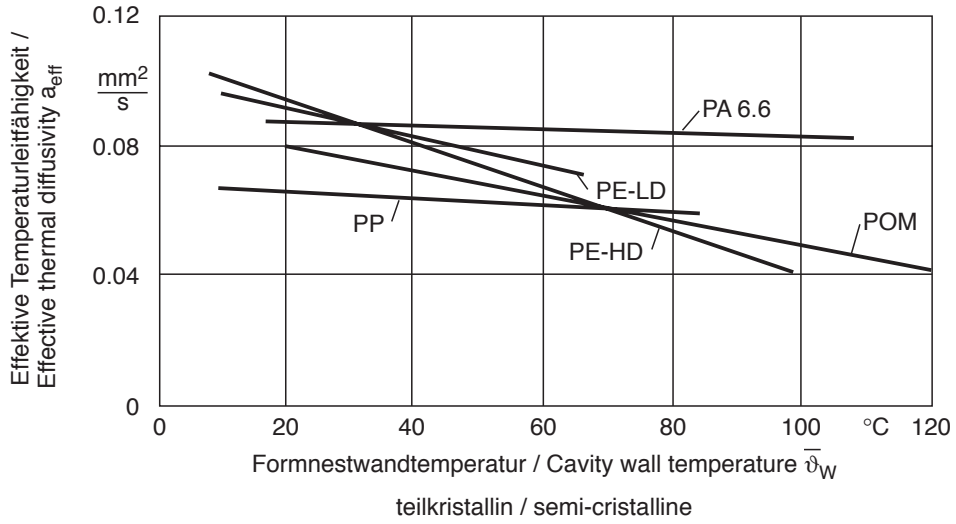
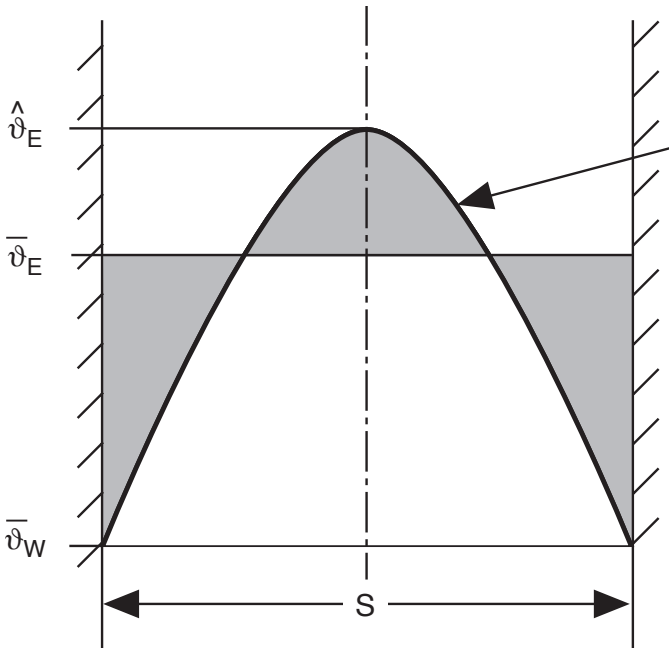


Bild 17: Effektive Temperaturleitfähigkeit in Abhängigkeit von der Formnestwandtemperatur [7]



Zum Zeitpunkt der Entformung hat sich im Formteil ein Temperaturprofil eingestellt, das durch

– die Temperatur in der Formteilmitte $\hat{\vartheta}_E$ und
– durch den integralen Mittelwert über dem Querschnitt $\overline{q}_E$ charakterisiert werden kann.

Richtwerte für die Entformungstemperatur können aus Bild 1 entnommen werden.

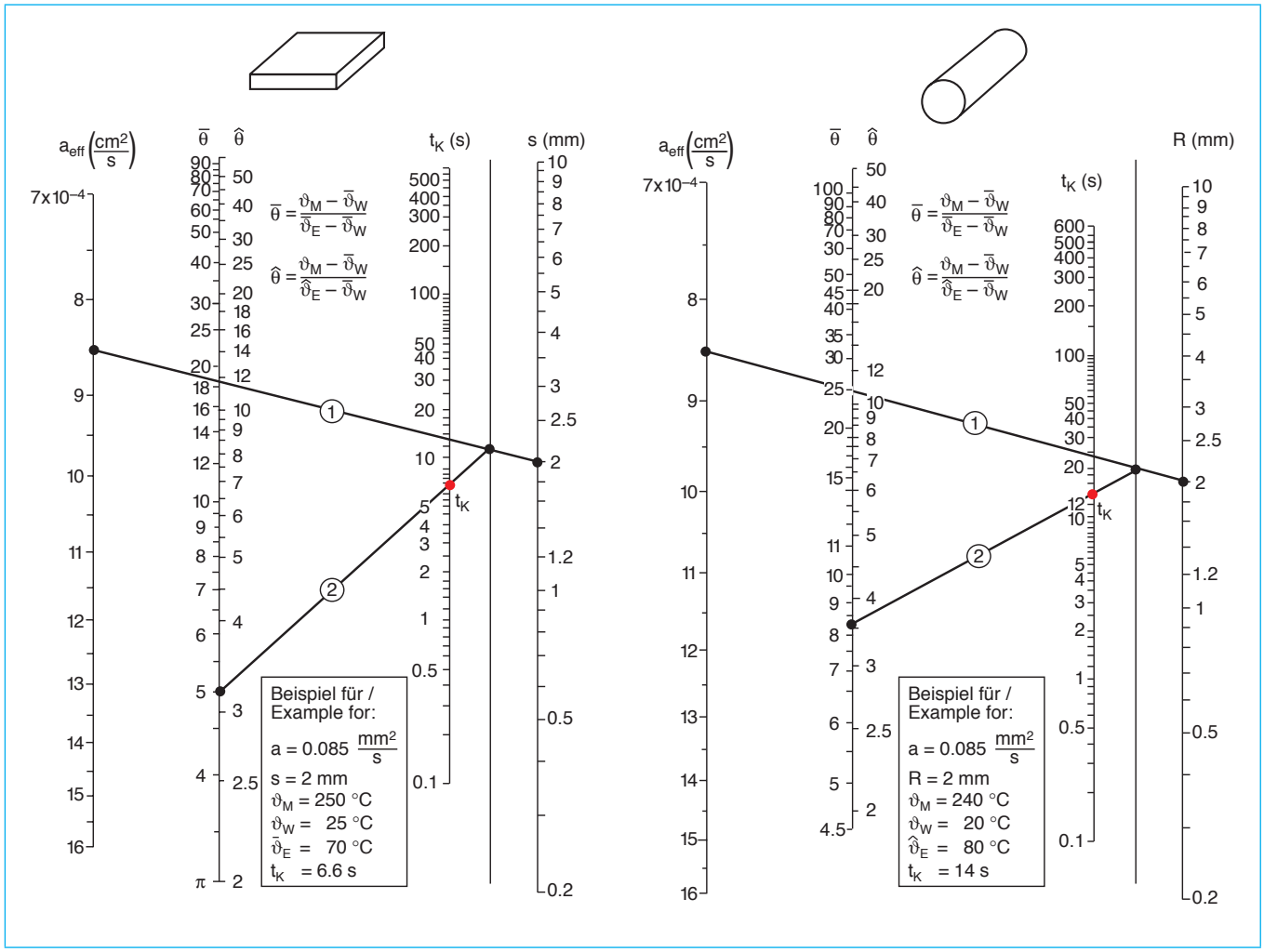


Bild 18: Nomogramme zur Bestimmung der Kühlzeit von plattenförmigen (links) und zylinderförmigen (rechts) Formteilen [11]

Zur Abschätzung der Kühlzeit können auch die in Bild 18 dargestellten Nomogramme herangezogen werden. Bei Kenntnis des Materials (a_{eff} = effektive Temperaturleitfähigkeit), der Wanddicke s und des Abkühlgrades Θ lässt sich die Kühlzeit in der oben angegebenen Weise sehr schnell bestimmen.

6.1 Auswahl der kühlzeitbestimmenden Geometrie

Die Auslegung des Temperiersystems sollte sich nach derjenigen Partie des Formteils oder Angussbereiches (Kaltkanäle) richten, die am längsten gekühlt werden muss, bis sie eine Entformung zulässt. Angusskaltkanäle müssen nicht immer bis zur Formstabilität abkühlen, sondern nur so weit erkaltet sein, dass sie nicht festkleben und keine Markierungen entstehen können (Beispiel: dünnwandiges Formteil mit dickerem Stangenanguss).

Soll der Anguss auf keinen Fall kühlzeitbestimmend sein, d. h., die Kühlzeit des dickeren Formteilbereiches soll sein ≥ der Kühlzeit des Angussquerschnittes, so können die Gleichungen 1 und 2 oder 1a und 2a aus Bild 16 gleichgesetzt werden:

$$\text{Kühlzeit}_{\text{Formteil}} \geq \text{Kühlzeit}_{\text{Anguss}}$$

Nach Umformung erhält man folgenden Zusammenhang für den Angussdurchmesser:

$$d_a = 1.53 \cdot s_{max} \sqrt{\frac{\ln\left[\frac{4}{\pi}\right] \cdot \theta}{\ln(1.599) \cdot \theta}}$$

$$\theta = \frac{T_M - \bar{T}_W}{\bar{T}_E - \bar{T}_W}$$

s_{max} = dickste Formteilwanddicke
d_a = Angussdurchmesser
a_{eff} = effektive Temperaturleitfähigkeit

6.2 Einflussgrößen bei der Kühlzeit

Betrachtet man die idealisierte und vereinfachte Gleichung für die Kühlzeit einer flächigen Platte (Gleichung 1 aus Bild 16),

$$t_K = \frac{s_{max}^2}{\pi^2 a_{eff}} \ln\left(\frac{4}{\pi} \cdot \theta\right)$$

$$\theta = \frac{T_M - \bar{T}_W}{\bar{T}_E - \bar{T}_W}$$

so stellt man vier Größen fest, die die Kühlzeit beeinflussen (a_{eff}: weitgehend konstanter Mittelwert aus Bild 17):

s^2 = Formteilwanddicke zum Quadrat
T_M = Massetemperatur nach der Füllung
$\overline{T}_E$ = mittlere Entformungstemperatur
$\overline{T}_W$ = mittlere Formnestwandtemperatur

Den weitaus größten Einfluss auf die Kühlzeit hat die Wanddicke (s^2!). In Bild 19 ist die Abhängigkeit der Wanddicke (s) auf die Kühlzeit (t_K) dargestellt. Ihr Einfluss ist quadratisch. Verdoppelt man also die Wanddicke, so hat dies eine viermal so lange Kühlzeit zur Folge. Hier zeigt sich klar der Konflikt zwischen langer Kühl- und Zykluszeit und einer oftmals erwünschten größeren Wanddicke für die leichtere Werkzeugfüllung.

In Bild 20 ist die Kühlzeit über der Entformungstemperatur des Formteils mit der Formteilwanddicke als Parameter dargestellt. Eine Erhöhung der Entformungstemperatur verringert die Kühlzeit. Die obere Grenze für die Entformungstemperatur wird durch die notwendige Formstabilität festgesetzt. Hier können näherungsweise Schubmodulkurven (Schubmodul über Temperatur) herangezogen werden.

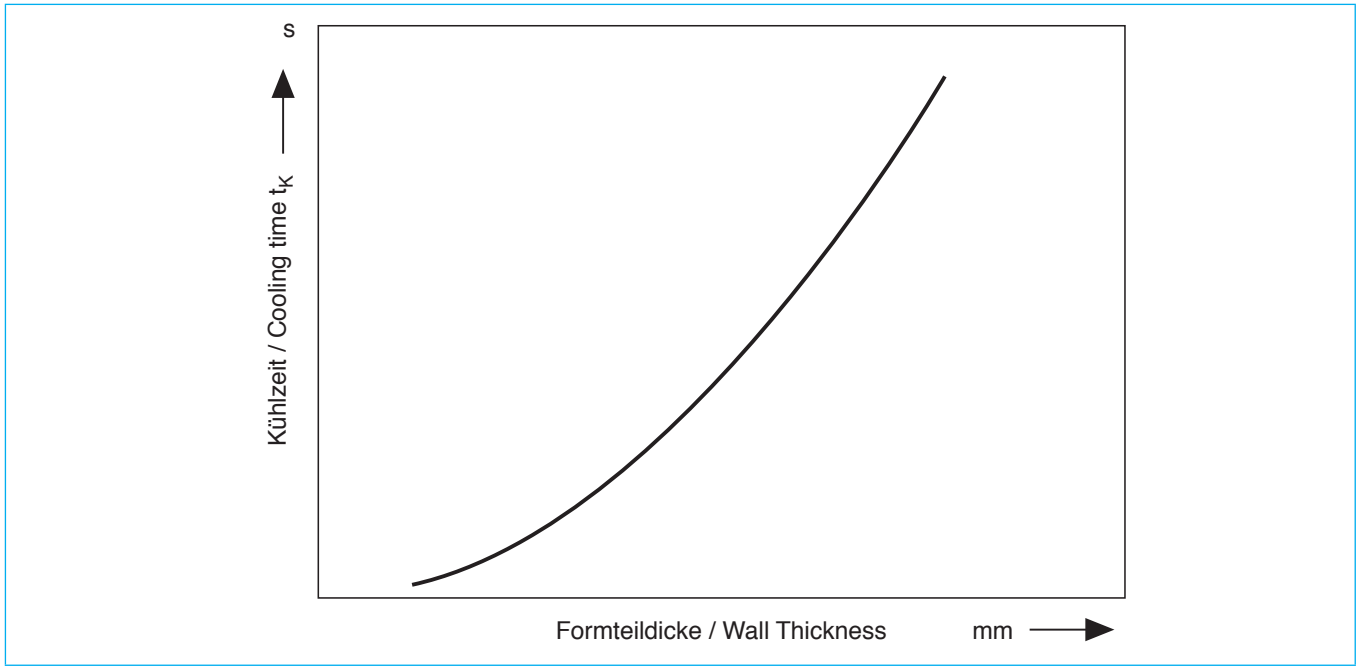


Bild 19: Einfluss der Wanddicke s auf die Kühlzeit t_K

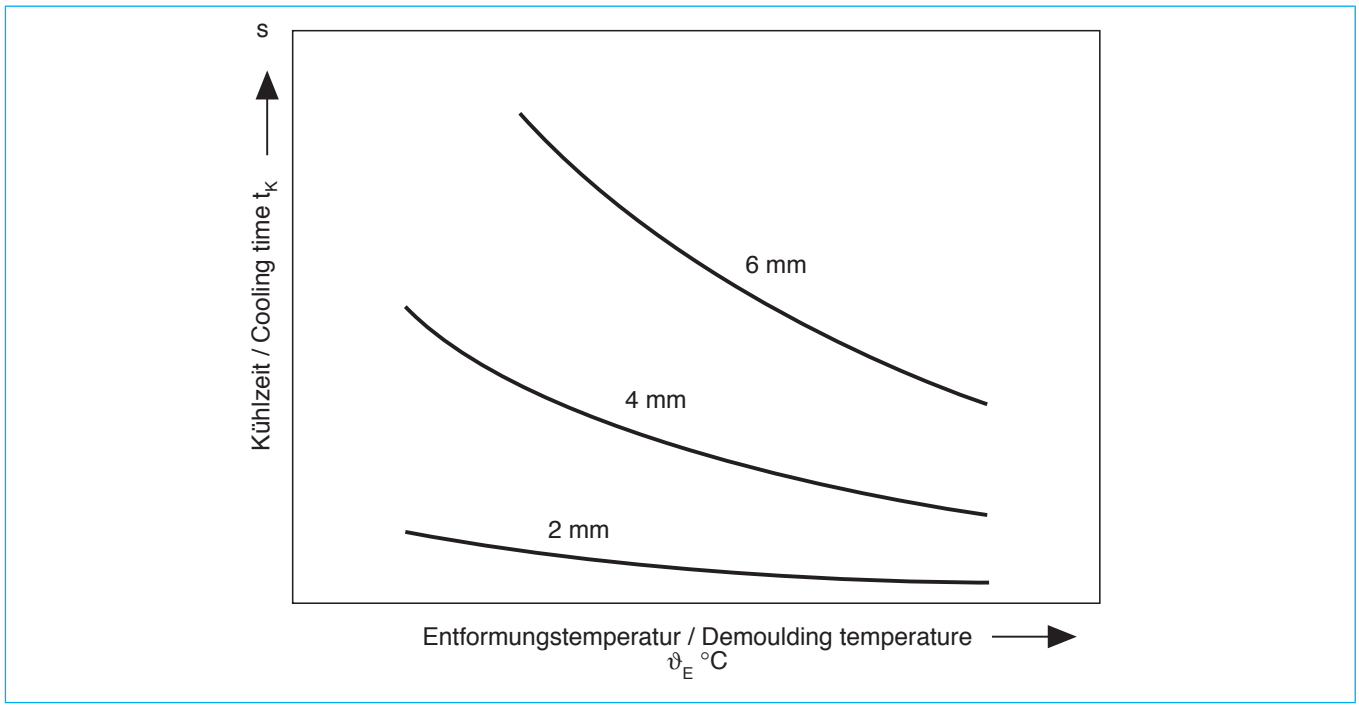


Bild 20: Einfluss der Entformungstemperatur auf die Kühlzeit t_K

Einen umgekehrten, aber nicht geringerem Einfluss auf die Kühlzeit hat die Formnestwandtemperatur (Bild 21). Bei einem Anstieg der Formnestwandtemperatur lässt sich auch eine Zunahme der Kühlzeit beobachten.

Die Massetemperatur hat auf die Kühlzeit einen sehr geringen Einfluss (Bild 22). Die Kühlzeit steigt bei größer werdender Massetemperatur geringfügig an. Auch bei großen Wanddicken wird der Einfluss der Massetemperatur nur geringfügig erhöht.

