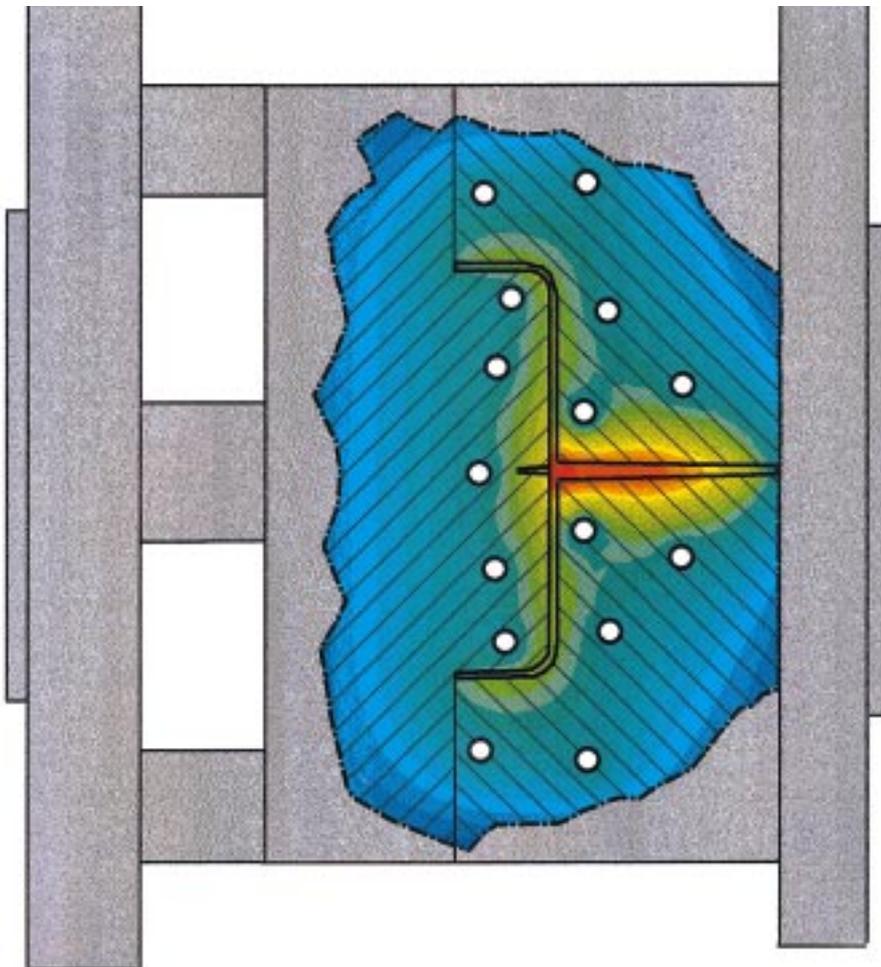


Ersetzt / Replaces ATI 1104 d,e vom /dated 30.11.97

Optimierte Werkzeug- temperierung

Optimised Mould Temperature Control

Olaf Zöllner



Geschäftsbereich Kunststoffe
Plastics Business Group

Inhaltsverzeichnis

1. Einführung
2. Warum eine Werkzeugtemperierung?
3. Ziele der thermischen Werkzeugauslegung
4. Temperaturverlauf an der Formnestoberfläche, mittlere Formnestwandtemperatur
5. Voraussetzungen für eine optimale Werkzeugtemperierung
6. Kühlzeit (Temperierzeit)
 - 6.1 Auswahl der kühlzeitbestimmenden Geometrie
 - 6.2 Einflußgrößen auf die Kühlzeit
7. Gesamtwärmebilanz für die Werkzeugtemperierung
8. Wärmeaustausch mit der Umgebung
 - 8.1 Konvektion
 - 8.2 Strahlung
 - 8.3 Leitung
9. Temperaturgefälle von der Formnestwand zum Temperiermedium
10. Lage der Temperierkanäle zur Formnestwand; Temperierfehler
11. Druckverluste im Temperiersystem
12. Berechnungsmethoden für die thermische Werkzeugauslegung
 - 12.1 Bilanzraumverfahren
 - 12.2 Segmentierte Temperierungsauslegung
 - 12.3 Finite-Elemente-Verfahren
13. Infrarotaufnahmen
14. Zusammenfassung
15. Verwendete Abkürzungen und Formelzeichen
16. Literaturverzeichnis

Table of contents

1. Introduction
2. Why the need for a heating/cooling system for the mould?
3. Aims of thermal mould design
4. Temperature profile at the cavity surface, mean mould cavity temperature
5. Prerequisites for optimum temperature control of the mould
6. Cooling time (temperature-control time)
 - 6.1 Selection of the geometry that dictates the cooling time
 - 6.2 Parameters influencing cooling time
7. Overall heat balance for the heating/cooling of the mould
8. Heat exchange with the surroundings
 - 8.1 Convection
 - 8.2 Radiation
 - 8.3 Conduction
9. Temperature gradient from the cavity wall to the heating/cooling medium
10. Position of the heating/cooling channels in relation to the cavity wall: heating/cooling error
11. Pressure losses in the heating/cooling system
12. Calculation methods for thermal mould design
 - 12.1 Balance space method
 - 12.2 Segmented design of heating/cooling system
 - 12.3 Finite element analysis
13. Infrared photographs
14. Conclusion
15. Abbreviations and symbols used
16. References

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 Einsparpotentiale 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.

1. Introduction

Injection moulds are some of the most expensive items of industrial equipment in use, being subject both to fluctuating loads and to stringent accuracy requirements. An injection mould must be of a sound design if it is to fulfil the economic requirements placed upon it.

The cost-efficiency of an injection mould is dictated primarily by the efficiency and speed of the heat exchange between the mould and the moulding compound injected into it.

The quality of the moulded part depends to a decisive extent on a consistent local temperature progression from one cycle to the next. The decisive factor determining the cost-efficiency of production is whether the mould is a good or a poor conductor of heat.

When it comes to processing, optimised mould temperature control is the most important parameter for reducing piece costs. The savings potential of an improved mould temperature control system is 10–40%.

If the quality of the moulded part is to be enhanced and production time reduced, it is necessary to understand the laws that govern the exchange of heat in the mould and deliberately exploit these.

The correlations presented in this brochure are intended to illustrate why the thermal design of the mould has to be perceived as a key stage in the design process. Readers are also shown that if they use the design aids that are available (equations, nomograms, diagrams and computer programs), it is no longer necessary for the thermal design of the mould to be conducted on the basis of “the more heating/cooling channels, the better!”.

2. Why the need for a heating/cooling system for the mould?

The raw materials manufacturers who supply the thermoplastics generally specify both an optimum processing temperature (or temperature range) and the best mould temperatures for their products.

Thermoplast / Thermoplastic	Werkzeugtemperatur / Mould temperature in °C	Schmelzetemperatur / Melt temperature in °C	Entformungstemperatur / Demoulding temperature in °C
Apec® HT (PC-HT)	100 – 150	310 – 340	150
Bayblend® (PC+ABS)	(55) ¹⁾ 70 – 100	240 – 280	110
Desmopan® (TPU)	20 – 50	190 – 245	50 – 70
Durethan® A (PA 66)	(60) ¹⁾ 80 – 100	275 – 295	110
Durethan® AKV (PA 66,GF)	(60) ¹⁾ 80 – 120	280 – 300	140
Durethan® B (PA 6)	(60) ¹⁾ 80 – 100	260 – 280	100
Durethan® BKV (PA 6,GF)	(60) ¹⁾ 80 – 120	270 – 290	130
Makrolon® (PC)	(>65) ¹⁾ 80 – 100	280 – 320	<140
Makrolon® (PC, GF)	(>65) ¹⁾ 80 – 130	310 – 330	<150
Novodur® ABS Lustran® ABS	(>45) ¹⁾ 60 – 80	220 – 260	80 – 100
Lustran® SAN	50 – 80	230 – 260	80 – 95
Pocan® (PBT) Pocan® (PBT, GF)	(>60) ¹⁾ 80 – 100	250 – 270	<140 <150
Triax® (ABS+PA)	80 – 100	250 – 270	90 – 100

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

Fig. 1: Recommended mould, melt and demoulding temperatures for different thermoplastics [1]

¹⁾ Praxiswerte unter Berücksichtigung von Kosten und Qualität.

¹⁾ Values achieved in practice with allowance for costs and quality.

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 oben im Bild 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.

In many cases, the recommended temperatures for the mould are not observed. Processors prefer to work at low temperatures in order to save on cycle time, turning a blind eye to the fact that this can impair the quality of the moulded parts.

How are the recommended temperatures that are set out in the above Table obtained, and why is it necessary for a mould to be heated and cooled at all?

When thermoplastics are injection moulded, hot molten plastic is periodically injected into a “cold” mould. Hence, it has to be assumed that if there were no heating/cooling system, the mould would heat up on account of the heat content of the molten plastic and would come to settle at given temperature level. However, it is scarcely possible to predict what this temperature level would be and how long it would take to develop.

Figure 2 shows the mould surface temperature during start-up is shown in qualitative terms, both with and without a mould heating/cooling system. Without a heating/cooling system, the time taken for quasi steady-state temperature conditions to be achieved is much greater. With a mould heating/cooling system, the desired, uniform temperature on the mould surface is attained relatively rapidly.