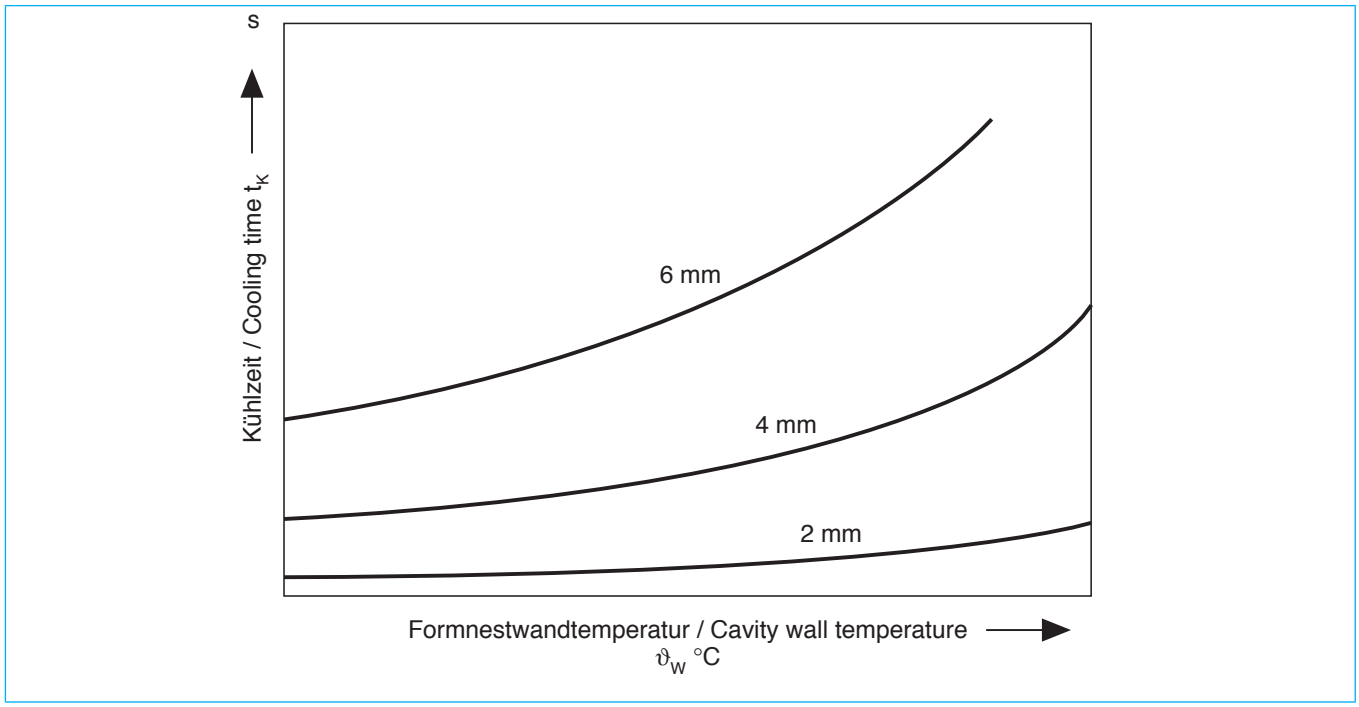


Bild 21: Einfluss der Formnestwandtemperatur auf die Kühlzeit t_K

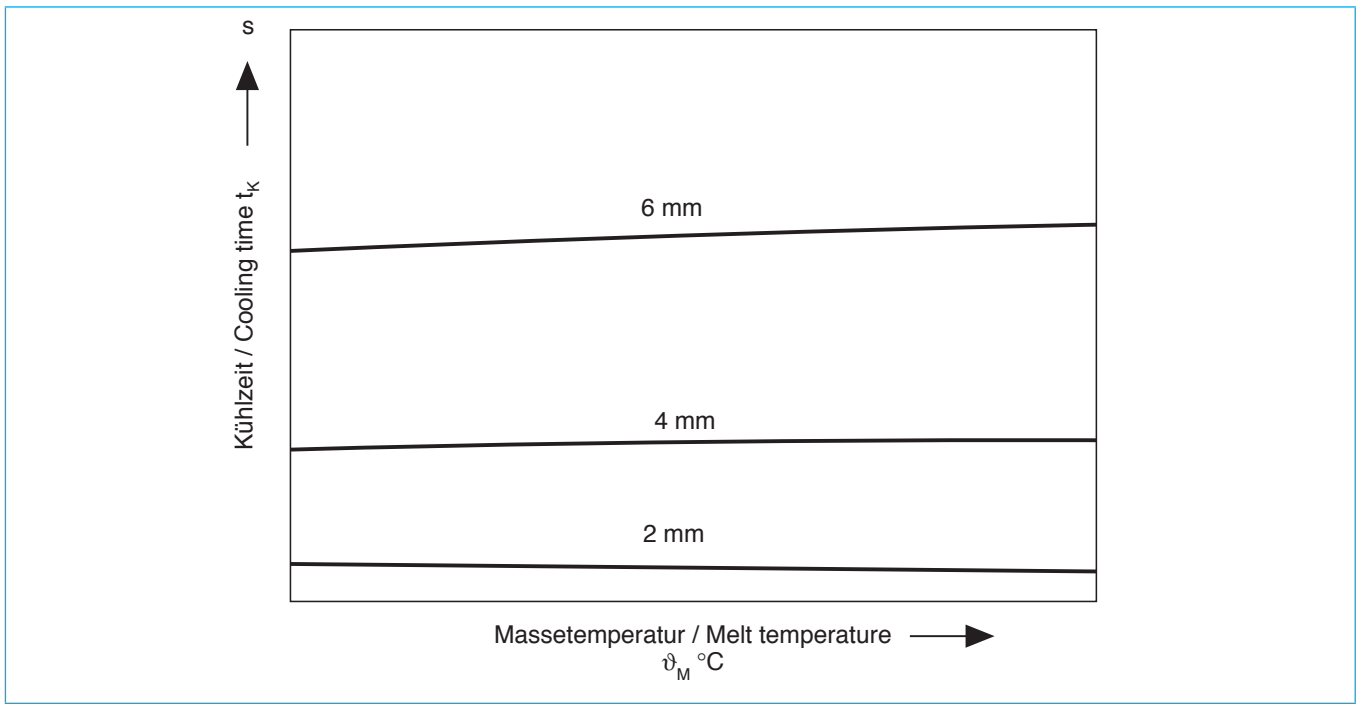


Bild 22: Einfluss der Massetemperatur auf die Kühlzeit t_K

Aus den vorangegangenen Betrachtungen ergeben sich nachfolgende Punkte:

– Die Formteildicke sollte nicht unnötig vergrößert werden. Auch partielle Wanddickenvergrößerungen sind möglichst zu vermeiden ($t_K \sim s^2$).
– Zur Erreichung einer geringen Zykluszeit sollte man die Entformungstemperatur so hoch wie möglich wählen, wobei aber unbedingt die Formstabilität beachtet werden muss.
– Vernünftige Werkzeugtemperatur wählen! (Rohstoffhersteller, mechanische Eigenschaften, matte oder raue Formteiloberflächen, Glanzunterschiede, Spannungen)
– Der Einfluss der Massetemperatur ist gering, sollte aber wegen einer besseren Fließfähigkeit der Schmelze nicht zu weit abfallen.

7 Gesamtwärmebilanz für die Werkzeugtemperierung

Für die Wärmebilanz werden die dem Werkzeug zugeführten und abgeführten Wärmeströme einander gegenübergestellt. Hierbei werden die einzelnen Wärmeströme als Mittelwerte über einen Spritzzyklus ermittelt und als stationär betrachtet. Ziel der Wärmebilanz ist die Ermittlung der vom Temperiermedium abzuführenden Wärmemenge (Bild 23).

Die Wärmebilanz für das gesamte Werkzeug lautet:

$\dot{Q}_F$ = Wärmestrom, den die heiße Formmasse in das Werkzeug einführt
$\dot{Q}_L$ = Wärmestrom, an die Umgebung durch Leitung
$\dot{Q}_K$ = Wärmestrom, an die Umgebung durch Konvektion
$\dot{Q}_{Str}$ = Wärmestrom, der durch Strahlung abgegeben wird
$\dot{Q}_{TM}$ = Wärmestrom, den das Temperiermedium ab- bzw. zuführt
$\dot{Q}_H$ = zusätzlicher Wärmestrom, z. B. durch einen Heißkanalblock

In dieser Bilanz werden diejenigen Wärmeströme positiv gezählt, die dem Werkzeug zugeführt werden und es damit erhitzen, und diejenigen Wärmeströme negativ, die vom Werkzeug abgeführt werden und es so kühlen.

Bei der Verarbeitung von Thermoplasten kühlt der Spritzling ab, daher ist $\dot{Q}_F$ stets positiv, während die mit der Umgebung ausgetauschte Wärme je nach Temperaturniveau des Werkzeuges positiv oder negativ sein kann. Ebenso verhält es sich mit dem Temperaturmittelwärmestrom $\dot{Q}_{TM}$.

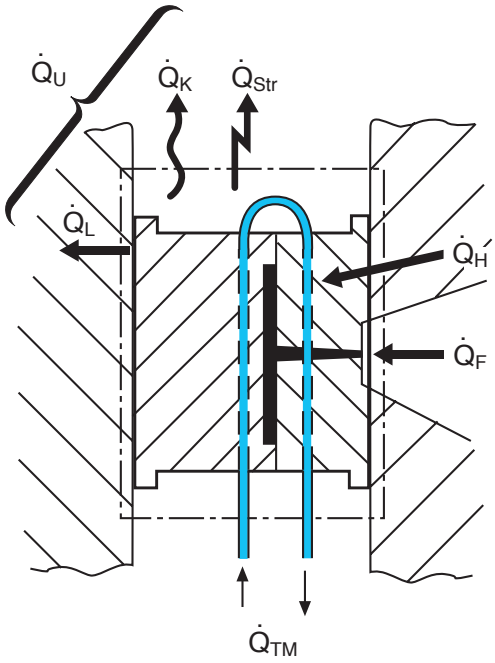


Bild 23: Wärmestrombilanz in einem Spritzgießwerkzeug [7]

Temperaturmittelwärmestrom:

$$\dot{Q}_{TM} = \dot{Q}_F + \dot{Q}_H - (\underbrace{\dot{Q}_K + \dot{Q}_{Str} + \dot{Q}_L}_{\text{Umgebung}})$$

Für die Bestimmung der Formteilwärme ($\dot{Q}_F$) ist die Enthalpiedifferenz (Δh) zwischen Schmelzetemperatur ϑ_M und Entformungstemperatur ϑ_E notwendig. Sie kann aus Enthalpiediagrammen (Bild 24 + 25) für die entsprechenden Werkstoffe entnommen werden.

$$\dot{Q}_F = \frac{m \cdot \Delta h}{t}$$

m = Masse des Spritzgussteils
t = Zykluszeit
Δh = Differenz der spezifischen Enthalpie

8 Wärmeaustausch mit der Umgebung [7]

Die Messung des Wärmeaustausches mit der Umgebung ist sehr schwierig. In einer Untersuchung [7] wurde der Anteil $\dot{Q}_U$ indirekt im „Trockenlauf" der Maschine bestimmt, ohne dass die Formmasse ins Werkzeug gespritzt wurde. In diesem Fall ist die vom Werkzeug an die Umgebung abgegebene Wärme gleich der vom Temperiermittel übernommenen Wärme:

$$\Sigma_i \dot{Q}_i = 0$$
$$\dot{Q}_U = -\dot{Q}_{TM}$$

Aus den Messungen ergab sich ein linearer Zusammenhang zwischen dem Wärmeaustausch mit der Umgebung und der Temperiermitteltemperatur. Eine direkte Proportionalität erhält man, wenn die Wärmemenge $\dot{Q}_U$ in Abhängigkeit von der Temperaturdifferenz $\vartheta_{WA} - \vartheta_U$ aufgetragen wird.

$$\dot{Q}_U \sim (\vartheta_{WA} - \vartheta_U)$$

ϑ_{WA} = Temperatur an der Werkzeugaußenfläche
ϑ_U = Umgebungstemperatur

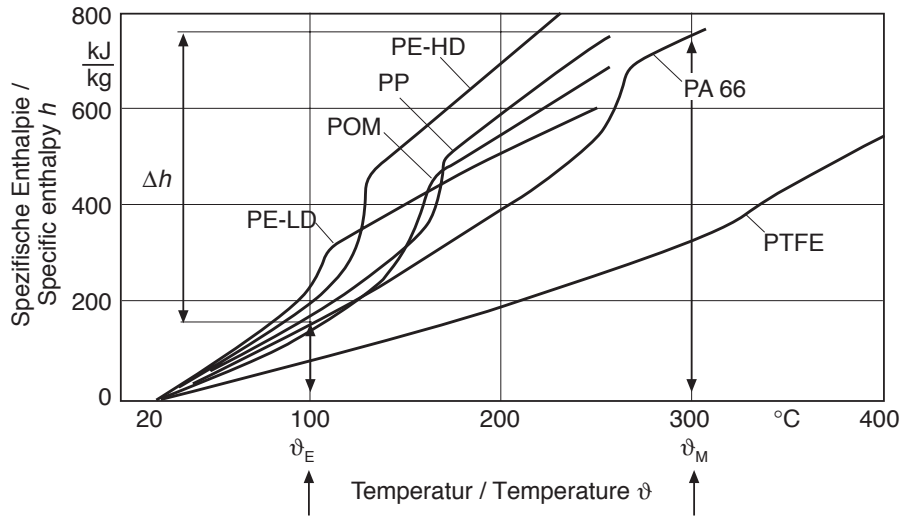


Bild 24: Spezifische Enthalpie für einige teilkristalline Thermoplaste

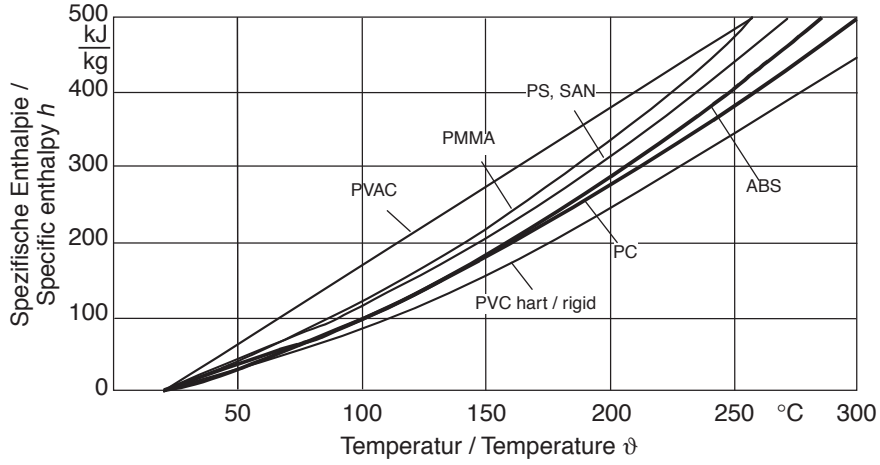


Bild 25: Spezifische Enthalpie für einige amorphe Thermoplaste [7]

In Bild 26 ist die ausgetauschte Wärme mit der Umgebung für drei untersuchte Werkstoffe dargestellt. Die Anteile von Leitung, Konvektion und Strahlung sind im Bild gekennzeichnet.

8.1 Konvektion $\dot{Q}_K$

Der Konvektionsanteil lässt sich nach dem Newtonschen Wärmeübergangsgesetz bestimmen:

$$\dot{Q}_K = A_S \cdot \alpha_L \, (\vartheta_{WA} - \vartheta_U)$$

A_S = Werkzeugseitenfläche
α_L = Wärmeübergangskoeffizient für natürliche Konvektion in Luft
$\alpha_L \approx 8\ W/m^2 \cdot grd$

Die oft unbekannte Werkzeugaußentemperatur kann mit Hilfe der nachfolgenden Abbildung (Bild 27) bestimmt werden. Gezeigt ist die gemessene Korrelation zwischen Werkzeugaußentemperatur und der Temperiermitteltemperatur.

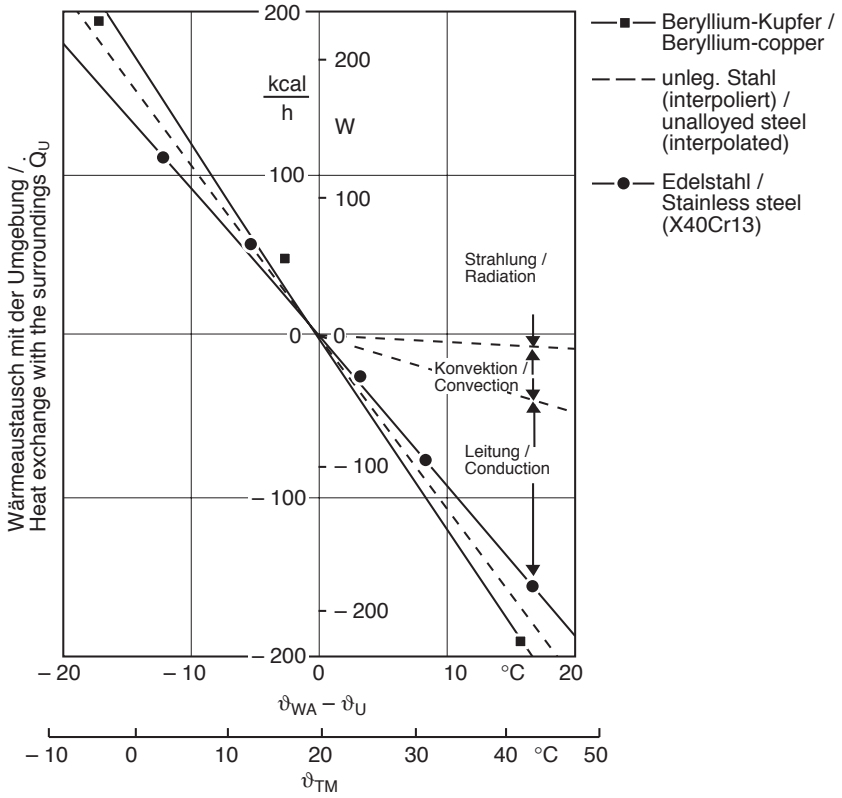


Bild 26: Wärmeaustausch zwischen Werkzeug und Umgebung bei unterschiedlichen Temperiermitteltemperaturen [7]

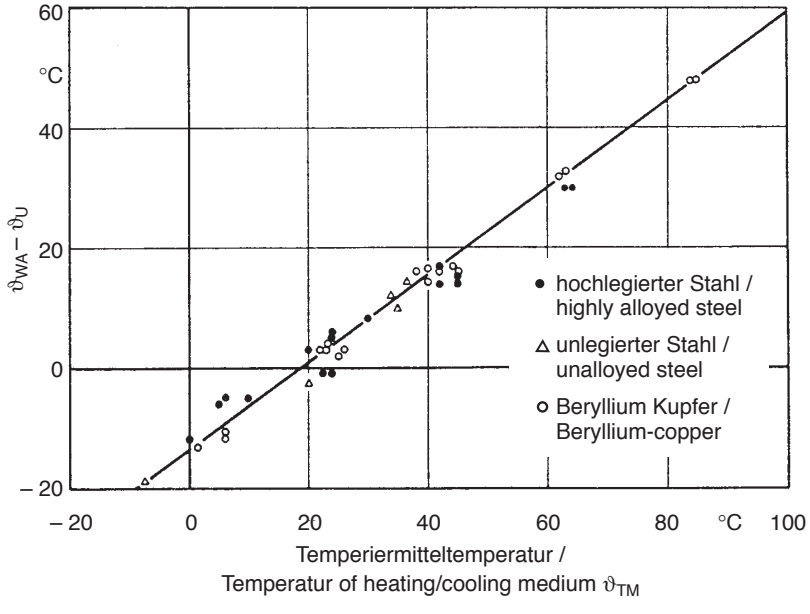


Bild 27: Korrelation zwischen der Temperaturdifferenz: Werkzeugaußentemperatur ϑ_{WA} zur Umgebungstemperatur ϑ_U und der Temperiermitteltemperatur [7]

Will man auch den Wärmeaustausch an die Umgebung über die Trennfläche (bei offenem Werkzeug) berücksichtigen, so ist die angegebene Beziehung für die Konvektion $\dot{Q}_K$ durch den Faktor

$$A_{TR} \cdot \alpha_L \, (\vartheta_{WA} - \vartheta_U) \cdot \frac{t_{off}}{t_{Zyklus}}$$

A_{TR} = Trennfläche
t_{off} = Zeit, in der das Werkzeug offen ist

zu ergänzen.