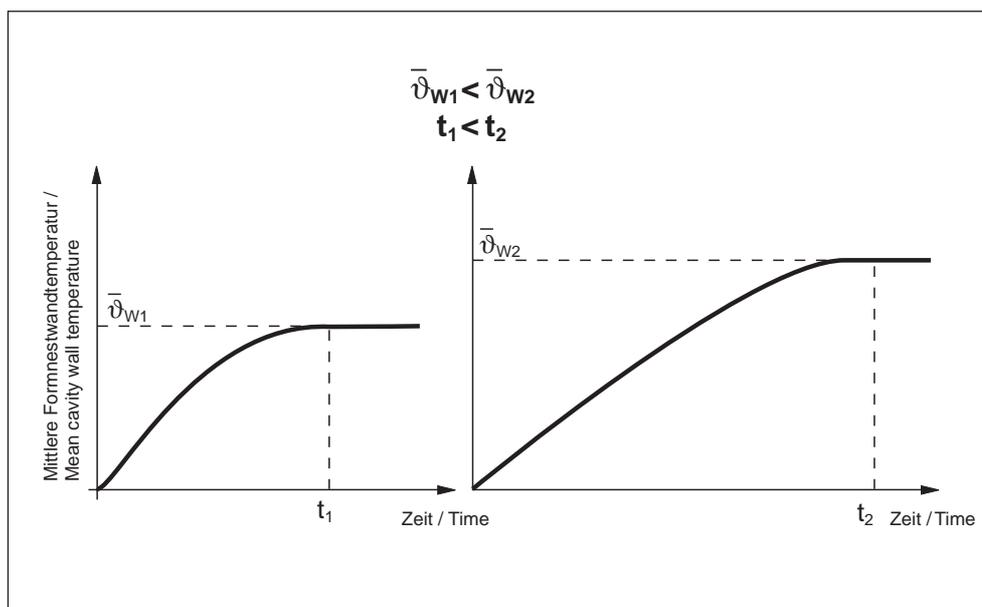


Bild 2: Formnesttemperatur, Einfahrphase mit (links) und ohne (rechts) Temperierung

Fig. 2: Cavity wall temperature, start-up phases with (left) and without (right) mould heating

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
- gleichmäßige Gefügeausbildung
- Geometrie und Maßabweichung

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

How important is it for a specific temperature level to prevail at the cavity surface? This “specific temperature level” is a parameter that can have a particularly decisive influence on moulded part quality in terms of:

- surface appearance
- shrinkage
- inherent stresses
- uniform structure
- geometry and dimensional deviations

A number of examples will be given in order to underline the importance of a correctly selected cavity surface temperature.

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].

To achieve a high level of crystallinity which extends right through to the surface layers of moulded parts in the case of semi-crystalline moulding compounds, it is necessary to work with high cavity wall temperatures. Excessively rapid cooling (achieved through a lower mould cavity temperature) will hinder crystallisation [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.

Figure 3 shows that the degree of crystallisation falls sharply if the cavity wall temperature is set at a low level. This will result in post-crystallisation and post-shrinkage in the course of time.

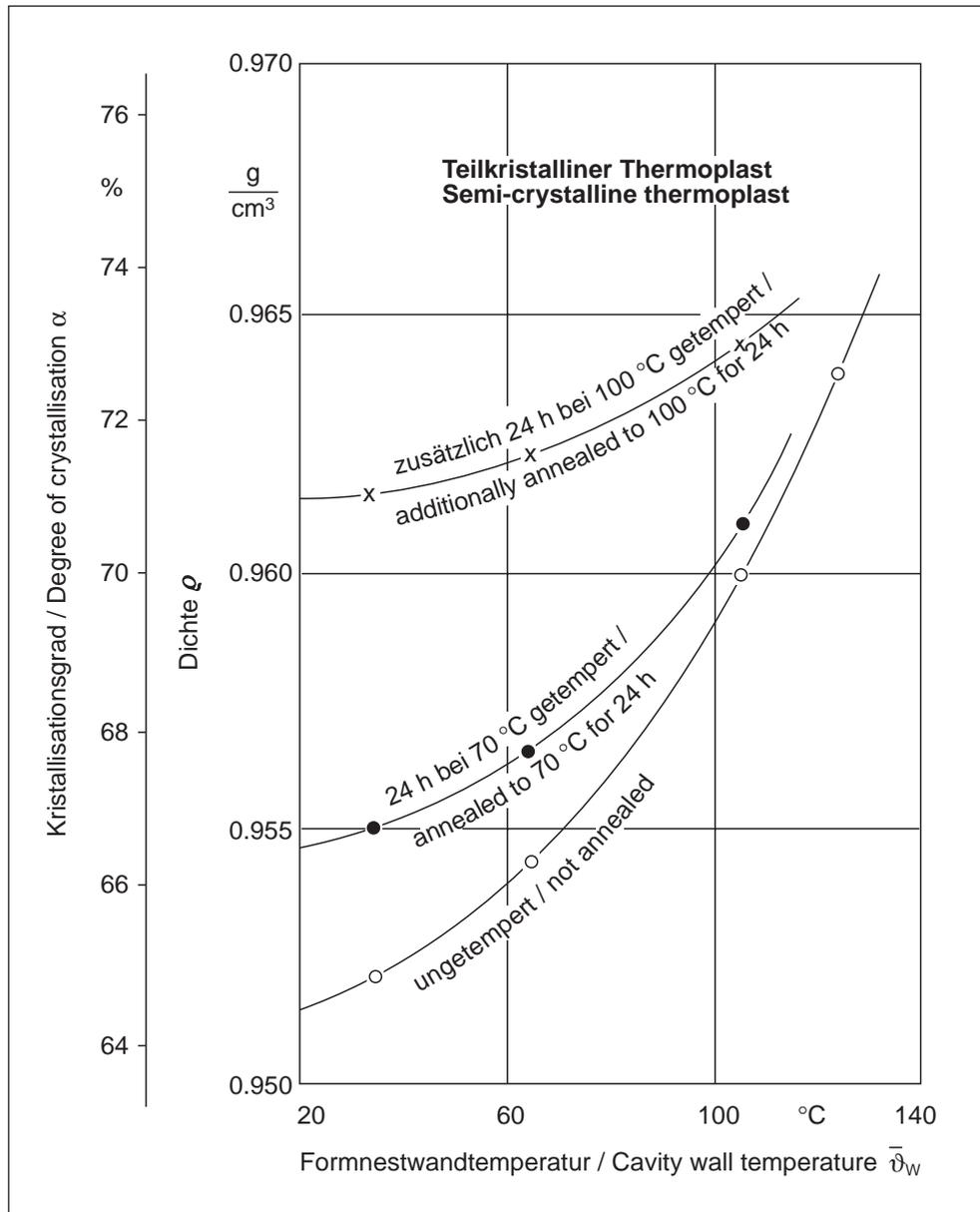


Bild 3: Einfluß der Formnestwandtemperatur und des Temperns auf die Dichte bzw. den Kristallisationsgrad von Spritzgußteilen [2]

Fig. 3: Influence of cavity wall temperature and annealing on the density and degree of crystallisation of injection moulded parts [2]

Die Beeinflussung der Materialschwindung durch die Formnestwandtemperatur verdeutlicht Bild 4. Für ein unverstärktes Polyamid 6 (Durethan® B 30 S) ist in Abhängigkeit von der Formnesttemperatur die Gesamtschwindung – zusammengesetzt aus der Verarbeitungsschwindung und der Nachwindung – dargestellt. Es ist sehr deutlich zu erkennen, daß bei sehr niedrig gewählter Formnesttemperatur ($\vartheta_w = 40\text{ °C}$) der Anteil der Verarbeitungsschwindung stark abnimmt, und dementsprechend der Anteil der Nachschwindung zunimmt. Das Gesamtschwindungspotential bleibt unverändert. Formteile aus Polyamid, die bei zu niedrigen Formnesttemperaturen hergestellt werden, besitzen ein hohes Potential an Nachschwindung und somit ein hohes Potential an schwer voraussagbarer nachträglicher Form- und Maßabweichung.

Figure 4 illustrates the way in which material shrinkage is influenced by the cavity wall temperature. This Figure shows the overall shrinkage (made up of the moulding shrinkage and the post-shrinkage) as a function of the cavity temperature for a non-reinforced polyamide 6 (Durethan® B 30 S). It is very clear that, with a very low cavity temperature ($\vartheta_w = 40\text{ °C}$), the moulding shrinkage component undergoes a pronounced fall while the post-shrinkage undergoes a corresponding increase. The overall shrinkage potential remains unchanged. Moulded parts in polyamide which are produced with too low a cavity temperature, have a high post-shrinkage potential and hence a high potential for subsequent shape and dimensional deviations which are difficult to predict.