Konvektion:

$$\dot{Q}_K = \alpha_L \, (\vartheta_{WA} - \vartheta_U) \cdot \left(A_S + \frac{A_{TR} \cdot t_{off}}{t_{Zyklus}} \right)$$

$\dot{q}_K = \alpha_L \, (\vartheta_{WA} - \vartheta_U)$ Wärmestromdichte

8.2 Strahlung $\dot{Q}_{STR}$

Das Stefan-Boltzmann-Gesetz:

$$\dot{Q}_{Str} = A_S \cdot \varepsilon \cdot C_S \left[\left(\frac{T_{WA}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_U}{100} \right)^4 \right]$$

$$\dot{q}_{Str} = \varepsilon \cdot C_S \left[\left(\frac{T_{WA}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_U}{100} \right)^4 \right]$$

$\dot{q}_{Str}$ = Wärmestromdichte
A_S = abstrahlende Werkzeugseitenfläche
ε = Emissionsfaktor ≈ 0,25 für blank geschliffene Stahloberfläche;
Emissionsfaktor ≈ 0,8 für Werkzeuge in der Produktion
C_S = Strahlungskoeffizient des schwarzen Körpers
T_{WA} = absolute Werkzeugaußentemperatur in K
T_U = absolute Umgebungstemperatur in K

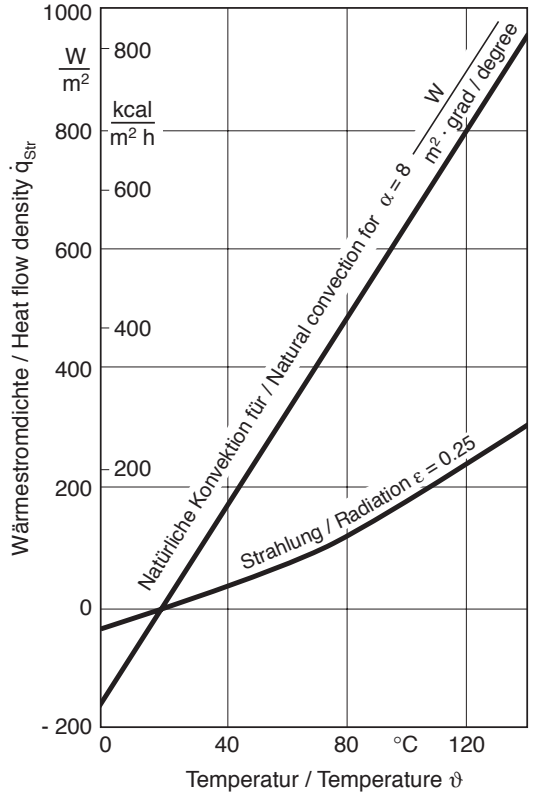


Bild 28: Wärmestromdichte bei natürlicher Konvektion und Strahlung (Umgebungstemperatur ϑ_U = 20 °C) [7]

Bei Werkzeugaußentemperaturen bis 90 °C liegt der Strahlungsanteil unter 25 % des Konvektionsanteils. In Bild 28 sind die Gleichungen der beiden Anteile grafisch dargestellt und können direkt für die Werkzeugauslegung benutzt werden.

8.3 Leitung $\dot{Q}_L$

Die Wärmeleitung in die Aufspannplatten lässt sich durch nachfolgende Beziehung angeben:

$$\dot{Q}_L = A_A \cdot \beta \, (\vartheta_{WA} - \vartheta_U)$$

A_A = Summe beider Werkzeugaufspannplatten
β = Wärmeübergangskoeffizient

Aus den Messungen bei [7] erhält man die nachfolgenden Werte für den Wärmeübergangskoeffizienten β.

β	unlegierter Stahl	hochlegierter Stahl	Kupferlegierungen
$\frac{W}{m^2 \cdot grd}$	98	84	116

Tabelle 2: Wärmeübergangskoeffizient für verschiedene Werkstoffe

Der Anteil der Wärmestromverluste durch Leitung kann durch eine Isolierung zwischen Werkzeug und Aufspannplatten verringert werden, wobei β durch β_{isol} ersetzt wird.

$$\beta_{isol} = \frac{\beta}{1 + \frac{s_{isol} \cdot \lambda_W}{l_F \cdot \lambda_{isol}}}$$

S_{isol} = Dicke der Isolierung
l_F = anteilige Formhöhe (≈ Aufspannhöhe)
λ_W = Wärmeleitfähigkeit des Werkzeugs
λ_{isol} = Wärmeleitfähigkeit der Isolierplatte

$$\lambda_{isol} \approx 0.7 \, \frac{W}{m \cdot K}$$

Mit den drei Wärmeanteilen der Umgebung ist der Wärmeaustausch mit der Umgebung vollständig erfasst. Weicht das Temperaturniveau des Werkzeugs stärker von der Umgebung ab, so können die drei Anteile erhebliche Ausmaße annehmen. Sie müssen daher besonders bei Temperiermitteltemperaturen über etwa 50 °C und unter 0 °C berücksichtigt werden [7].

9 Temperaturgefälle von der Formnestwand zum Temperiermedium

Bild 29 stellt die Temperaturverhältnisse im Werkzeugquerschnitt von der Formnestwand zum Kühlkanal qualitativ dar. Es handelt sich hier um zeitliche Mittelwerte im eingefahrenen, d. h. quasistationären Zustand.

Um eine möglichst schnelle Reaktion des Temperiergerätes auf Störungen zu erreichen, sollte die Temperaturdifferenz zwischen Formnestwand und der Mitte des Temperiermediums unter < 30 °C liegen. Die Temperaturdifferenz besteht aus zwei Anteilen:

– Temperaturdifferenz aufgrund des Wärmeleitwiderstandes $\Delta\vartheta_1$,
– Temperaturdifferenz aufgrund des Wärmeübergangswiderstandes $\Delta\vartheta_2$.

Die **Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_1$** zwischen Formnestoberfläche und Kühlkanaloberfläche (Wärmeleitwiderstand) wird von der Wärmeleitfähigkeit des Werkzeuges und vom Kühlkanalabstand beeinflusst. Bild 30 zeigt, dass bei Beryllium-Kupfer die „Wärmeleitdifferenz“ viel geringer ist als bei einem hochlegierten Stahl.

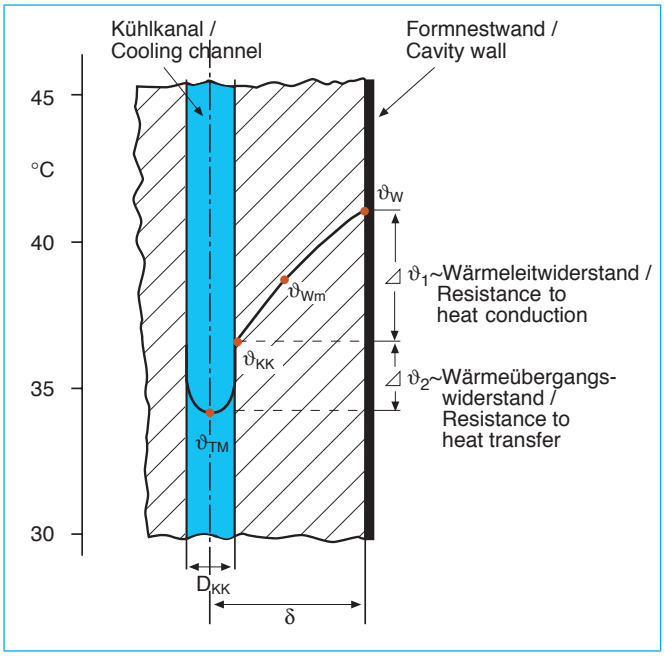


Bild 29: Temperaturverlauf von der Formnestoberfläche zum Temperierkanal [7]

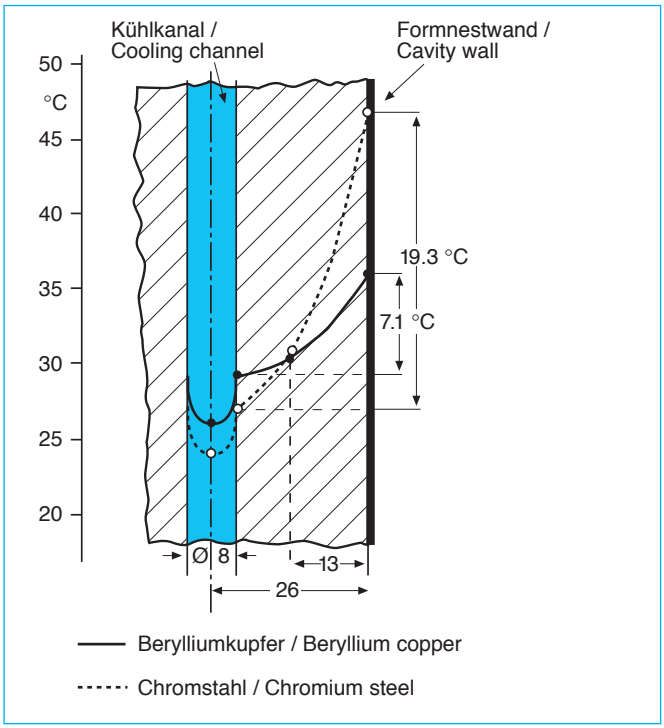


Bild 30: Vergleich der Temperaturprofile bei verschiedenen Werkzeugwerkstoffen [7]

Durch die **Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_2$** wird der Wärmeübergang vom Werkzeugwerkstoff auf das Temperiermittel ausgedrückt. $\Delta\vartheta_2$ ist die Temperaturdifferenz zwischen Kühlkanalwand und Kühlkanalmitte. Die Größe dieser Differenz hängt von den Wärmeübertragungsbedingungen zum Temperiermedium ab.

Die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_1$ (Wärmeleitung) ist stets positiv. Dagegen kann $\Delta\vartheta_2$ (Wärmeübergang) auch negative Werte annehmen, und zwar dann, wenn die Wärmeverluste an die Umgebung höher sind als die Wärmezufuhr von der Formmasse. Dies tritt in der Praxis bei hohem Werkzeugtemperaturniveau auf (Bild 31).

Der Wärmeübergangskoeffizient α_{TM} (erforderlich zur Berechnung von $\Delta\vartheta_2$) kann mit der angegebenen Gleichung nach Hausen (Kap. 12.1) berechnet werden. Wird Wasser benutzt, so kann der Wärmeübergangskoeffizient auch direkt aus dem nachfolgenden Bild abgelesen werden.

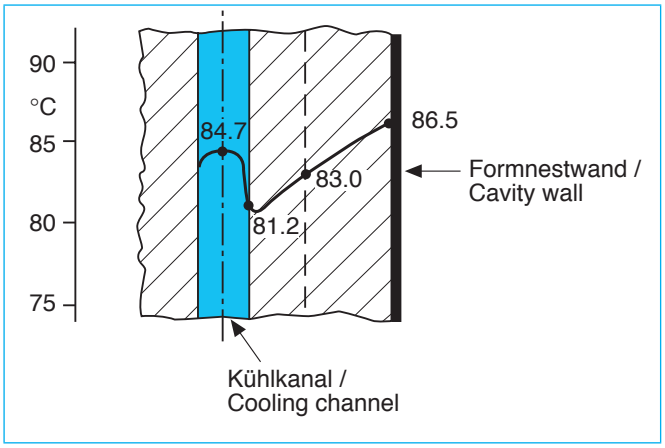


Bild 31: Temperaturprofil im Werkzeug bei hohem Temperaturniveau [7]

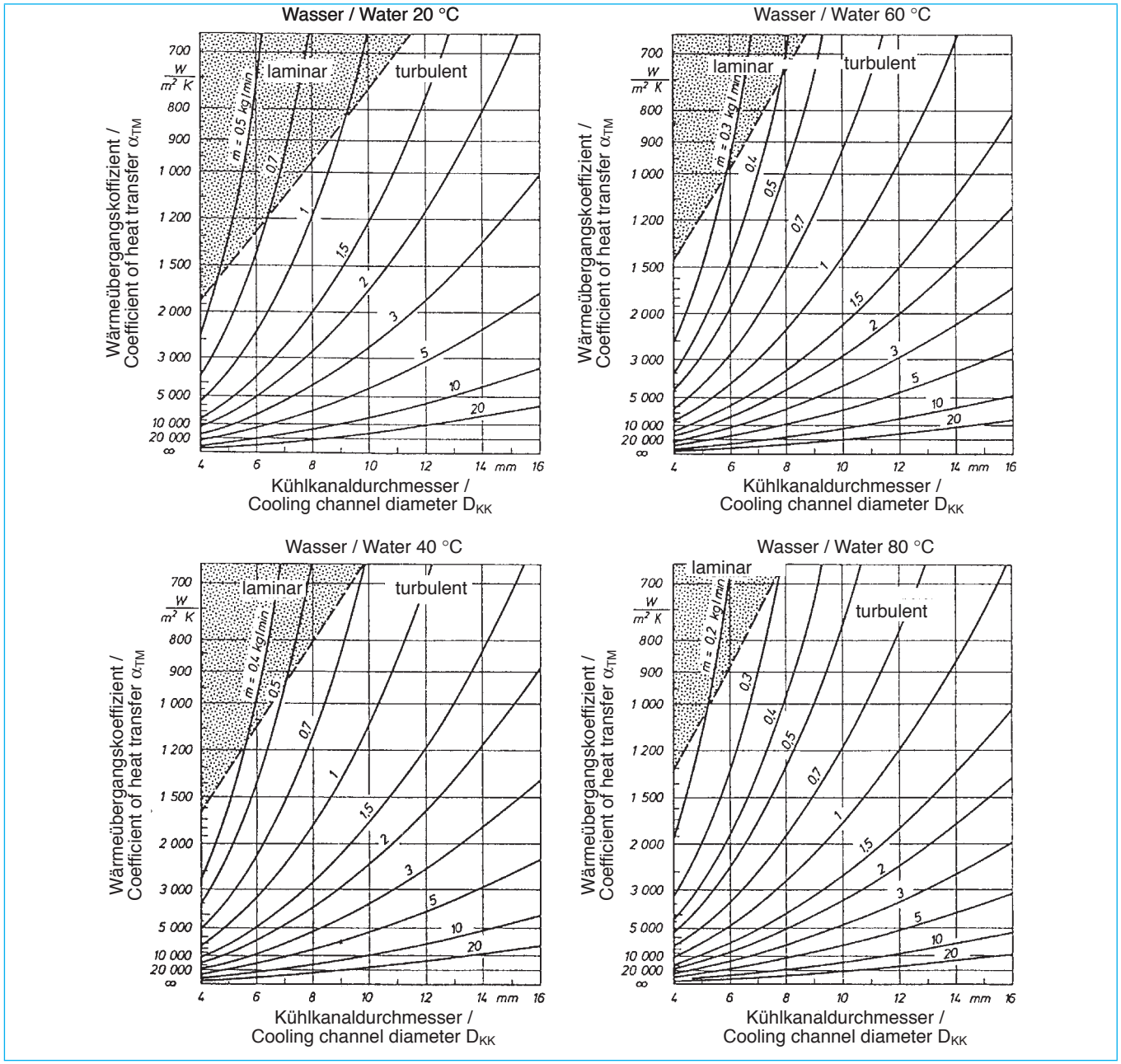


Bild 32: Wärmeübergangskoeffizient für Wasser bei verschiedenen Temperaturen [12]

10 Lage der Temperierkanäle zur Formnestwand: Temperierfehler

Für eine gleichmäßige Temperierung der Formnestoberfläche ist die Lage der Temperierkanäle von entscheidender Bedeutung. Oft werden bei der Konstruktion die Temperierkanäle als Letztes bedacht. Ergebnis: Die Temperierkanäle werden dort vorgesehen, wo noch Platz ist.

Besonders bei Präzisionsteilen ist es notwendig, dass die Lage der Temperierkanäle bereits in der Grundkonzeption eines neu zu erstellenden Werkzeuges mit in die Überlegungen einbezogen wird. Natürlich sind Schieber, Backen oder andere lose Werkzeugteile auch zu berücksichtigen, doch muss eine Kompromisslösung angestrebt werden, die eine optimale Temperierung gewährleistet.

Physikalisch ideal wäre eine Kühlung, wenn je ein Temperierkanal mit der Breite b_T einen Formteilbereich mit der Breite b_A temperieren würde. Dieser Zustand ist in Bild 33 dargestellt.

Bei der physikalisch idealen Form werden voraussichtlich Steifigkeitsprobleme auftreten.

Durch eine Unterbrechung der Kanäle der physikalisch optimalen Form erhält man eine ausreichende Steifigkeit der Kavität gegen den Spritzdruck (Bild 34). Anwendungen dieser Form findet man bei Temperierkanälen mit Wendel-, Spiral- oder Kurvenführung, weniger bei gerade verlaufenden. Diese Form setzt eine zusätzliche Teilung der Werkzeugplatten und oft aufwendige Fräs- und Dreharbeiten voraus.

Technisch einfacher zu realisieren sind Temperierkanäle mit rundem Querschnitt (Bild 35). Durch Bohren lassen sich die runden Kanäle leichter ins Werkzeug integrieren. Es werden zusätzliche Werkzeugplattenteilungen vermieden, wodurch eine hohe Steifigkeit des Werkzeuges erreicht wird.

1. Physik. ideale Form / Ideal shape in physical terms

Breite Artikel b_A = Breite Temperierkanal b_T

Width of article b_A = Width of heating/ Cooling channel b_T

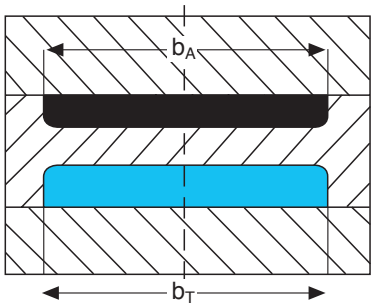


Bild 33: Physikalisch ideale Form der Temperierkanäle [13]

2. Techn. optimale Form / Optimum shape in technical terms

Bedingung:
Temperierung bei ausreichender Steifigkeit der Werkzeugkavität gegen Spritzdruck –> Unterbrechung der physik. Form durch Stege

Condition:
Heating/cooling with a sufficiently rigid mould cavity to withstand the injection pressure –> interruption of physical shape by means of crosspieces.

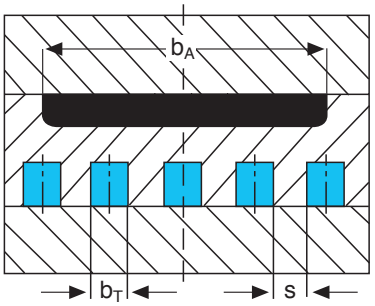


Bild 34: Technisch optimale Form von Temperierkanälen [13]

3. Techn. leicht realisierbare Form / Easily implemented shape in technical terms

Bedingung wie unter **2.** jedoch bei Kreisform kleinere temperierwirksame Oberfläche wenn $d_T = b_T$

Conditions as under **2.** but, with a circular shape, a smaller surface for heating/cooling if $d_T = b_T$

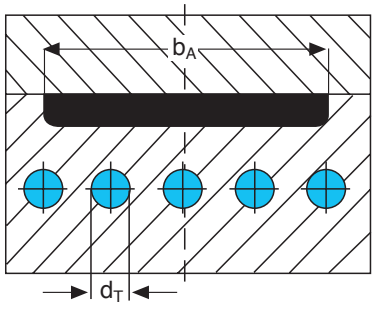


Bild 35: Technisch leicht realisierbare Form [13]

Temperierfehler

Durch die Lage der Temperierkanäle zueinander und zur Werkzeugwand ergibt sich an der Formnestwand ein wellenförmiges Temperaturprofil mit einer mehr oder weniger großen Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_{Wij}$ an der Werkzeugwand (Bild 36).