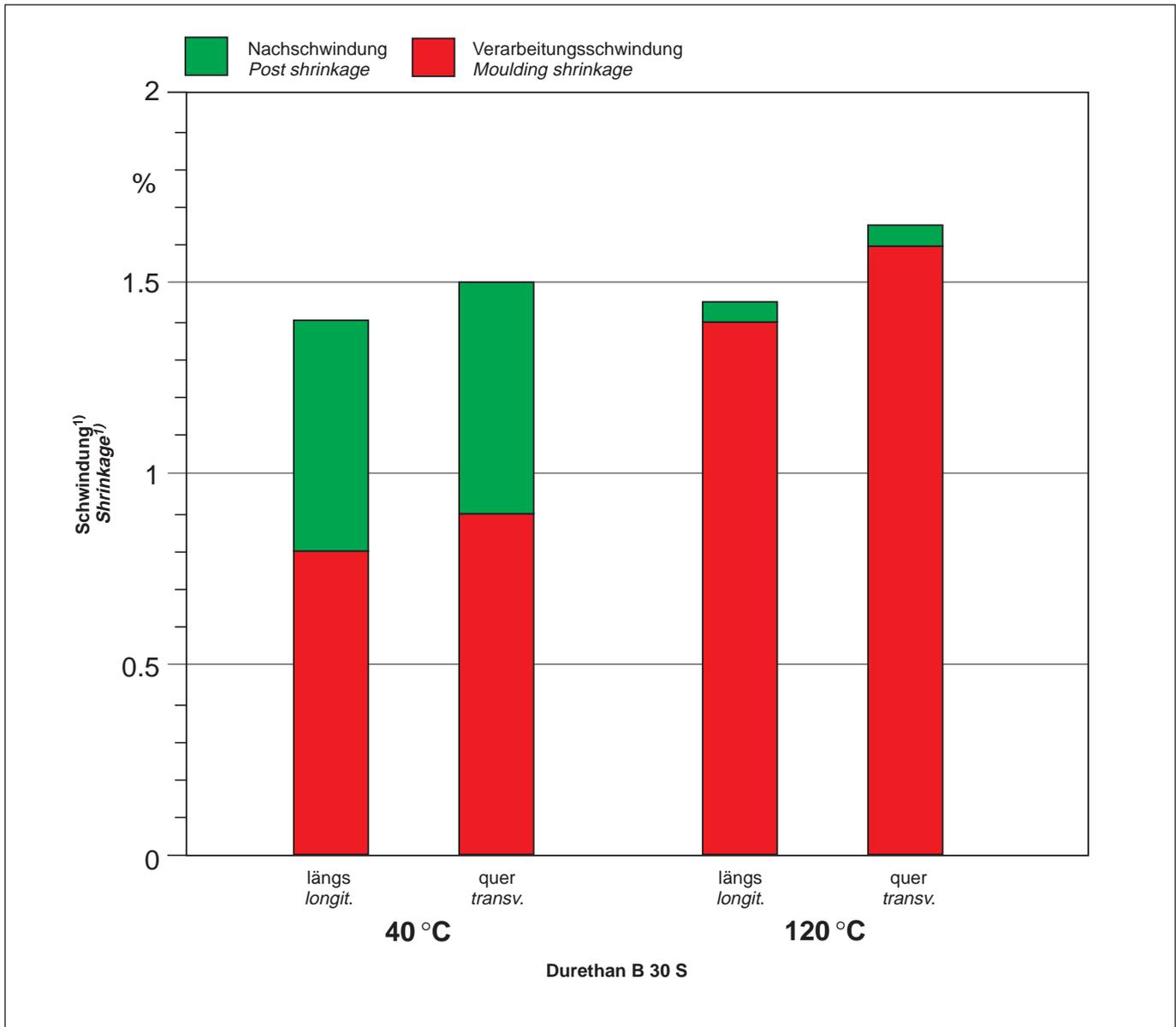


Bild 4: Verarbeitungs- und Nachschwindung in Abhängigkeit von der Formnestwandtemperatur bei Durethan® B 30 S (PA 6, unverstärkt)

Fig. 4: Moulding shrinkage and post-shrinkage as a function of cavity wall temperature for Durethan® B 30 S (PA 6, non-reinforced)

¹) Schwindungsmeßplatte 150 x 90 x 3 mm

¹) Plate 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.

Figure 5 highlights the positive influence of a higher cavity wall temperature on the formation of the structure in layers close to the surface. With the high cavity wall temperature, an almost uniform structure forms right up to the edge of the moulded part.