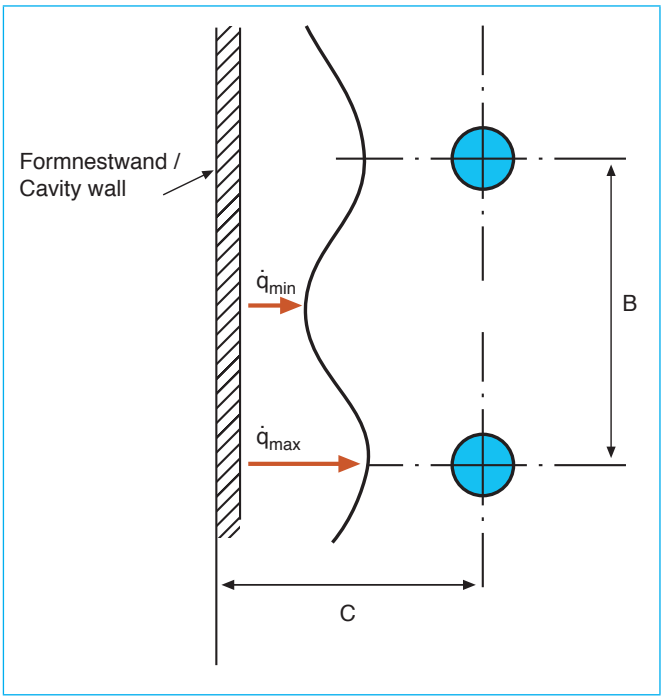


Bild 36: Temperaturprofil an der Werkzeugwand [14]

Die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_{Wij}$ hat nichts mit der physikalisch bedingten Temperaturschwankung an der Formnestoberfläche während des Zyklus zu tun (Kap. 4). Die Homogenität der Temperierung kann über das Wärmestromprofil beschrieben werden (Wärmestrom je Fläche $\dot{q}$, Bild 36). Die Formteilbereiche, die zwischen den Temperierkanälen liegen, werden schlechter gekühlt ($\dot{q}_{min}$) als die Bereiche, die dem Temperierkanal gegenüberliegen ($\dot{q}_{max}$). Größere Abstände B steigern die Unterschiede zwischen $\dot{q}_{min}$ und $\dot{q}_{max}$. Kleine Abstände C erhöhen ebenfalls die Differenz. Je nach Kombination der Abstände B und C ergibt sich ein mehr oder minder großer „Temperierfehler", der aus Homogenitätsgründen für

- teilkristalline Thermoplaste 2,5 bis 5 % und für
- amorphe Thermoplaste 5 bis 10 % nicht überschreiten sollte.

Der Temperierfehler **j in %** ergibt zu [14]

$$\mathbf{j = 2.4 \cdot Bi^{0.22} \cdot \left(\frac{B}{C}\right)^{2.8\left|\ln\left(\frac{B}{C}\right)\right|}}$$

$$\text{mit der Biot-Zahl } \mathbf{Bi = \frac{\alpha_{TM} \cdot D_{KK}}{\lambda_W}}$$

Der sich bei einer mittleren Formnestwandtemperatur ergebende Temperierfehler $\Delta\vartheta_{Wij}$ **in °C** ist:

$$\mathbf{\Delta\vartheta_{Wij} = \bar{\vartheta}_W \cdot \frac{j}{100\ \%}}$$

Theoretisch ist eine Vielzahl von Anordnungen der Temperierkanäle möglich. Die verschiedenen Temperierkanalanordnungen zeigen jedoch unterschiedliche Wärmecharakteristiken. In der nachfolgenden Abbildung (Bild 37) sind eine günstige und eine ungünstige Temperierkanalanordnung dargestellt.

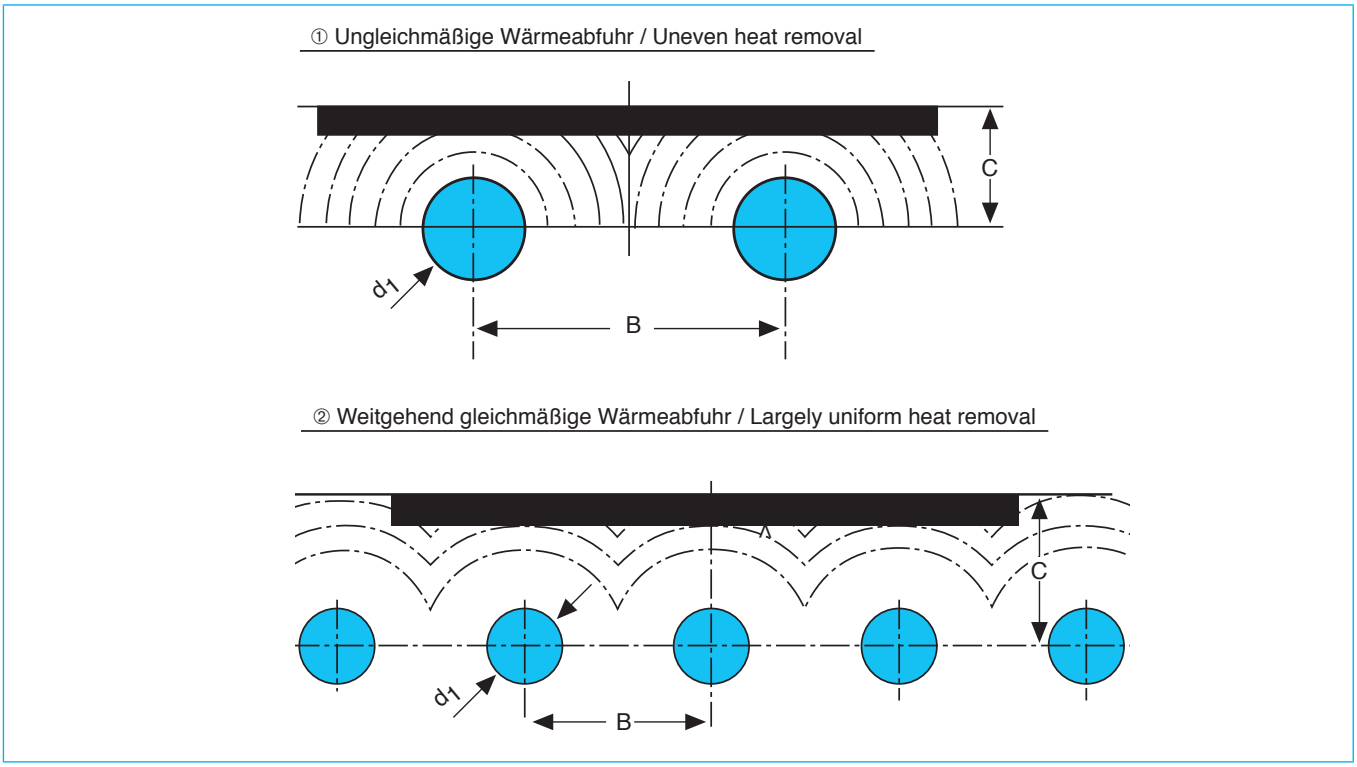


Bild 37: Ungünstige und günstige Ausführung von Temperierkanälen

Aus den eingezeichneten Wärmestromprofilen erkennt man bereits die oben dargestellte ungleichmäßige Temperierung.

Im Nachfolgenden wird für beide Ausführungen der Temperierfehler in % berechnet:

Beispiel:

Temperiermitteldurchsatz

$$\dot{m}_{TM} = 5 \ \frac{kg}{min}$$

Temperiermittel

Wasser mit 40 °C

Wärmeübergangskoeffizient

α_{TM} **: (Bild 32)**

$$d_{T1} = 14 \text{ mm} \rightarrow \alpha_{TM1} = 3000 \ \frac{W}{m^2 \cdot K}$$

$$d_{T2} = 9 \text{ mm} \rightarrow \alpha_{TM2} = 7000 \ \frac{W}{m^2 \cdot K}$$

Wärmeleitfähigkeit des Werkzeugstahls

$$\lambda_W = 30 \ \frac{W}{m^2 \cdot K}$$

Formteildicke

$$s = 3 \text{ mm}$$

1. Ungleichmäßige Wärmeabfuhr

d_{T1} = 14 mm
C_1 = 15 mm
B_1 = 35 mm

Biot-Zahl
Bi = 1.4

$$Bi = \frac{3000 \ \frac{W}{m^2 \cdot K} \cdot 0.014 \text{ m}}{30 \ \frac{W}{m \cdot K}}$$

Temperierfehler j in %

$$j = 2.4 \cdot 1.4^{0.22} \left(\frac{35}{15}\right)^{2.8\left|\ln\left(\frac{35}{15}\right)\right|}$$

$$\underline{\underline{j = 19.3 \ \%}}$$

2. Gleichmäßige Wärmeabfuhr

d_{T2} = 9 mm
C_2 = 24 mm
B_2 = 20 mm

Biot-Zahl
Bi = 2.1

$$Bi = \frac{7000 \ \frac{W}{m^2 \cdot K} \cdot 0.009 \text{ m}}{30 \ \frac{W}{m \cdot K}}$$

Temperierfehler j in %

$$j = 2.4 \cdot 2.1^{0.22} \left(\frac{20}{24}\right)^{2.8\left|\ln\left(\frac{20}{24}\right)\right|}$$

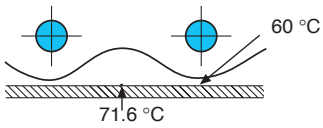
$$\underline{\underline{j = 2.57 \ \%}}$$

Bei einer angestrebten mittleren Werkzeugoberflächentemperatur von $\overline{\vartheta}_W$ = 60 °C ergibt sich eine mittlere Temperaturdifferenz in °C von

ungleichmäßig

$$\Delta\vartheta_{Wij} = 60\ °C \cdot \frac{19.3}{100}$$

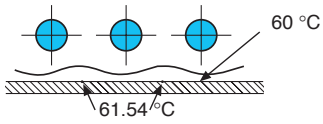
$$\Delta\vartheta_{Wij} = 11.6\ °C$$



gleichmäßig

$$\Delta\vartheta_{Wij} = 60\ °C \cdot \frac{2.57}{100}$$

$$\Delta\vartheta_{Wij} = 1.54\ °C$$



Aus der aufgeführten Rechnung ist ersichtlich, dass bei der ungünstigen Wärmeabfuhr Temperaturdifferenzen an der Formnestoberfläche von 11 °C zu erwarten sind.

Für die gleichmäßige Wärmeabfuhr ergibt sich ein Temperierfehler in %, der für teilkristalline und amorphe Thermoplaste in den angegebenen Bereichen liegt. Auch die berechnete Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_{Wj}$ ist sehr gering.

Das aufgeführte Beispiel zeigt, wie für flächige Formteile das Temperierkanallayout überprüft werden kann. Für eine gleichmäßige Werkzeugtemperierung haben sich die nachstehend in Tabelle 3 angegebenen Maße für die Anordnung der Temperierkanäle als zweckmäßig erwiesen.

Wanddicke des Spritzgießteils (mm)	Abstand Bohrungsmitte zum Spritzgießteil (mm)	Bohrungsmittenabstand (mm)	Bohrungsdurchmesser (mm)
0,0 bis 1,0	11,3 bis 15,0	10,0 bis 13,0	4,5 bis 6,0
1,0 bis 2,0	15,0 bis 21,0	13,0 bis 19,0	6,0 bis 8,5
2,0 bis 4,0	21,0 bis 27,0	19,0 bis 23,0	8,5 bis 11,0
4,0 bis 6,0	27,0 bis 35,0	23,0 bis 30,5	11,0 bis 14,0
6,0 bis 8,0	35,0 bis 50,0	30,5 bis 40,0	14,0 bis 18,0

Tabelle 3: Maße zur Kühlkanalgeometrie [15]

Im Gegensatz zur Kühlung von flächigen Formteilen, bei denen durch die gezeigte Kombination aus Lage und Durchmesser der Kanäle eine gleichmäßige Temperierung erfolgen kann, besteht bei der Temperierung von Kernen mit geringem Durchmesser das Problem, die Wärme überhaupt auf eine geeignete Weise abzuführen.

Die Formmasse schwindet nach dem Einspritzen in fast allen Fällen auf den Kern und erzielt somit eine direkte Wärmeübertragung auf diesen. Zwischen Formmasse und Matrize entsteht ein Spalt, in dem die Wärme schlechter abgeleitet wird. Die größte Wärmemenge wird auf den Kern übertragen. Besonders bei langen, schlankeren Kernen kann es zu einer thermischen Aufladung kommen. Dies führt dann zur Erhöhung der Zykluszeit bis zur Produktionsstockung. Im nachfolgenden Bild 38 sind Konstruktionsvorschläge zur Temperierung von langen Kernen mit geringen Durchmessern bzw. Breiten dargestellt.

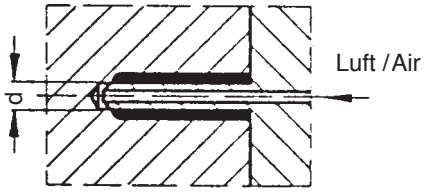
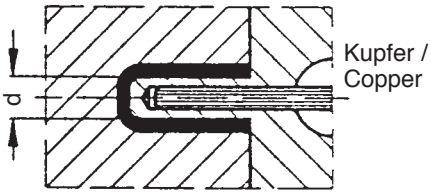
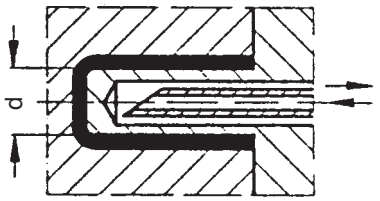
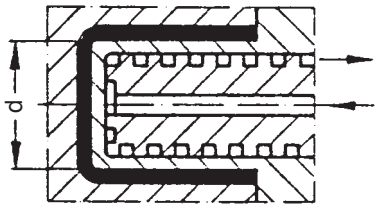
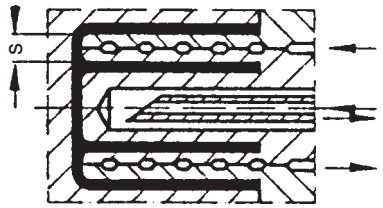
Kerndurchmesser Kernbreite d (mm)	Beschreibung	Konstruktion
≥ 3	Wärmeabfuhr durch Luft bei geöffnetem Werkzeug	
≥ 5	Kupfer oder Wärmeleitrohr als Wärmeleiter zum Temperiermedium	
≥ 8	Fingertemperierung	
≥ 40	Wendeltemperierung	
Rohrkern s ≥ 4	Temperierung bei Rohrkern durch zweigängige Wendel	

Bild 38: Kerntemperiersysteme [13]

Oftmals ist der Konstrukteur wegen des Werkzeugaufbaus (Schieber, Auswerfer, Angusssystem usw.) nicht in der Lage, eine optimale Position der Kühlkanäle durch konventionelles Bohren der Kanäle vorzusehen.

Besonders bei kleineren und mittelgroßen Formen bieten hier spezielle Fügeverfahren die Möglichkeit, die Kühlkanäle trotzdem optimal zu platzieren. Bei dieser Technik werden die Formeinsätze oder die Kerne konstruktiv in der Ebene der Kühlkanäle getrennt. Die Kanäle werden dann eingearbeitet, wobei andere Werkzeugteile „einfach“ umfahren werden. Die getrennten Einsätze werden anschließend durch spezielle Verbindungstechniken unter Vakuum zusammengefügt. Danach werden die Einsätze oder Kerne auf Maß geschliffen. Bild 39 zeigt dieses Prinzip an einem flächigen Formteil, in Bild 40 ist eine Anwendung bei der Kerntemperierung dargestellt.

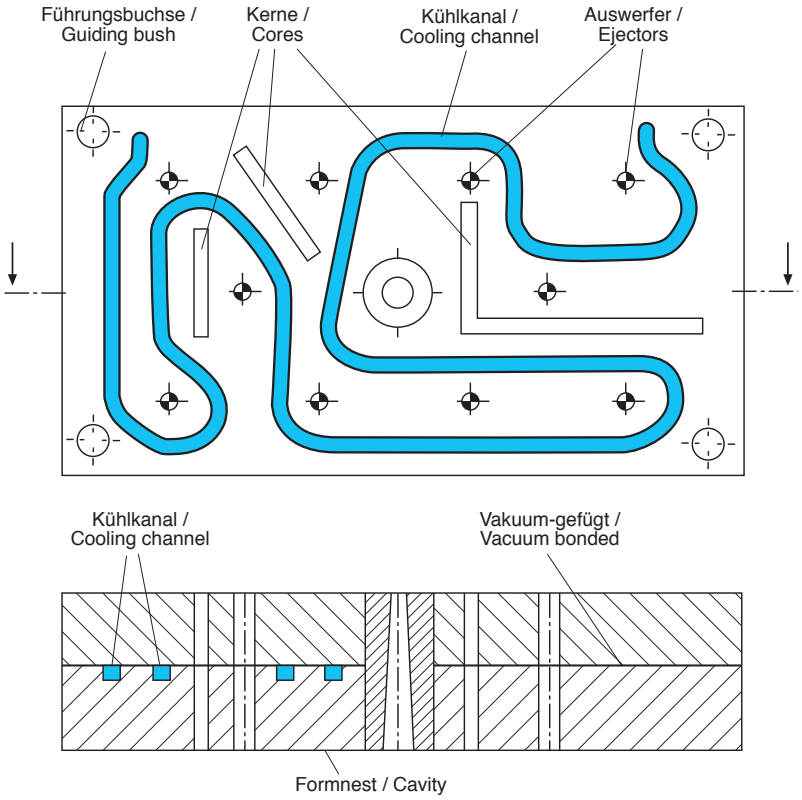


Bild 39: Optimierte Lage der Temperierkanäle durch gefügte Werkzeugplatten

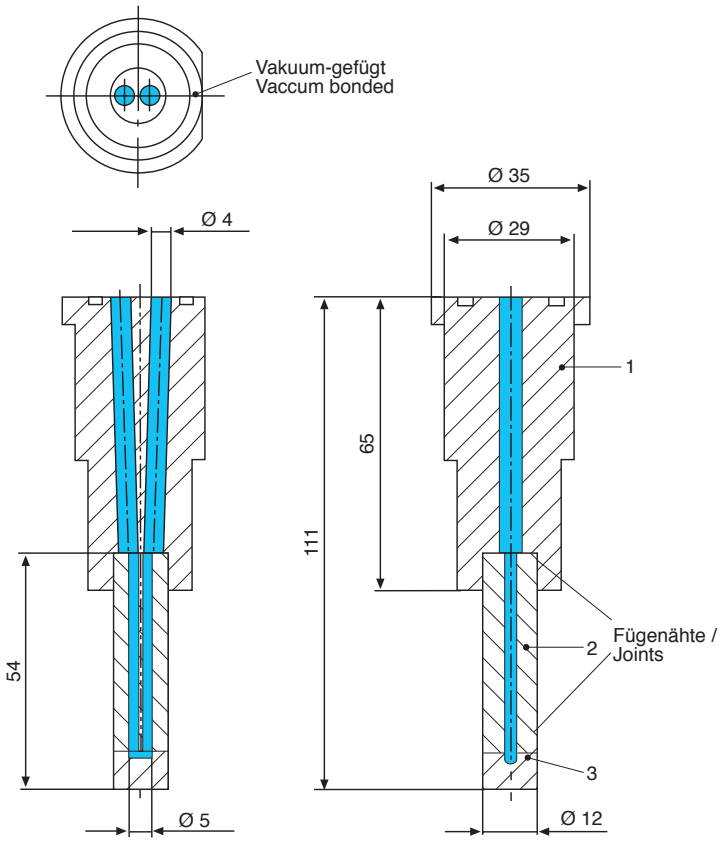


**Bild 40: Optimierte Kerntemperierung durch Fügetechnik;
Quelle: Fa. Innova Engineering/System CONTURA®**

11 Druckverluste im Temperiersystem

Nach der Festlegung des Temperierkanallayouts können die Druckverluste und die erforderliche Pumpenleistung berechnet werden. Hierbei muss man auch Druckverluste für Strömungsumlenkungen und Anschlüsse bedenken. Aus der Summe aller Druckverluste lässt sich dann die erforderliche Pumpenleistung ermitteln.