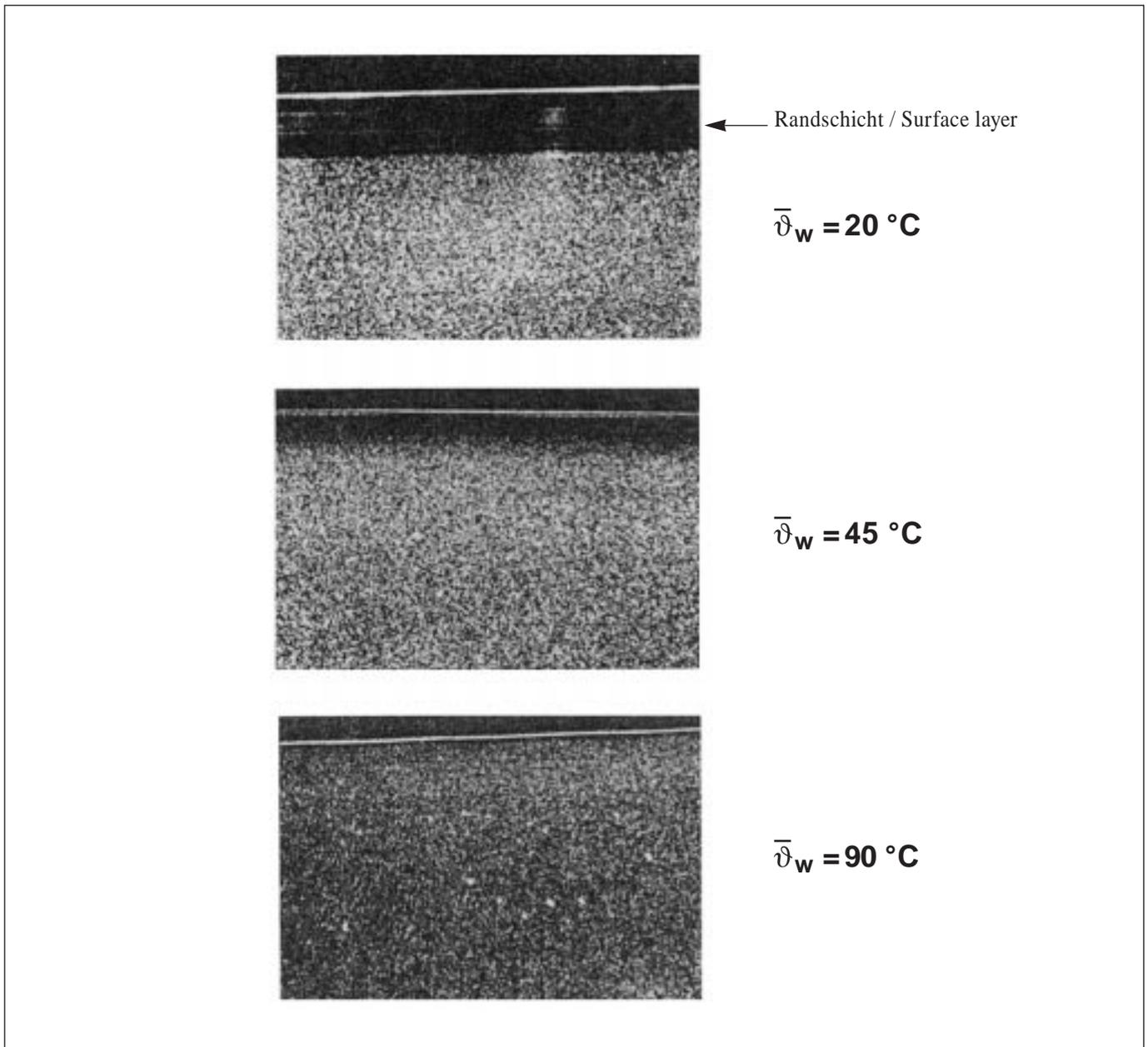


Bild 5: Gefügestruktur in den Randschichten von teilkristallinen Spritzgußteilen, die bei unterschiedlichen Formnestwandtemperaturen gefertigt wurden [2]

Fig. 5: Structure in the surface layers of semi-crystalline injection mouldings produced with different cavity wall temperatures [2]

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.

In addition to low cavity wall temperatures causing the potential suppression of crystallisation in semi-crystalline materials (through high cooling rates), the stress state prevailing in the moulding is also a function of the cavity wall temperature. Figure 6 shows that the corners of a moulded part, which are susceptible to stress cracking, display a lower level of stress when produced with high cavity wall temperatures.

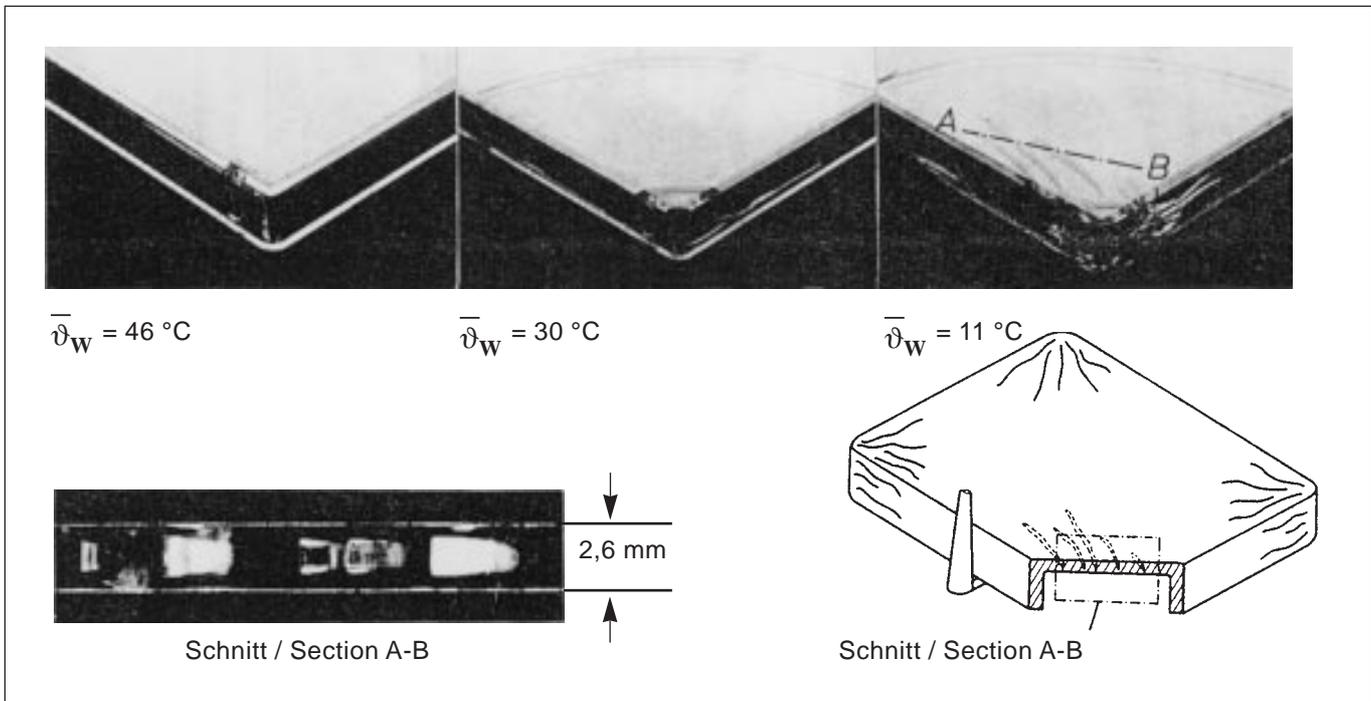


Bild 6: Spannungsrisse von einem amorphen Formteil in Abhängigkeit von der Formnesttemperatur ϑ_W in den Formteilecken nach der Lagerung in *n*-Heptan [2]