Durch Parallelschaltung von Temperierkanälen lassen sich die Druckverluste reduzieren. Es sollte aber darauf geachtet werden, dass in den parallel geschalteten Teilstücken die gleichen Druckverluste vorliegen (gleiche Längen und Durchmesser).

Häufig wird der für einen genügenden Mengendurchsatz des Temperiermittels (10 bis 15 l/min) erforderliche Druck von der Pumpe des Temperiergerätes nicht aufgebracht (Bild 42). Oder die maximale Druckhöhe wird durch ein Druckbegrenzungsventil sehr niedrig vorgegeben. Die Folge ist eine „Schleichströmung" (keine Turbulenz) und damit ungenügender Wärmeaustausch im Werkzeug. Ein Hinweis auf zu geringe Durchflussmenge kann die Temperaturdifferenz zwischen Vor- und Rücklauf des Temperiergerätes sein. Sie sollte < 4 °C sein (bei Präzisionsteilen < 2 °C).

$$\Delta p_{KK} = \zeta \cdot \frac{l_{TK}}{D_{KK}} \cdot \frac{\rho_{TM}}{2} \cdot v_{TM}^2 \qquad \text{(kreisrunde Temperierkanäle)}$$

$$\zeta = \frac{0.316}{Re^{0.25}} \qquad (2320 < Re < 100\,000)$$

$$\Delta p_{KN} = n_{KN} \cdot \zeta_{KN} \cdot \frac{\rho_{TM}}{2} \cdot v_{TM}^2 \qquad \text{(scharfkantige 90°-Winkel/-Knicke)}$$

$$\Delta p_{Bo} = n_{Bo} \cdot \zeta_{Bo} \cdot \frac{\rho_{TM}}{2} \cdot v_{TM}^2 \qquad \text{(90°-Krümmer/-Bögen)}$$

$$\Delta p_{Anschlüsse} \qquad \text{(Druckverlust in Anschlüssen)}$$

$$\Delta p_{ges} = \Delta p_{KK} + \Delta p_{KN} + \Delta p_{Bo} + \Delta p_{Anschlüsse}$$

$$N_p = \frac{\dot{m}_{TM}}{\rho_{TM}} \cdot \Delta p_{ges} \quad \text{Pumpenleistung}$$

Bild 41: Druckverluste und erforderliche Pumpenleistung

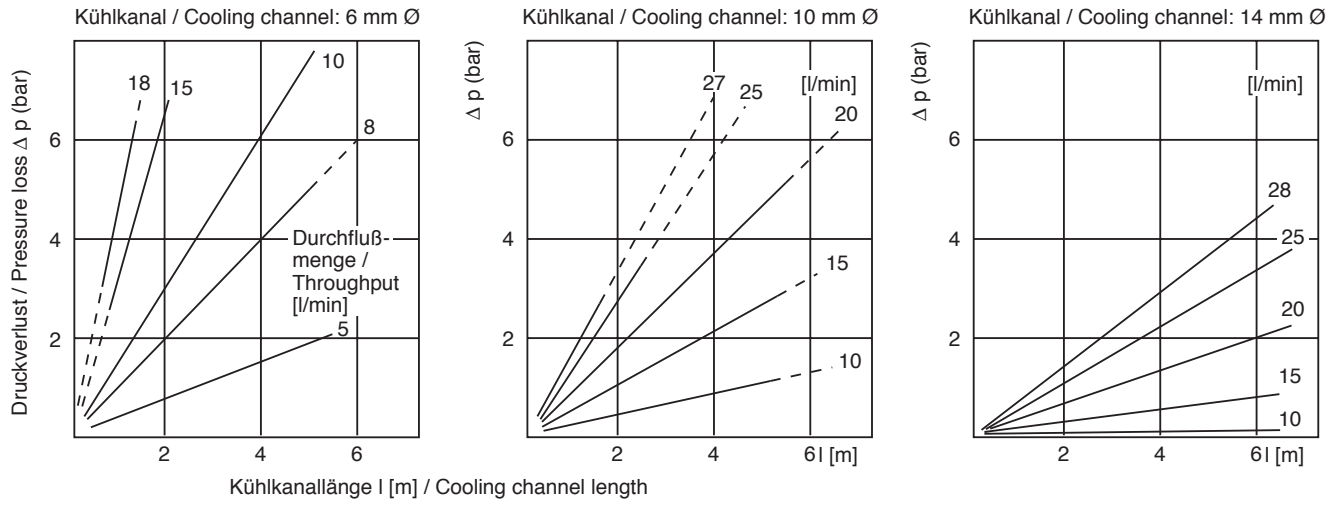


Bild 42: Gemessener Druckverlust in Temperierbohrungen unterschiedlicher Durchmesser [6]

12 Berechnungsmethoden für die thermische Werkzeugauslegung

In den vorangegangenen Kapiteln wurden wichtige theoretische Zusammenhänge und Auslegungsschritte für eine thermische Werkzeuggestaltung erläutert.

Zusammenfassend sind hier die Bestimmungsgrößen aufgeführt, die ein Konstrukteur bei einer thermischen Werkzeugauslegung berechnen sollte:

– Kühl- und Zykluszeit
– Wärmeströme
– Temperaturverlauf im Formteil und in der Form
– Lage und Größe der Temperierkanäle
– Temperaturmitteldurchsatz und Temperaturmitteltemperatur
– Temperaturhomogenität bzw. Temperaturfehler an der Formnestwand
– Pump-, Kühl- bzw. Heizleistung des Temperiergerätes (Druckverluste in den Temperierkanälen)
– Simulation und Variation der Parameter (Temperaturen, Werkstoffe, Verarbeitungsgrößen)

Hierfür stehen verschiedene Berechnungsmethoden zur Verfügung:

12.1 Bilanzraumverfahren

Das Bilanzraumverfahren beinhaltet als wesentliche Auslegungsschritte die in den vorangegangenen Kapiteln dargestellten Zusammenhänge.

Die hierbei benutzten Hilfsmittel (analytische Gleichungen, Nomogramme, Diagramme) beruhen auf Vereinfachungen der komplexen Temperaturvorgänge. Die idealisierten Voraussetzungen sind unter anderem:

– eindimensionale Wärmeströme
– keine Beachtung von Anfahrvorgängen
– zeitlich konstante Mittelwerte (quasistationärer Zustand, d. h., die regelmäßigen Temperaturschwankungen bleiben unberücksichtigt)

Wie der Name dieser Methode bereits sagt, wird eine Bilanz der Wärmeströme an einem Bilanzraum (dem Werkzeug) durchgeführt. Dieser Bilanzraum umfasst meist beide Werkzeughälften und das Formteil, kann aber auch nur eine Formteil- und Werkzeughälfte umfassen. Bild 43 zeigt ein Fließdiagramm der Teilschritte des Bilanzraumverfahrens.

Im ersten Schritt wird der betrachtete Bilanzraum festgestellt. Anhand der Formteilgeometrie wird die minimale Kühlzeit berechnet. Innerhalb der Zykluszeit (Kühlzeit + Nebenzeiten) muss die in das Werkzeug eingebrachte Wärme abgeführt werden. Durch die Wärmestrombilanz wird dann der durch das Temperiermittel abzuführende Wärmestrom ermittelt.

Hieran schließen sich die Berechnung des Temperiermitteldurchsatzes und die Festlegung der Temperierkanaldurchmesser an. Anhand der vorläufig festgelegten relativen Lage der Kanäle zueinander und zur Formnestwand ergibt sich der Temperierfehler. Er macht eventuell ein neues Kanallayout notwendig. Als letzter Schritt wird der Druckverlust in den Temperierkanälen berechnet.

Im Folgenden sind die benötigten Gleichungen für die einzelnen Schritte des Bilanzraumverfahrens angegeben.

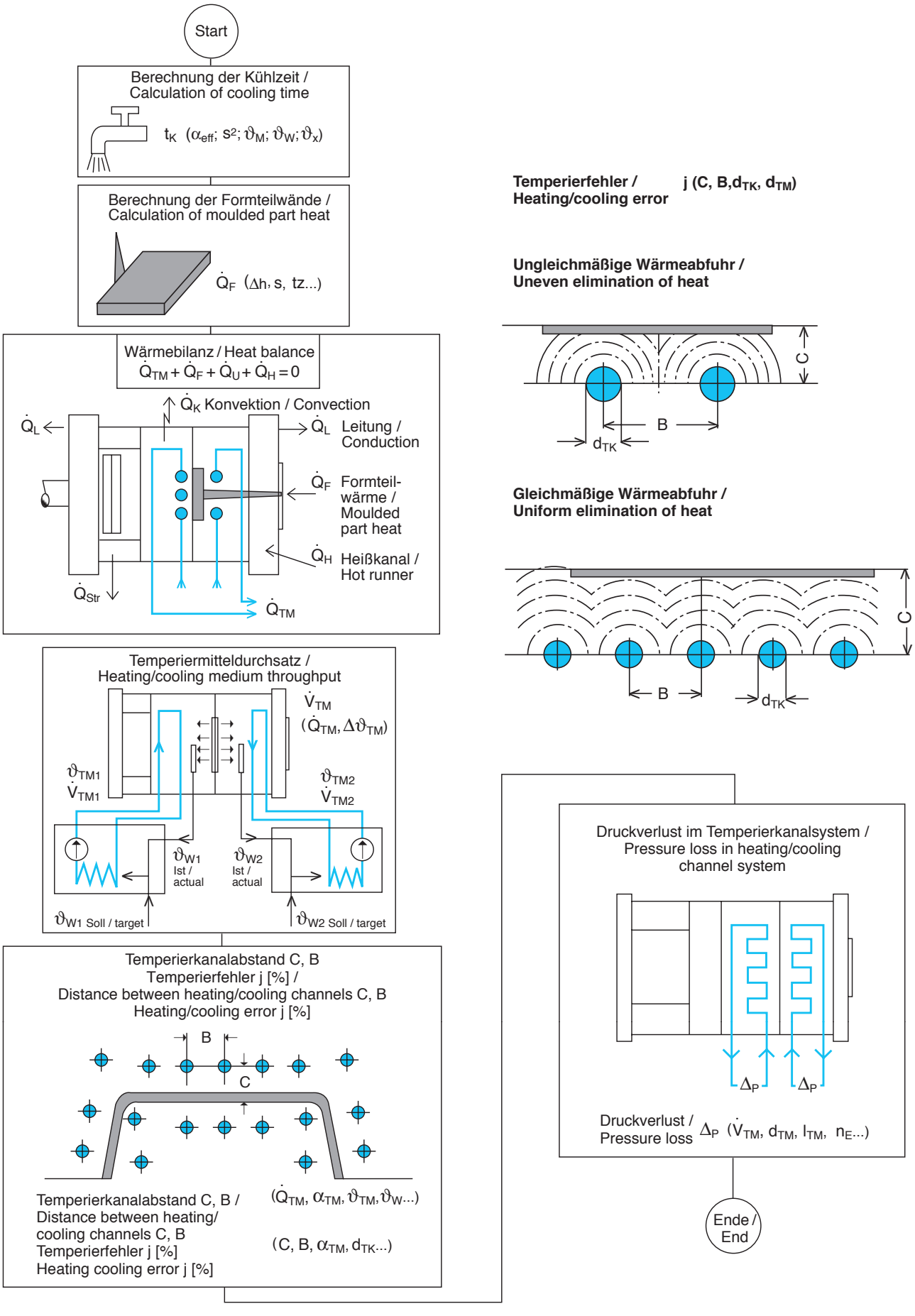
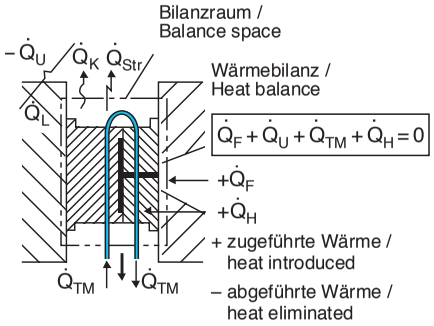
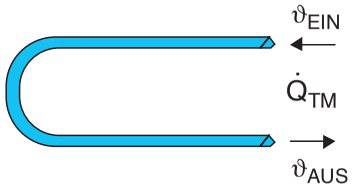
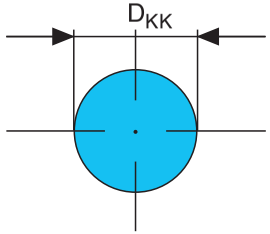
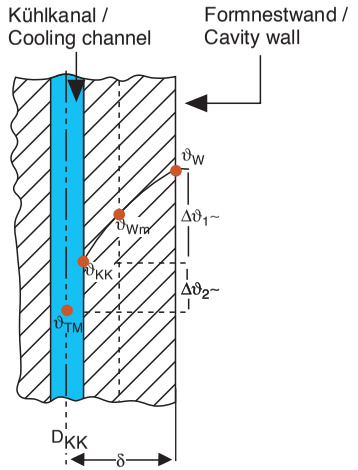


Bild 43: Teilschritte der thermischen Auslegung – Bilanzraumverfahren

Gleichungen der Auslegungsschritte

1. Kühlzeitberechnung	(Siehe Seite 16, Kühlzeitgleichungen)
2. Wärmeströme  	$\dot{Q}_F + \dot{Q}_{TM} + \dot{Q}_L + \dot{Q}_K + \dot{Q}_{Str} + \dot{Q}_H = 0$ mit $\dot{Q}_L + \dot{Q}_K + \dot{Q}_{Str} = \dot{Q}_U$ (Wärmestrom an die Umgebung) Kunststoff: $\dot{Q}_F = \frac{m \cdot (h_1 - h_2)}{t_{Zyklus/Cycle}}$ Strahlung: $\dot{Q}_{Str} = A_S \cdot \dot{q}_{Str} + A_{TR} \cdot \dot{q}_{Str} \cdot \frac{t_{off}}{t_{Zyklus\ /\ Cycle}}$ $\dot{q}_{Str} = \varepsilon \cdot C_S \cdot \left[\left[\frac{T_{WA}}{100}\right]^4 - \left[\frac{T_U}{100}\right]^4\right]$ Konvektion: $\dot{Q}_K = A_S \cdot \dot{q}_K + A_{TR} \cdot \dot{q}_K \cdot \frac{t_{off}}{t_{Zyklus\ /\ Cycle}}$ $\dot{q}_K = \alpha_L \cdot (\vartheta_{WA} - \vartheta_U)$ Leitung: $\dot{Q}_L = A_A \cdot \beta \cdot (\vartheta_{WA} - \vartheta_U)$ Isolierung: $\beta_{isol} = \frac{\beta}{\frac{s_{isol} \cdot \lambda_W}{l_F \cdot \lambda_{isol}}}$
3. Temperiermitteldurchsatz  	Mit den ermittelten Wärmeströmen ist die ab- oder zuzuführende Wärmemenge des Temperiermediums bekannt $\dot{Q}_{TM} = + \dot{Q}_F + \dot{Q}_H - \dot{Q}_U$ $\dot{Q}_{TM} = \dot{m}_{TM} \cdot c_{TM} \cdot (\vartheta_{EIN} - \vartheta_{AUS})$ bzw. $\dot{m}_{TM} = \frac{\dot{Q}_{TM}}{c_{TM} \cdot (\vartheta_{EIN} - \vartheta_{AUS})}$ $(\vartheta_{EIN} - \vartheta_{AUS}) < 2$ °C für Präzisionsspritzteile / for precision injection mouldings
4. Temperierkanaldurchmesser  	Bedingung: turbulente Strömung => Reynolds-Zahl viel größer 2 300 $Re = \frac{v_{TM} \cdot D_{KK}}{\nu_{TM}} \gg 2\,300$ (dimensionslos / dimensionless) mit $v_{TM} = \frac{4 \cdot \dot{m}_{PU}}{\pi \cdot D^2_{KK} \cdot \rho_{TM}}$ bei nicht kreisförmigem Kanalquerschnitt: hydraulischer Durchmesser (A: Querschnitt; U = Umfang) $D_{HY} = \frac{4 \cdot A}{U}$

5. Lage der Temperierkanäle – Temperaturgefälle von der Formnestwand



$\Delta\vartheta_1 = \vartheta_W - \vartheta_{KK}$ ~ dem Wärmeleitwiderstand

$\Delta\vartheta_2 = \vartheta_{KK} - \vartheta_{TM}$ ~ dem Wärmeübergangswiderstand

$$\Delta\vartheta_1 = \vartheta_W - \vartheta_{KK} = \frac{\dot{Q}_F \cdot \delta \cdot n_{FT}}{2 \cdot A_F \cdot \lambda_W}$$

$$\Delta\vartheta_2 = \vartheta_{KK} - \vartheta_{TM} = \frac{\dot{Q}_F + \dot{Q}_U + \dot{Q}_H}{2 \cdot A_{KK} \cdot \alpha_{TM}}$$

Wärmeübergangskoeffizient α_{TM}

$$\alpha_{TM} = \frac{Nu \cdot \lambda_{TM}}{D_{KK}}$$

Nusselt-Zahl:

$$Nu = 0.037 \cdot (Re^{0.75} - 180) \cdot Pr^{0.42} \cdot \left(1 + \left[\frac{D_{KK}}{l_{TK}}\right]^{0.67}\right)$$

Gültig für ($Re < 10^6$) und ($0.6 < Pr < 500$)

Reynolds-Zahl:

$$Re = \frac{v_{TM} \cdot D_{KK}}{\nu_{TM}} = \frac{v_{TM} \cdot D_{KK} \cdot \rho_{TM}}{\eta_{TM}}$$

Prandtl-Zahl:

$$Pr = \frac{\nu_{TM}}{a_{TM}}$$

Temperaturleitfähigkeit:

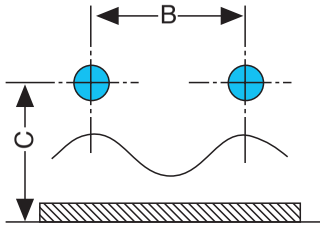
$$a_{TM} = \frac{\lambda_{TM}}{c_{TM} \cdot \rho_{TM}}$$

$\vartheta_{TM} = \vartheta_W - \Delta\vartheta_1 - \Delta\vartheta_2$

$\vartheta_W = \vartheta_{TM} + \Delta\vartheta_1 + \Delta\vartheta_2$

Falls die Temperiermitteltemperatur vorgegeben ist, kann umgekehrt die sich einstellende Werkzeugwandtemperatur (Formnestwandtemperatur) ϑ_W bestimmt werden.

6. Temperierfehler



$$j = 2.4 \cdot Bi^{0.22} \cdot \left(\frac{B}{C}\right)^{2.8 \cdot \left|\ln\left(\frac{B}{C}\right)\right|} \quad \text{in (\%)} \qquad \Delta\vartheta_{Wij} = \bar{\vartheta}_W \cdot \frac{j}{100\ \%} \quad \text{in (°C)}$$

mit der Biot-Zahl

$$Bi = \frac{\alpha_{TM} \cdot D_{KK}}{\lambda_W}$$

2,5 – 5 % bei teilkristallinen Thermoplasten
5 –10 % bei amorphen Thermoplasten

7. Druckverluste im Temperiersystem Pumpenleistung	$\Delta p_{KK} = \zeta \cdot \frac{l_{TK} \cdot \rho_{TM}}{2 \cdot D_{KK}} \cdot v^2_{TM}$ $\zeta = \frac{0.316}{Re^{0.25}}$ (Reibungsbeiwert) $\Delta p_{kN} = n_{KN} \cdot \zeta_{KN} \cdot \frac{\rho_{TM}}{2} \cdot v^2_{TM}$ Druckverlust scharfkantiger 90°-Knick $\Delta p_{B\sigma} = n_{B\sigma} \cdot \zeta_{B\sigma} \cdot \frac{\rho_{TM}}{2} \cdot v^2_{TM}$ (Druckverlust runder 90°-Bogen) $\Delta p_{ges\,/tot} = \Delta p_{KK} + \Delta p_{KN} + \Delta p_{B\sigma}$ Pumpenleistung: $N_p = \frac{\dot{m}_{TM}}{\rho_{TM}} \cdot \Delta p_{ges\,/\,tot}$
8. Kontrolle	Da die Temperiermitteltemperatur ϑ_{TM} bisher als Schätzwert in die Berechnung eingegangen ist, erfolgt nun eine Kontrolle: Wenn die Differenz zwischen der errechneten Temperatur ϑ_{TM2} und der vorgegebenen Temperatur ϑ_{TM1} kleiner 2 °C ist, kann die Berechnung abgebrochen werden. Ansonsten muss ϑ_{TM2} als Startwert für eine neue Berechnung dienen.

12.2 Segmentierte Temperierungsauslegung

Nach der Grobauslegung kann die Temperierung detailliert konstruktiv durchgeführt werden. Es wird nun festgelegt, welche Formteilbereiche durch welche Temperierelemente gekühlt werden.

Die segmentierte Temperierungsauslegung wird in zwei Schritten durchgeführt:

1. Berechnung des Wärmeleitwiderstandes des Temperiersegmentes (Formteilbereichsgeometrie)

   Die Berechnung der Wärmeleitwiderstände WLW wird für eine große Anzahl von Temperierelementen auf die Berechnung einer ebenen Platte bzw. einer Rechteckhülse zurückgeführt, die durch ein rundes Temperierelement gekühlt wird. Aufgrund beidseitiger Kühlung wird der angegebene Formteilbereich jeweils mit der halben Formteildicke berücksichtigt.

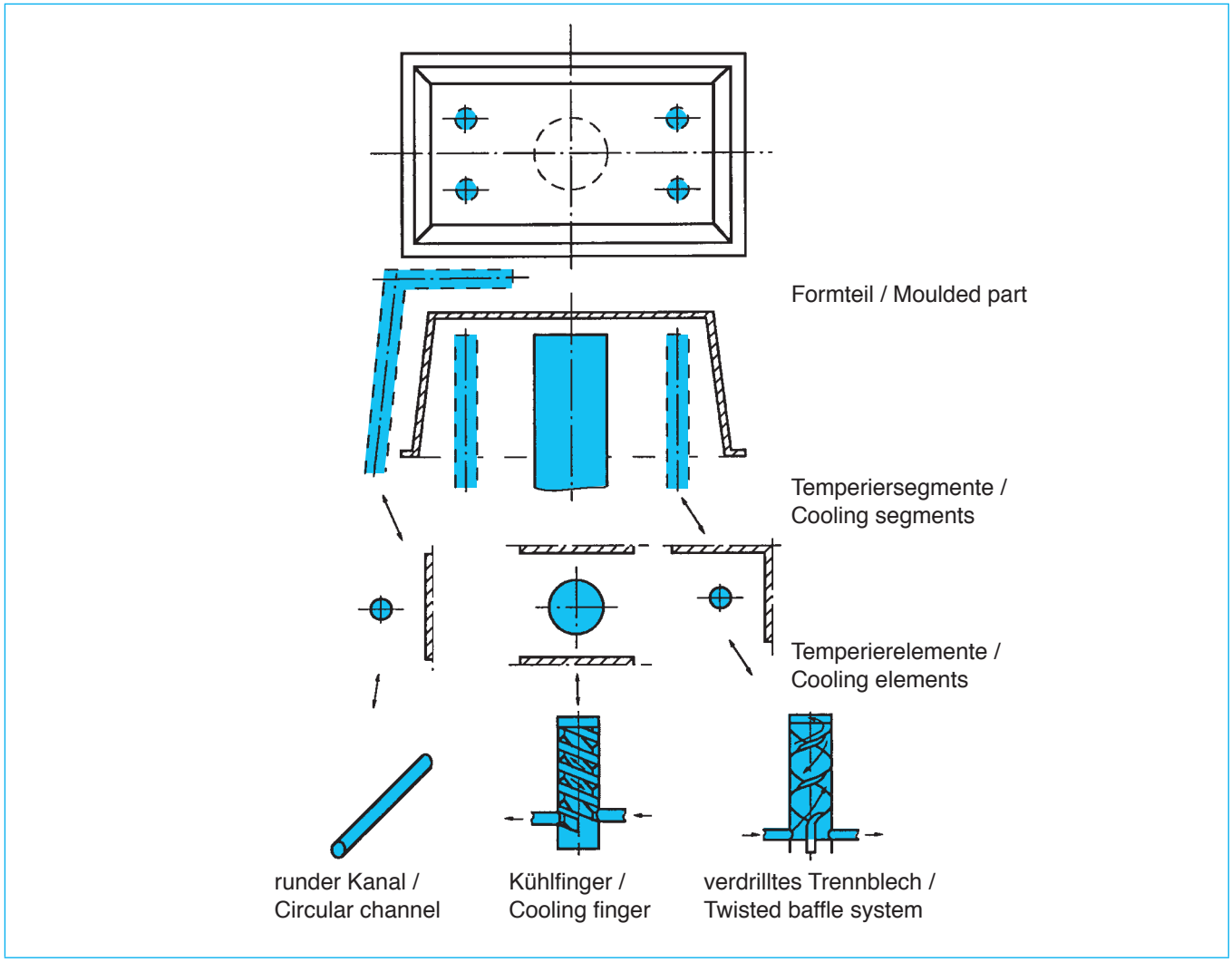


Bild 44: Vorgehensweise bei der segmentierten Temperierungsauslegung [10]

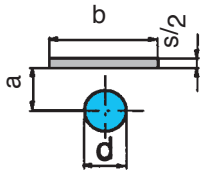
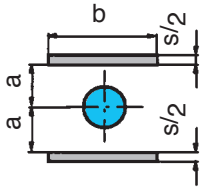
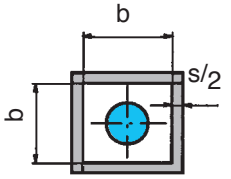
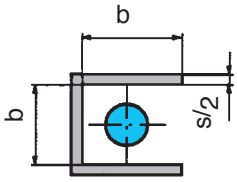
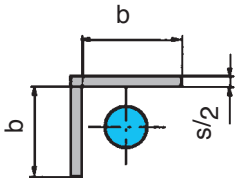
Grundgleichungen / Basic equations		
$\dot{Q}_{FTS} = \frac{\Delta h \cdot \varphi}{t_K + t_N} \cdot L \cdot b \, \frac{s}{2} \cdot \boxed{K_1}$ $WLW = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot L \cdot \lambda_N} \cdot \ln\left[\frac{2 \cdot b}{\pi \cdot a} \cdot \sin h\left(\frac{2 \cdot \pi \cdot a}{b}\right)\right] \cdot \boxed{K_2}$		
Segmente / Segments	**K_1**	**K_2**
	1	1
	2	0.5
	$4 + 2 \, \frac{s}{b}$	$\frac{0.077 + \ln\left(\frac{b}{d}\right)}{2 + \ln\left(\frac{b}{d}\right)}$ $a = \frac{b}{2}$
	$3 + \frac{s}{2 \cdot b}$	$\frac{4}{3} \cdot \frac{0.077 + \ln\left(\frac{b}{d}\right)}{2 + \ln\left(\frac{b}{d}\right)}$ $a = \frac{b}{2}$
	$2 + \frac{s}{2 \cdot b}$	$2 \cdot \frac{0.077 + \ln\left(\frac{b}{d}\right)}{2 + \ln\left(\frac{b}{d}\right)}$ $a = \frac{b}{2}$

Bild 45: Wärmeleitwiderstände und Wärmeströme von eckigen Temperiersegmenten [10]

2. Berechnung des Wärmeübergangswiderstandes von der Temperierkanaloberfläche auf das Temperiermedium

   Wärmeübergangswiderstand:

$$WÜW = \frac{1}{A_{TK} \cdot \alpha}$$

A_{TK}: Temperierkanaloberfläche
α: Wärmeübergangskoeffizient

Für den in realen Temperierelementen auftretenden Wärmeübergangskoeffizienten wird ein Korrekturfaktor eingeführt.

$\alpha = \alpha^* \cdot K_f$

α^*: unkorrigierter Wärmeübergangskoeffizient
K_f: Korrekturfaktor

$K_f = K_{fh} \cdot K_{fe} \cdot K_{fg}$
K_{fe}; K_{fg}: Korrekturfaktoren, abhängig von den Temperiersegmenten

$$K_{f\eta} = \left(\frac{\eta\,(\bar{\vartheta})}{\eta\,(\vartheta_{TK})} \right)^{0.14}$$

$\eta(\bar{\vartheta})$ = dynamische Zähigkeit des Temperiermediums bei einer zwischen Ein- und Austritt gemittelten Temperatur

$\eta(\vartheta_{TK})$ = dynamische Zähigkeit der örtlich gemittelten Temperierkanalwandtemperatur

Mit den angegebenen Beziehungen für die Wärmeströme pro Formteilsegment ($\dot{Q}_{FTS}$), für Wärmeleit- und Übergangswiderstand (WLW und WÜW) und mit den Beziehungen aus der Energiebilanz

$$\dot{Q}_{FTS} = \frac{1}{WLW} \left(\bar{\vartheta}_W - \vartheta_{TK} \right)$$

$$\dot{Q}_{FTS} = \frac{1}{1 + cp} \cdot \frac{1}{WÜW} \left(\vartheta_{TK} - \vartheta_{TM} \right)$$

$\bar{\vartheta}_W$ = mittlere Formnestwandtemperatur
ϑ_{TK} = Temperierkanaloberflächentemperatur
ϑ_{TM} = Temperiermitteltemperatur

$$CP = \frac{\dot{Q}_U}{\dot{Q}_F}$$

kann die Temperierungsauslegung sehr variabel angegangen werden. Die Formnestwandtemperatur ist jeweils die Zielgröße einer Temperierungsauslegung. Wenn das Kühlmedium und dessen Temperatur vorgegeben sind (zentrale Kühlwasseraufbereitung oder nur ein Temperiergerät), sollten die einzelnen Temperierelemente und -segmente so ausgelegt werden, dass bei vorgegebener Temperiermitteltemperatur die Wärmeleitwiderstände entsprechend den einzelnen Wärmeströmen angepasst werden.

Begonnen werden sollte mit Formteilinnensegmenten (Hülsen), da hier die wenigsten Freiheitsgrade bestehen. Bei Außensegmenten kann der Wärmeleitwiderstand leichter durch Abstandsänderung der Temperierkanäle variiert werden.

Mit der segmentierten Temperierauslegung können so Besonderheiten wie Wanddickensprünge und Formteilecken berücksichtigt werden (Bild 46).

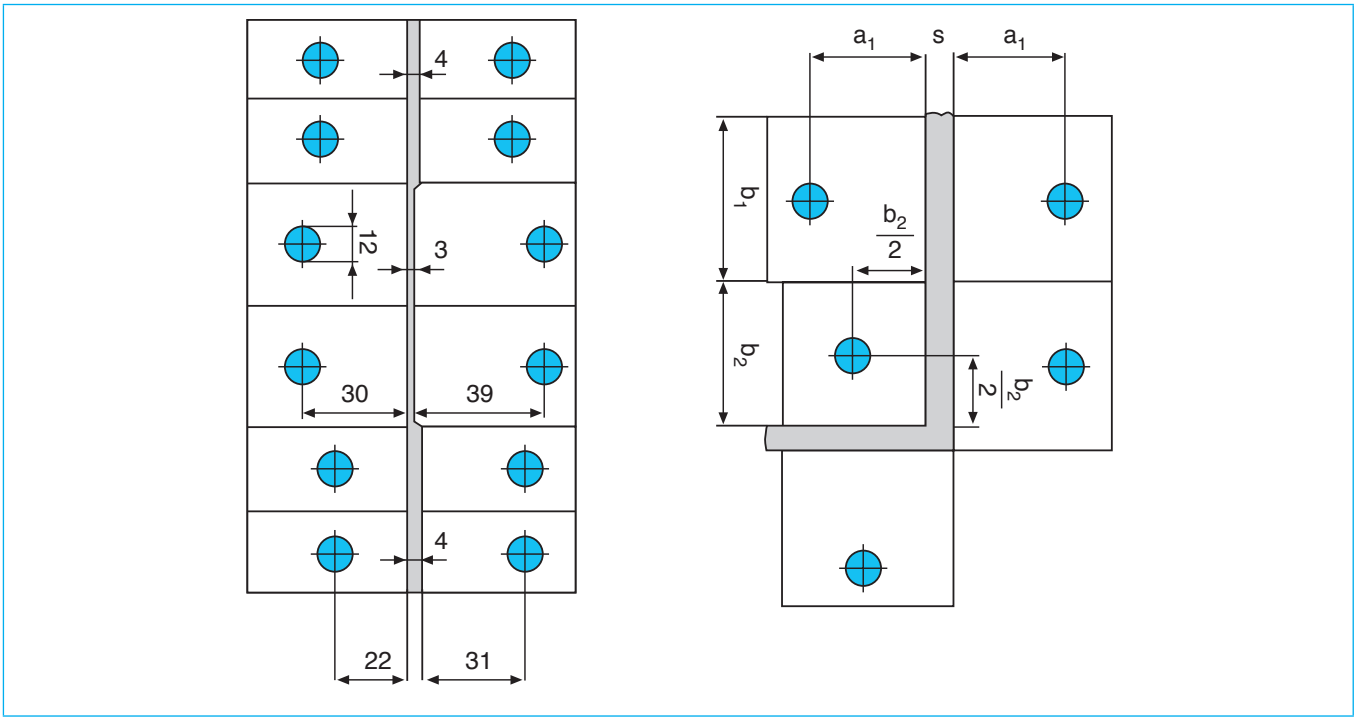


Bild 46: Segmentierte Temperierauslegung: links Wanddickensprünge, rechts Formteilecken [10]

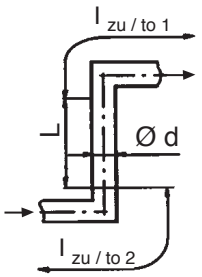
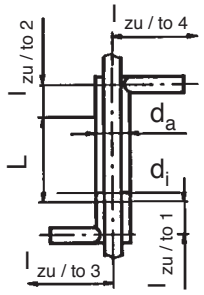
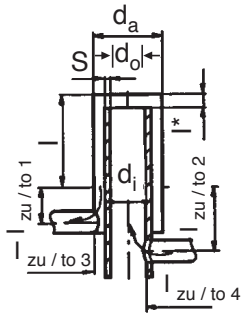
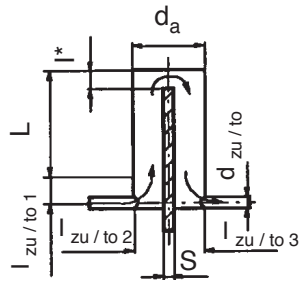
Temperierelement / Heating/cooling element	Beziehungen zur Wärmewiderstandsberechnung / Relation to the calculation of the heat transfer resistance
	$d_h = d$ $A_{TK} = \pi \cdot d \cdot L$ $K_{fe} = \left(\frac{d_h}{L}\right)^{\frac{2}{3}} + 1$ $K_{fg} = 1$
	$d_h = d_a - d_i$ $A_{TK} = \pi \cdot d_a \cdot L$ $K_{fe} = \left(\frac{d_h}{L}\right)^{\frac{2}{3}} + 1$ $K_{fg} = \left(1 - 0.1\,\frac{d_i}{d_a}\right)$
	$d_h = d_a - d_i$ $A_{TK} = \pi \cdot d_a \cdot L$ $K_{fe} = \left(\frac{d_h}{L}\right)^{\frac{2}{3}}$ $K_{fg} = \left(1 - 0.1\,\frac{d_i}{d_a}\right)$
	für / for s << d $d_h = \frac{\pi \cdot d_a}{2 + \pi} = 0.611 \cdot d_a$ $A_{TK} = (\pi \cdot d_a - 2 \cdot s) \cdot L$ $K_{fe} = 2 \cdot \left[\left(\frac{d_h}{L}\right)^{\frac{2}{3}} + 1\right]$ $K_{fg} = 1$

Bild 47: Temperierelemente und Wärmeübergangswiderstand [10]

12.3 Finite-Elemente-Verfahren

Die Berechnung der Temperierverhältnisse mit dem Finite-Elemente-Verfahren (Boundary-Element-Verfahren) erfordert die Erstellung einer dreidimensionalen Berechnungsgeometrie des Artikels bzw. der Kavität und der Temperierkanäle.

Hierbei besteht die Möglichkeit, durch Eingabe der Werkzeugaußenmaße und Berücksichtigung von Umgebungsbedingungen die Wärmeströme an die Umgebung zu berechnen.