Fig. 6: Stress cracks in an amorphous moulding as a function of the cavity temperature ϑ_W in the corners of the moulded part following storage in *n*-heptane [2]

Wie Bild 6 zeigt, lassen sich Spannungsrisse durch 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 Erstarrungsmodell von Stitz sehr anschaulich beschreibt (Bild 7, rechts).

As Fig. 6 shows, higher cavity surface temperatures can reduce the amount of stress cracking. Cracks of this type can be triggered by inherent stresses (mechanical stresses that prevail in the moulded part without external loading). Most of the inherent stress is accounted for by inherent cooling stress, the development of which is described in a highly comprehensible manner by Stitz's solidification model (Fig. 7, right-hand side).

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

The pronounced temperature profile that prevails in the solidifying melt during cooling (a) gives rise to a dissimilar thermal contraction potential in the different layers (b). The mechanical link that exists between the individual layers prevents them from sliding freely over each other and gives rise to a mean contraction (c). The impeded thermal expansion leads to the development of internal strains over the cross-section of the moulding.

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.

It is possible to specify an approximation equation for the cooling strain, according to Knappe [3], which shows a parabolic strain profile over the moulding cross-section (Fig. 7, left-hand side). The tensile phase of the cooling strain is located in the core of the moulding, whilst the compression phase, which maintains the equilibrium, is located in the outer layers.

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.

Figure 6 confirms Knappe's equation for the cooling strain in qualitative terms. According to this equation, the level of the stress is simply a function of the difference between the freezing and the applied cooling temperature, i.e. the cavity wall temperature in this case. When using this equation, it must be borne in mind that the Young's modulus and the coefficient of expansion are a function of the temperature.

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

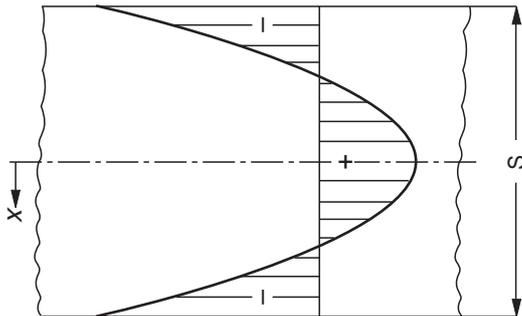
σ = Spannung / Stress

α = Ausdehnungskoeffizient / Coefficient of expansion

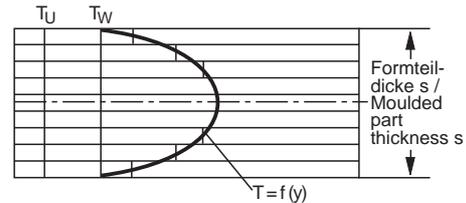
E = E-Modul / Young's modulus

ϑ_E = Einfriertemperatur / Freezing temperature

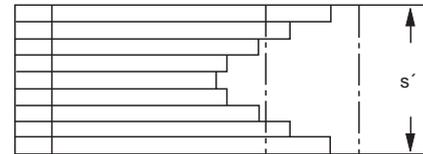
ϑ_A = Abschrecktemperatur / Quenching temperature



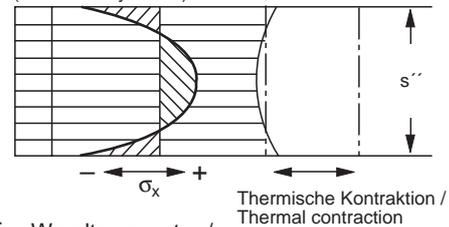
a) Temperaturprofil in der erstarrenden Schmelze / Temperature profile of the solidifying melt



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



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



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]

Fig. 7: Cooling stresses according to Knappe [3], thermal contraction and the development of inherent stresses according to Stitz [4]

Der Vollständigkeit halber sei erwähnt, daß sich den Abkühlspannungen 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.

For the sake of completeness reference will be made to the fact that the internal cooling stresses can also have flow-conditioned internal stresses superimposed on them which originate in stretching flow effects at the flow front, as well as internal stresses which result from an overpacked cavity with subsequent demoulding under residual pressure (stresses due to expansion).

Außer von der Schmelzeviskosität und den Verarbeitungsbedingungen (z. B. Einspritzgeschwindigkeit) ist die Abbildgenauigkeit 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.