Die Vorteile gegenüber den analytischen Berechnungen liegen

– in der Lösung, auch bei komplexen Geometrien und Wärmeströmungen in mehrere Richtungen
– in der genaueren Simulation der Temperierverhältnisse
– in der guten Übersichtlichkeit der Ergebnisse (Farbplots)
– im schnellen „Durchspielen" von Varianten (Verarbeitungsbedingungen, Temperierkanalanordnungen)
– in der guten Kopplung zu Berechnungsmodulen für die Füll- und Nachdruckphase sowie zu Schwindungs- und Verzugsprogrammen

Bild 48 zeigt das Berechnungsmodell eines Bohrmaschinengehäuses (Kavität) mit den Kühlkanälen in der Düsen- und Auswerferseite. Das Werkzeug ist durch die Außenumrandung angedeutet. Der Anwender kann nun die Verarbeitungsbedingungen vorgeben:

– Temperiermittel (z. B. Wasser, Öl, Glykol)
– Temperiermitteltemperatur (Einlauf)
– Temperiermittelstrom

Vom Programm werden die im quasistationären Zustand vorliegenden Temperaturverhältnisse im Werkzeug berechnet, z. B.:

– Formnestwandtemperatur, düsenseitig (Bild 49)
– Formnestwandtemperatur, auswerferseitig (Bild 50)
– Mittlere Temperatur des Kunststoffbauteils bei Entformung (Bild 51)

Die Programme erfassen auch die Temperaturverhältnisse in Kernen und Schiebern. Hierdurch ist es möglich, auch unterschiedliche Werkzeugmaterialien (Stahl, Kupfer-Beryllium) zu berücksichtigen und deren Einfluss auf die Wärmeableitung im Werkzeug zu berechnen.

Bild 52 zeigt die berechneten Temperaturen eines nicht temperierten Werkzeugkerns (oben links) und eine Temperierung durch zwei Trennblechkühlbohrungen. Oben rechts handelt es sich um den Kernwerkstoff Stahl, unten rechts ist der Kernwerkstoff eine Kupfer-Beryllium-Legierung mit einer Wärmeleitfähigkeit von 120 W/(m · K).

Oftmals reicht eine thermische Untersuchung bestimmter Werkzeugbereiche aus. Hierzu ist es möglich, an einer bestimmten Stelle im Werkzeug einen Schnitt als Berechnungsmodell nachzubilden. Wie in Bild 53 exemplarisch dargestellt, lässt sich so die Temperierung in der Formteilecke optimieren.

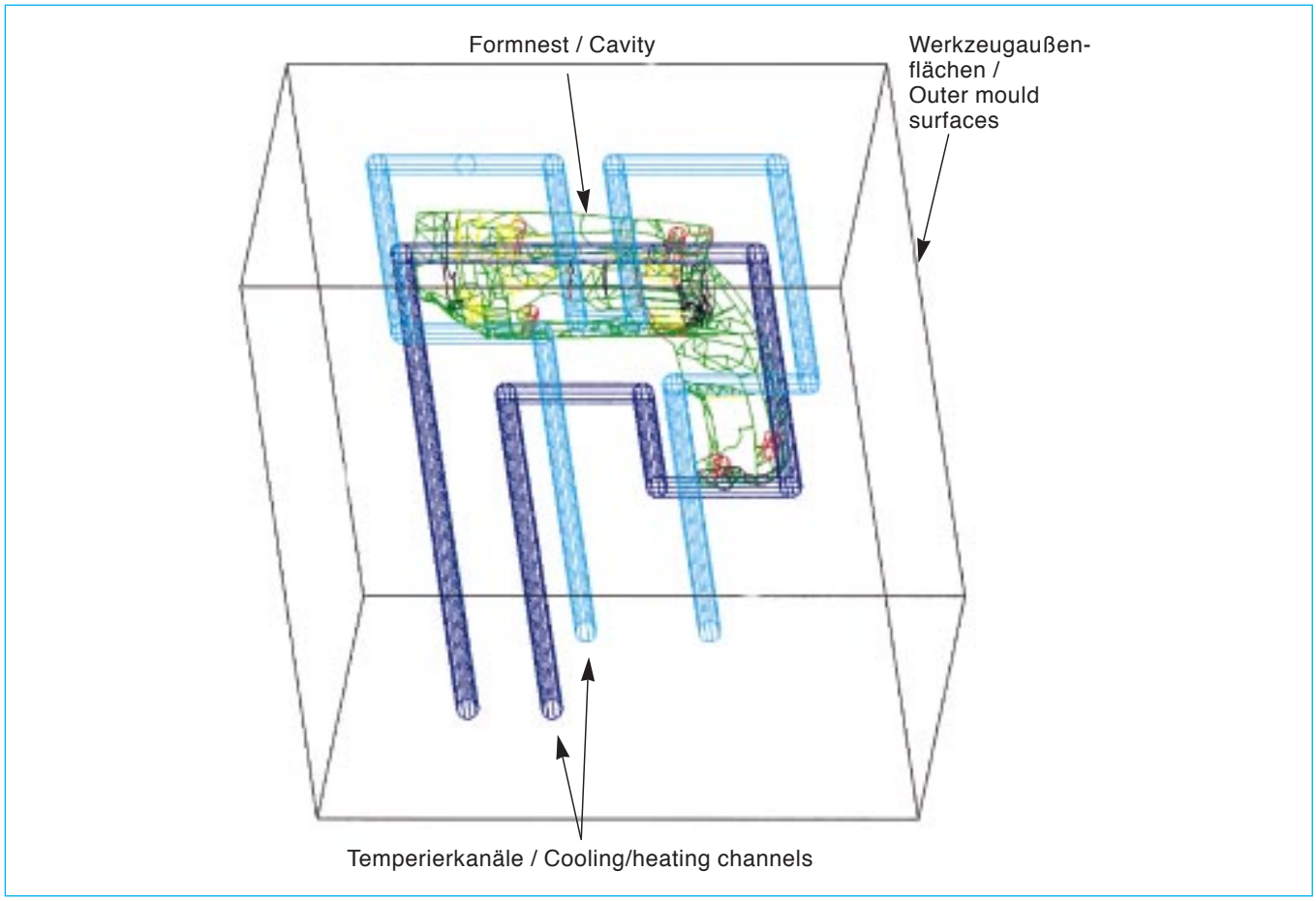


Bild 48: Bohrmaschinengehäuse aus Polyamid PA 30 GF; Berechnungsmodell für das Spritzgießwerkzeug

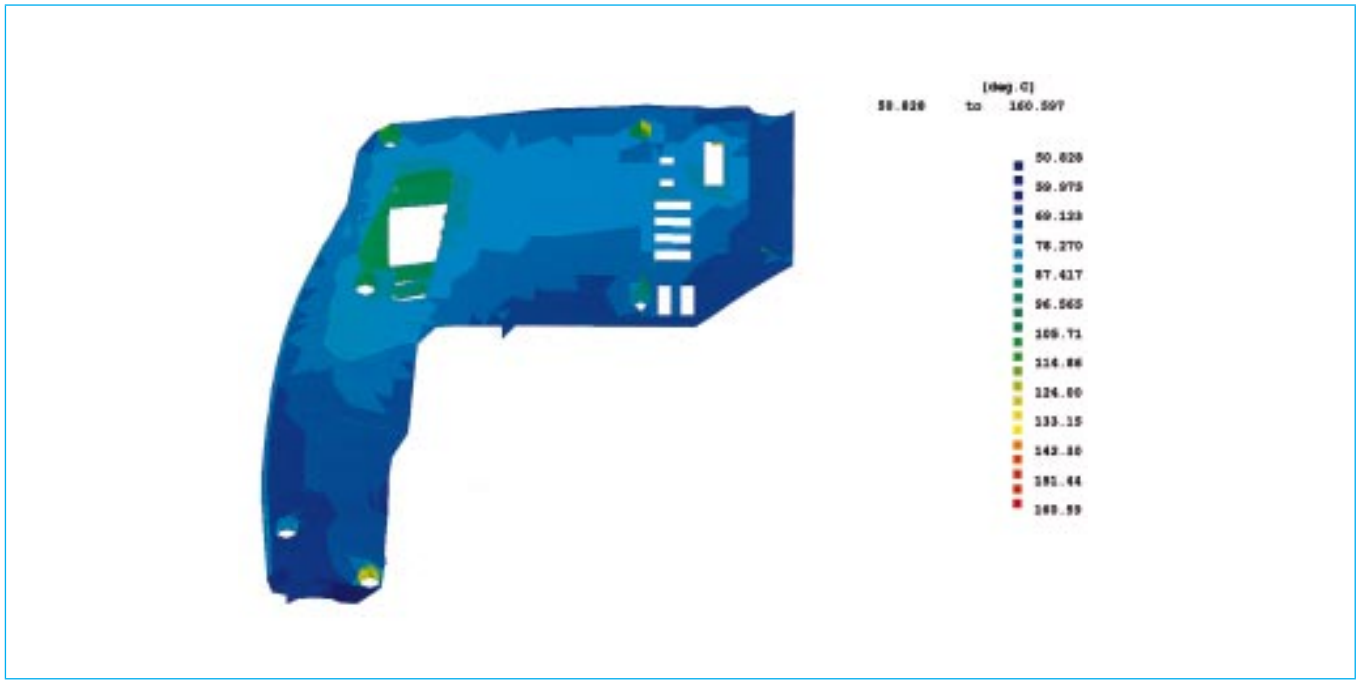


Bild 49: Bohrmaschinengehäuse aus Polyamid PA 30 GF; berechnete Oberflächentemperaturen in der Düsenseite



Bild 50: Bohrmaschinengehäuse aus Polyamid PA 30 GF; berechnete Oberflächentemperaturen in der Auswerferseite

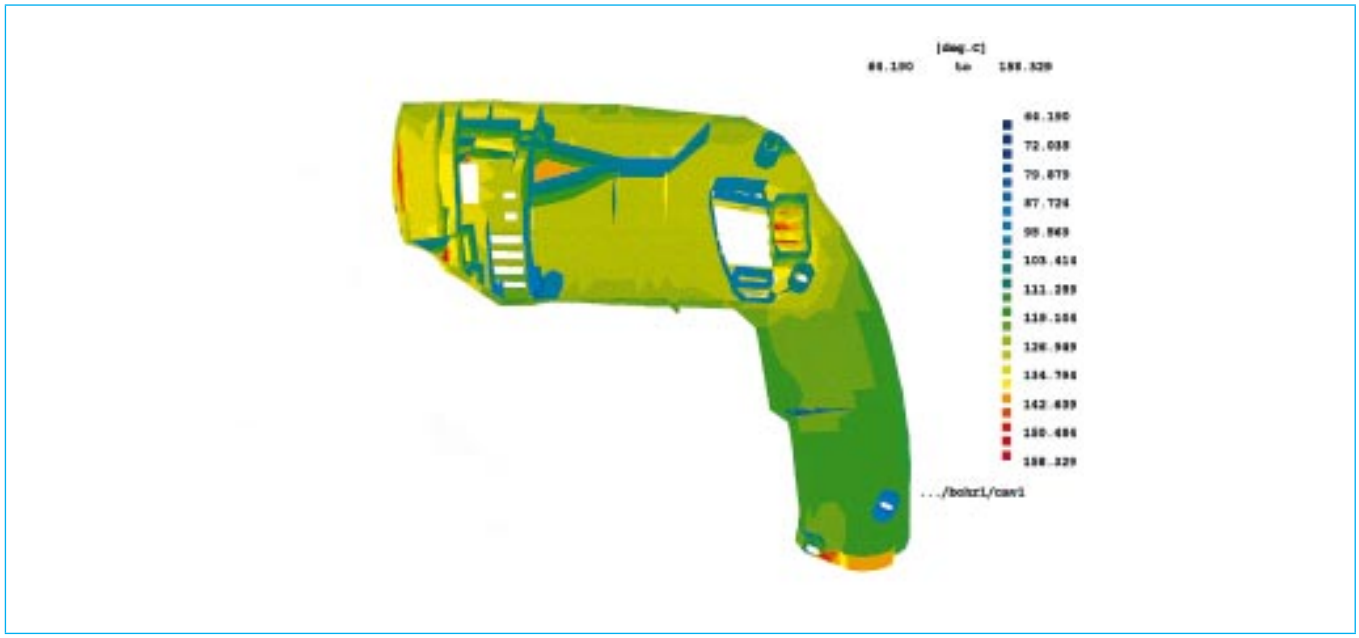


Bild 51: Bohrmaschinengehäuse aus Polyamid PA 30 GF; berechnete mittlere Temperaturen im Kunststoff bei der Entformung

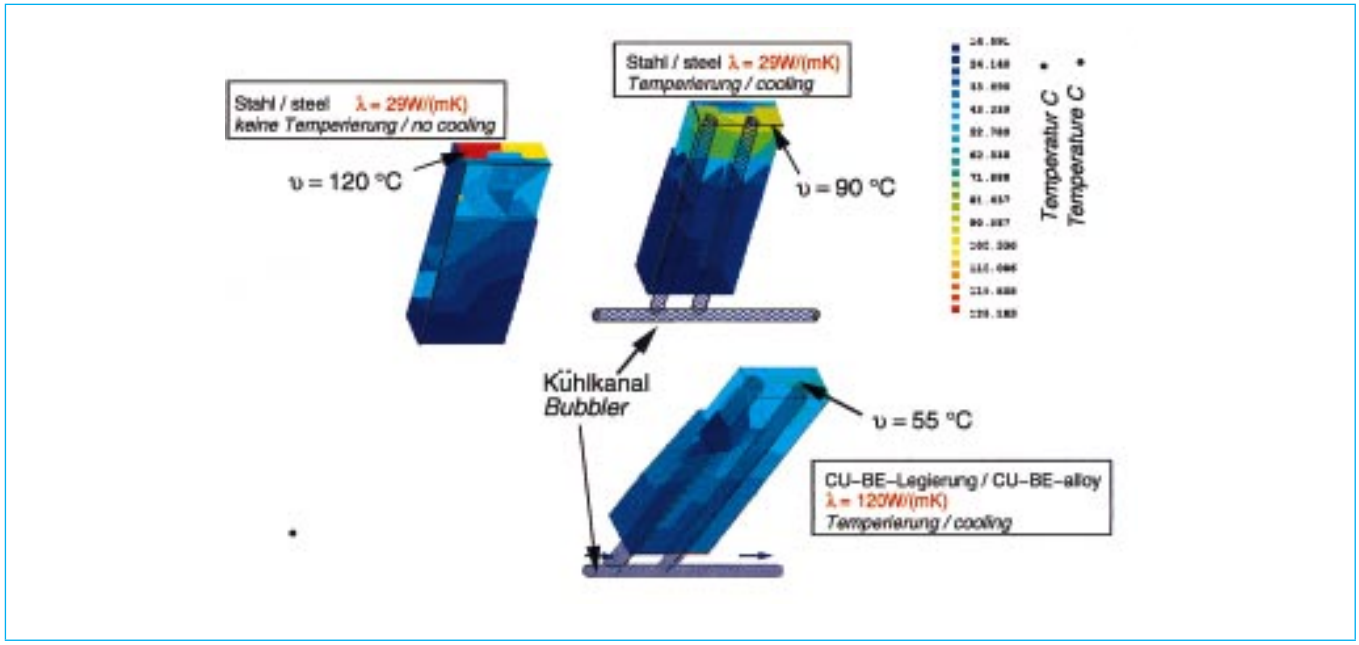
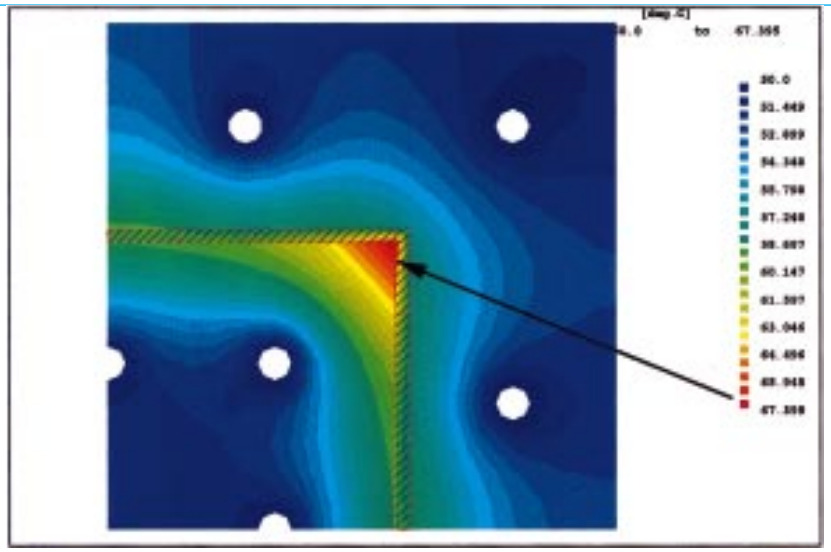
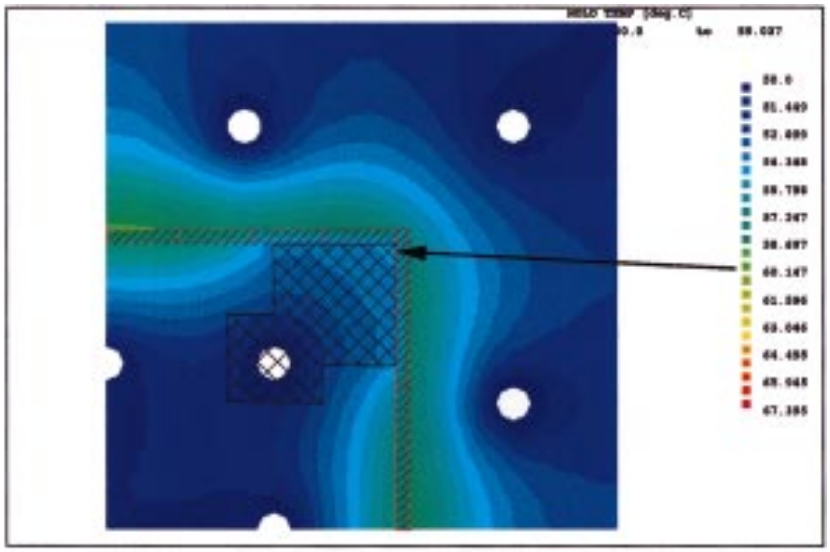


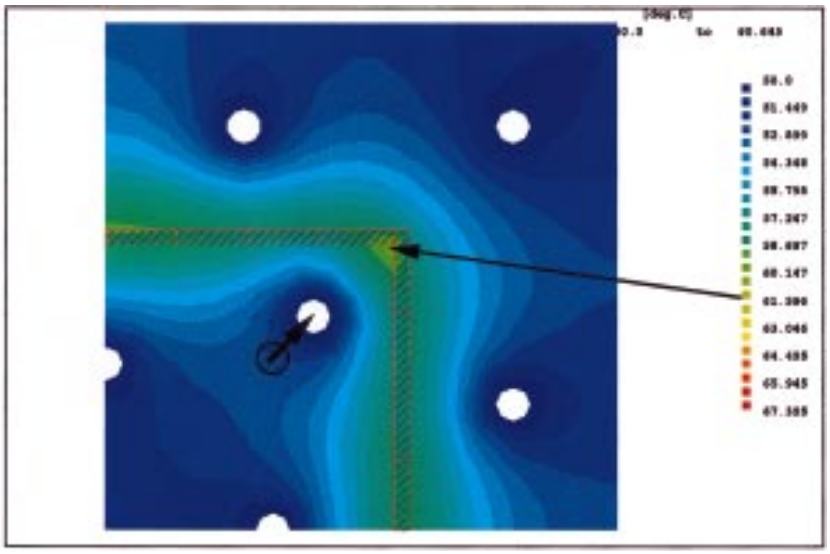
Bild 52: Berechnete Temperaturverteilung auf einem Werkzeugkern – temperiert und nicht temperiert – sowie aus Stahl und einer Kupfer-Beryllium-Legierung



Istzustand /
Actual condition



CU-BE-Einsatz /
CU-BE-insert



Temperierkanalverlegung /
Relocation of heating/cool-
ing channel

Bild 53: Optimierung der Temperierung in einer Formteilecke

13 Infrarotaufnahmen

Neben der Computersimulation der thermischen Verhältnisse in einem Spritzgießwerkzeug bietet heute die Fototechnik (Infrarotaufnahme) ebenfalls die Möglichkeit, Fehlstellen bei der Temperierung schnell aufzudecken.

Bild 54 zeigt zwei Infrarotaufnahmen, links vor der Optimierung und rechts nach der Optimierung der Temperierverhältnisse für die Haube einer Elektrobürste aus ABS (Bild 55).

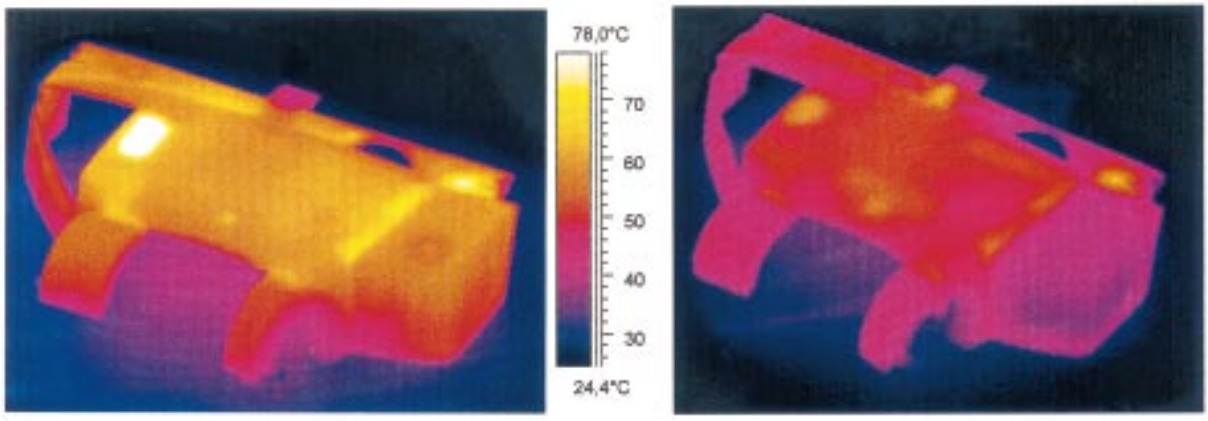


Bild 54: Fotografierte Temperaturverteilung an der Formteiloberfläche direkt nach der Entformung; Quelle: Fa. Innova Engineering/System CONTURA®



Bild 55: Haube aus ABS

Im Bild 54 zeigt die linke Aufnahme Temperaturdifferenzen zwischen 42 °C und 78 °C. Dies deutet bei gleichen Wanddicken im Formteil auf eine ungleichmäßige Temperierung im Werkzeug hin. Durch die Optimierung der Werkzeugkühlung (Bild 54 rechts) werden gleichmäßigere Oberflächentemperaturen erreicht. Die kritischen Temperaturspitzen werden entschärft. Mit dieser optimierten Temperierung konnte die Zykluszeit um ca. 9 s verkürzt werden.

Die unterschiedlichen Wärmeinhalte in den verschiedenen Formteilbereichen werden durch Infrarotaufnahmen sichtbar. Direkt nach der Entformung gleichen sich die über der Formteilwand vorliegenden Temperaturprofile aus. Die Wärme der inneren Schichten gelangt an die Formteiloberfläche (Bild 56 verdeutlicht dies qualitativ).

Neben der Infrarotaufnahme der entformten Spritzgießteile können solche Fotografien auch von der Oberfläche der Werkzeugkavität gemacht werden. Der Vorbereitungsaufwand hierfür ist jedoch viel größer.

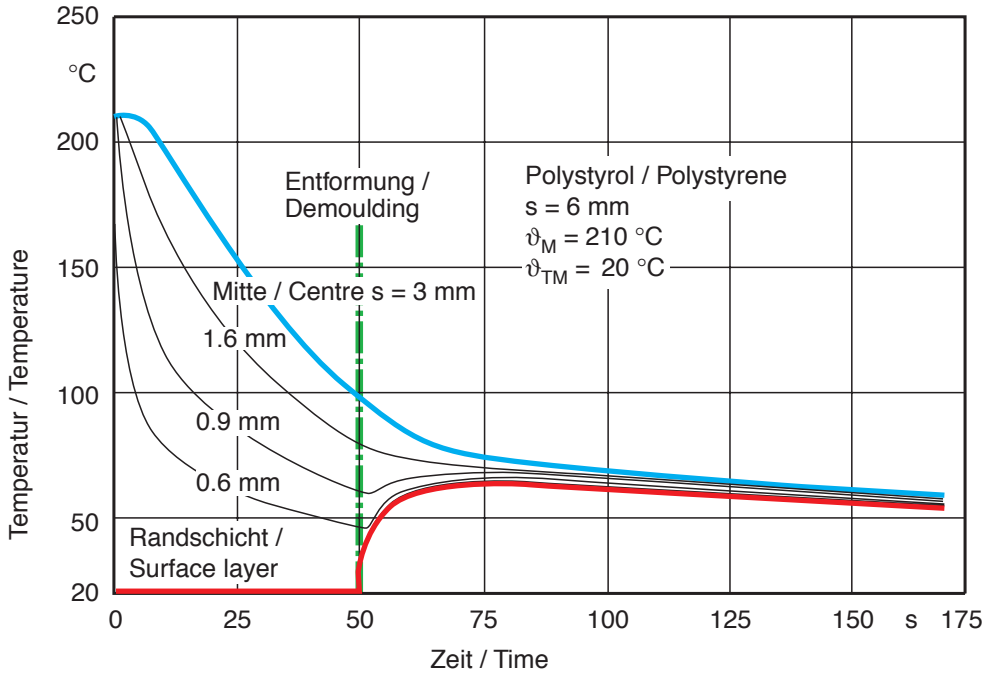


Bild 56: Temperaturverlauf in einem Kunststoffformteil vor und nach der Entformung

14. Zusammenfassung

Thermisch gut durchdachte Spritzgießwerkzeuge helfen, die Produktion preiswerter und sicherer zu machen. Dem Konstrukteur stehen heute eine Vielzahl von Hilfsmitteln sowie theoretische und praktische Untersuchungsergebnisse zur Verfügung, mit denen er ein Werkzeug thermisch auslegen kann.

Um die genannten Ziele der thermischen Werkzeugauslegung, d. h.:

– genaue Einhaltung der angestrebten Formnesttemperatur
– gleichmäßige Verteilung der Formnesttemperatur
– geringe Zykluszeit bei hoher Qualität

zu erreichen, muss der Konstrukteur die Temperaturverhältnisse im Spritzgießwerkzeug kennen und durch die Lage der Temperierkanäle zu seinen Gunsten beeinflussen können.

Neben der guten Lage der Temperierkanäle ist es dann ebenso wichtig, die Druckverluste in den Temperierkanälen zu ermitteln und ein entsprechend leistungsfähiges Temperiergerät auszuwählen. Denn nur wenn der notwendige Temperiermittelstrom zur Verfügung steht, wird die Wärme im Werkzeug abgeführt (bzw. bei Heizung zugeführt).

Mit Hilfe der analytischen Gleichungen und Finite-Elemente-Programmen lässt sich die Werkzeugtemperierung überprüfen und verbessern. Dies setzt spezialisierte Werkzeugkonstrukteure voraus, die zum einen die theoretischen Zusammenhänge kennen und zum anderen praktische Erfahrungen in der Anwendung der Berechnungen haben. Der erhöhte Konstruktionsaufwand zahlt sich jedoch in der verbesserten Produktion sehr schnell wieder aus.

15 Verwendete Abkürzungen und Formulierungen

A = Fläche
A_A = Werkzeugaufspannfläche
A_F = Formteiloberfläche
A_{KK} = Kühlkanaloberfläche
A_S = Werkzeugaußenfläche
A_{TR} = Werkzeugtrennfläche
a = Temperaturleitfähigkeit
a_{eff} = effektive Temperaturleitfähigkeit
B = Abstand Kühlkanalmitte bis Kühlkanalmitte
Bi = Biot-Zahl (dimensionslos)
b = Wärmeeindringfähigkeit
b_M = Wärmeeindringfähigkeit der Formmasse
b_W = Wärmeeindringfähigkeit des Werkzeugstahles
c = spezielle Wärmekapazität
C_S = Strahlungskoeffizient des schwarzen Körpers C_S = konst. = 5,77 W/(m² · K⁴)
c_{TM} = spez. Wärmekapazität des Temperiermediums
C = Abstand Kühlkanalmitte zur Formnestwand
D_{HY} = hydraulischer Durchmesser
D_{KK} = Durchmesser der Temperierkanäle
h_1, h_2 = Enthalpie bei verschiedenen Temperaturen
j = Temperierfehler
l_F = anteilige Formhöhe
l_{TK} = gesamte Temperierkanallänge des Werkzeugs bzw. der Werkzeugteile
m = Masse des Formteils
$\dot{m}_{PU}$ = Pumpenleistung (Durchsatz) des verwendeten Temperiersystems
$\dot{m}_{TM}$ = Massestrom des Temperiermediums
$n_{Bö}$ = Anzahl der Bögen im Temperierkreislauf
n_{KN} = Anzahl der Knicke im Temperierkreislauf
n_{FT} = Anzahl der Formteile
N_P = erforderliche Pumpenleistung
Nu = Nusselt-Zahl (dimensionslos)
pBö = Druckverlust im 90 °-Bogen
p_{ges} = Gesamtdruckverlust in den Temperierkanälen
p_{KK} = Druckverlust in den Kühlkanalbohrungen
p_{KN} = Druckverlust in 90 °-Knicken
Pr = Prandtl-Zahl
$\dot{Q}_H$ = zusätzlicher Wärmestrom (Heißkanalblock)
$\dot{Q}_F$ = Formteilwärmestrom
$\dot{Q}_K$ = Wärmestrom durch Konvektion
$\dot{Q}_{TM}$ = Wärmestrom des Temperiermediums
$\dot{Q}_{Str}$ = Wärmestrahlung
$\dot{Q}_U$ = Wärmeaustausch mit der Umgebung
$\dot{Q}_L$ = Wärmestrom durch Leitung
$\dot{q}_K$ = Wärmestromdichte bei Konvektion
$\dot{q}_{Str}$ = Wärmestromdichte bei Strahlung
Re = Reynolds-Zahl (dimensionslos)
S = Formteilwanddicke
s^2 = Quadrat der Wanddicke
t = Zeit
t_K = Kühlzeit
t_{off} = Zeit, in der das Werkzeug offensteht
t_{Zyklus} = Zykluszeit
T_M = Schmelztemperatur
T_U = absolute Werkzeugumgebungstemperatur ϑ_U + 273 °C
T_{WA} = absolute Werkzeugaußentemperatur ϑ_{WA} + 273 °C
$\overline{T}_E$ = Mittlere Entformungstemperatur
$\overline{T}_W$ = Mittlere Werkzeugtemperatur
U = Umfang
v_{TM} = Geschwindigkeit des Temperiermediums
α_L = Wärmeübergangskoeffizient für Leitung [8 bis 15 W/m² · °C]
α_{TM} = Wärmeübergangskoeffizient Temperiermedium
β = Wärmeübergangskoeffizient des Werkzeugstoffes
β_{isol} = Wärmeübergangskoeffizient der Isolierplatte
ε = Strahlungskoeffizient
η_{TM} = dynamische Zähigkeit des Temperiermediums
ρ = Dichte
ϑ = Temperatur
$\Delta\vartheta_1$ = Temperaturdifferenz infolge Wärmeleitung
$\Delta\vartheta_2$ = Temperaturdifferenz infolge Wärmeübergang
ϑ_E = Entformungstemperatur
$\hat{\vartheta}_E$ = Maximale Entformungstemperatur
ϑ_{KK} = Temperatur an der Kühlkanaloberfläche
ϑ_U = Umgebungstemperatur
ϑ_W = Werkzeugtemperatur
$\Delta\vartheta_W$ = Differenz der Werkzeugtemperatur
ϑ_{WE} = Werkzeugaußentemperatur
ϑ_{Wmax} = Maximale Werkzeugtemperatur
ϑ_{Wmin} = Minimale Werkzeugtemperatur
ϑ_{EIN} = Einlauftemperatur des Temperiermediums
ϑ_{AUS} = Auslauftemperatur des Temperiermediums
ϑ_M = Massetemperatur nach Beendigung der Formfüllung
$\Delta\vartheta_{Wij}$ = Temperierfehler
$\overline{\vartheta}_W$ = mittlere Werkzeugwandtemperatur
ϑ_{TM} = Temperiermitteltemperatur
λ = Wärmeleitfähigkeit
λ_{isol} = Wärmeleitfähigkeit der Isolierplatte
λ_{TM} = Wärmeleitfähigkeit des Temperiermediums
ν = kinematische Zähigkeit des Temperiermediums

ξ = Reibungsbeiwert für Rohrströmung
ξ_{Bo} = Reibungsbeiwert für Bogen (≈ 0,4)
ξ_{KN} = Reibungsbeiwert für Knicke (≈ 1,8)
ρ_{TM} = Dichte des Temperiermediums
Θ = Abkühlgrad
δ = Abstand Kühlkanal-Werkzeugwand

16 Literaturverzeichnis

[1] Verarbeitungsdaten für den Spritzgießer Informationsschrift, Covestro Deutschland AG, Leverkusen

[2] Wübken, G.: Einfluss der Verarbeitungsbedingungen auf die innere Struktur thermoplastischer Spritzgussteile unter besonderer Berücksichtigung der Abkühlverhältnisse.
Dissertation, RWTH Aachen, 1974

[3] Knappe, W.: Die Festigkeit thermoplastischer Kunststoffe in Abhängigkeit von den Verarbeitungsbedingungen.
Kunststoffe Bd. 51, 1961

[4] Stitz, S.: Analyse der Formteilbildung beim Spritzgießen von Plastomeren als Grundlage für die Prozesssteuerung.
Dissertation, RWTH Aachen, 1973

[5] Schauf, D.: Die strukturierte Formnestoberfläche und deren Abbildung durch Thermoplaste.
Anwendungstechnische Information ATI 584,
Bayer AG, Leverkusen

[6] Friel, P.: Werkzeugtemperierung und deren Einfluss auf die Eigenschaften der Fertigteile.
Beitrag: Das Spritzgießwerkzeug, VDI-Verlag GmbH

[7] Wübken, G.: Thermisches Verhalten und thermische Auslegung von Spritzgießwerkzeugen.
Herausgeber: Institut für Kunststoffverarbeitung an der RWTH Aachen, Juni 1976

[8] Thienel, P.: Rechnereinsatz (CAE) in der Spritzgießtechnik – thermische Auslegung von Spritzgießwerkzeugen.
Beitrag: Handbuch der Temperaturregelung mittels flüssiger Medien, Regloplas AG

[9] Schürmann, E.: Abschätzmethoden für die Auslegung von Spritzgießwerkzeugen.
Dissertation, RWTH Aachen, 1979

[10] Kretzschmar, O.: Rechnerunterstützte Auslegung von Spritzgießwerkzeugen mit segmentbezogenen Berechnungsverfahren.
Dissertation, RWTH Aachen, 1985

[11] Wübken, G. und Catic, I.: Nomogramm zur Bestimmung der Kühlzeit beim Spritzgießen.
Kunststoff-Berater, 1971, Nr. 9, Seite 779 – 783

[12] Wübken, G.: Berechnungsmöglichkeiten und Abschätzkriterien für die thermische Auslegung von Spritzgießwerkzeugen.
Beitrag: Das Spritzgießwerkzeug, VDI-Verlag GmbH

[13] Gastrow, H.: Der Spritzgießwerkzeugbau“,
Carl Hanser Verlag

[14] Lichius und Schmidt.: Rechnerunterstütztes Konstruieren von Spritzgießwerkzeugen.
Vogel-Buchverlag, Würzburg

[15] Mink, G.: Grundlage der Spritzgießtechnik.
5. Auflage, Zechner & Hüthig Verlag GmbH,
Speyer am Rhein

Typischer Wert
Die angegebenen Werte sind typische Werte. Sofern nicht ausdrücklich schriftlich mit uns vereinbart, stellen sie keine garantierten Werte oder Produktspezifikation im Sinne einer vereinbarten Beschaffenheit dar. Die angegebenen Werte können durch Werkzeuggestaltung, die Verarbeitungsbedingungen oder durch die Einfärbung des Produkts beeinflusst werden. Die angegebenen Eigenschaftswerte wurden, soweit nicht anders angegeben, an genormten Prüfkörpern bei Raumtemperatur ermittelt.

Es liegt außerhalb unserer Kontrollmöglichkeiten, wie und zu welchem Zweck Sie unsere Produkte, unsere technische Unterstützung und unsere Informationen (in Wort, Schrift oder durch Produktionsbewertung), einschließlich vorgeschlagener Formulierungen und Empfehlungen, anwenden und einsetzen. Daher ist es unerlässlich, dass Sie unsere Produkte, unsere technische Unterstützung und unsere Informationen selber zu Ihrer eigenen Zufriedenheit daraufhin prüfen, ob unsere Produkte, unsere technische Unterstützung bzw. unsere Informationen für die von Ihnen beabsichtigten Zwecke und Anwendungen geeignet sind. Diese anwendungsspezifische Untersuchung muss mindestens eine Prüfung auf Eignung in technischer Hinsicht sowie im Hinblick auf Gesundheit, Sicherheit und Umwelt umfassen. Derartige Untersuchungen wurden nicht notwendigerweise von uns durchgeführt. Der Verkauf aller Produkte erfolgt – sofern nicht schriftlich anders mit uns vereinbart – ausschließlich nach Maßgabe unserer Allgemeinen Verkaufsbedingungen, die wir Ihnen auf Wunsch gerne zusenden. Alle Informationen und sämtliche technische Unterstützung erfolgen ohne Gewähr (jederzeitige Änderungen vorbehalten). Es wird ausdrücklich vereinbart, dass Sie jegliche Haftung (Verschuldenshaftung, Vertragshaftung und anderweitig) für Folgen aus der Anwendung unserer Produkte, unserer technischen Unterstützung und unserer Informationen selber übernehmen und uns von aller diesbezüglichen Haftung freistellen. Hierin nicht enthaltene Aussagen oder Empfehlungen sind nicht autorisiert und verpflichten uns nicht. Keine hierin gemachte Aussage darf als Empfehlung verstanden werden, bei der Nutzung eines Produkts etwaige Patentansprüche in Bezug auf Werkstoffe oder deren Verwendung zu verletzen. Es wird keine konkludente oder tatsächliche Lizenz aufgrund irgendwelcher Patentansprüche gewährt.

Zum Schutz von Gesundheit, Sicherheit und Umwelt beachten Sie bitte vor Verarbeitung unserer Produkte das betreffende Sicherheitsdatenblatt (MSDS) und sonstige Produktkennzeichnungen.

Covestro Deutschland AG
Business Unit Polycarbonates
D-51365 Leverkusen

plastics@covestro.com
www.plastics.covestro.com