The accuracy with which the surface of the cavity is reproduced is determined not only by the melt viscosity and the processing conditions (e.g. injection velocity) but, in particular, by the cavity wall temperature. Figure 8 shows the degree of gloss of an ABS mirror housing as a function of the cavity wall temperature. With a higher cavity temperature, the fine-grained structure is reproduced more efficiently, the reflected light is diffused more uniformly and the surface gives more of a matt impression.

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).

In the case of glass-fibre reinforced thermoplastics, it is essential to ensure that the melt covers the glass fibres at the surface, since these will otherwise be visible and make the moulding look as if it has a “grey veil” placed over it. This is best achieved by employing not only a high injection rate but also high cavity wall temperatures (Fig. 9).



Bild 8: Glanzunterschiede abhängig von der Formnestwandtemperatur – Spiegelgehäuse aus Novodur® (ABS) [5]

Fig. 8: Gloss difference, conditioned by the cavity wall temperature; mirror housing in Novodur® (ABS) [5]

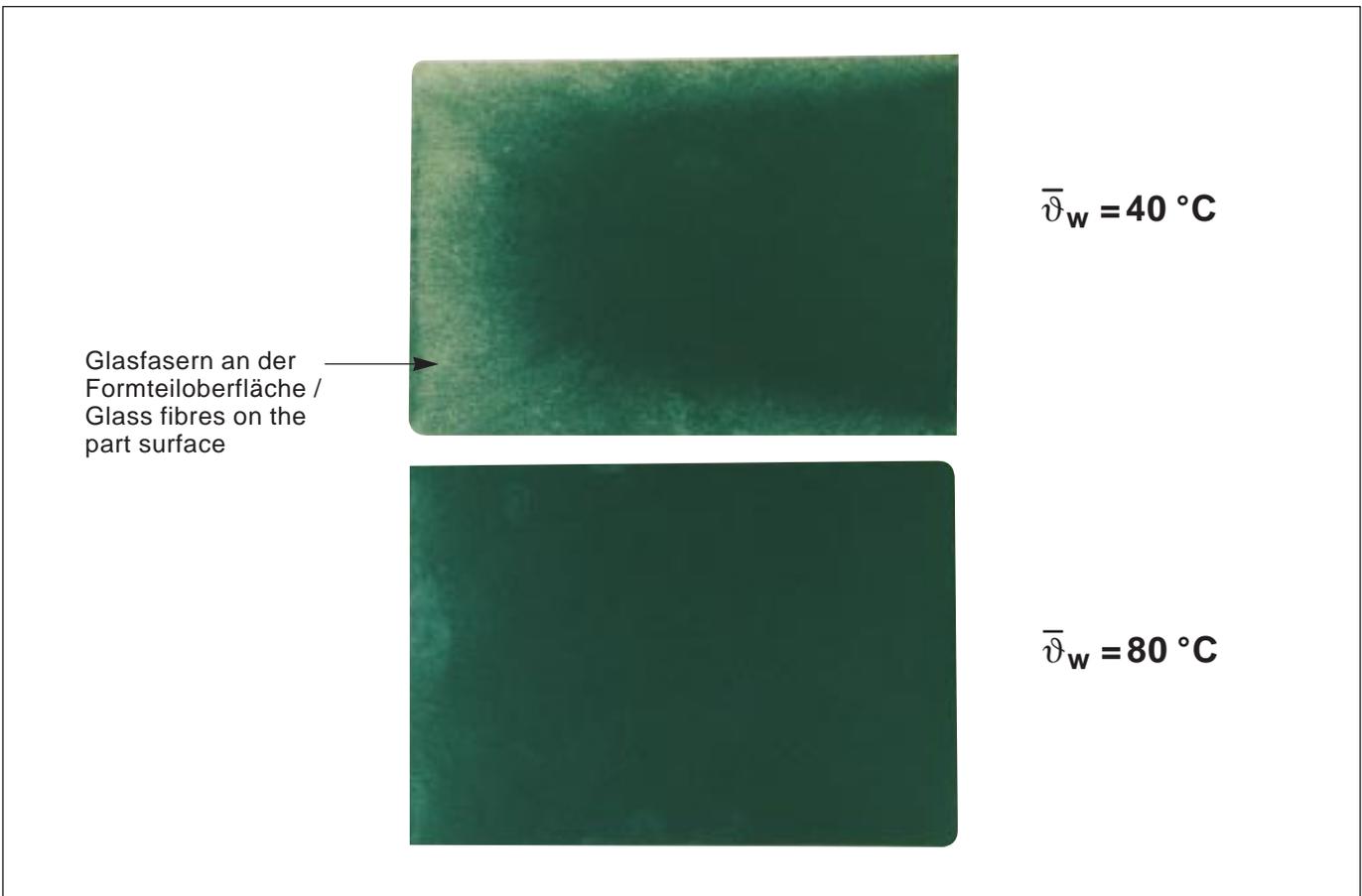


Bild 9: Oberflächenaussehen von Spritzgußteilen aus Durethan® BKV 30 (PA 6, GF30) in Abhängigkeit von der Formnestoberflächentemperatur

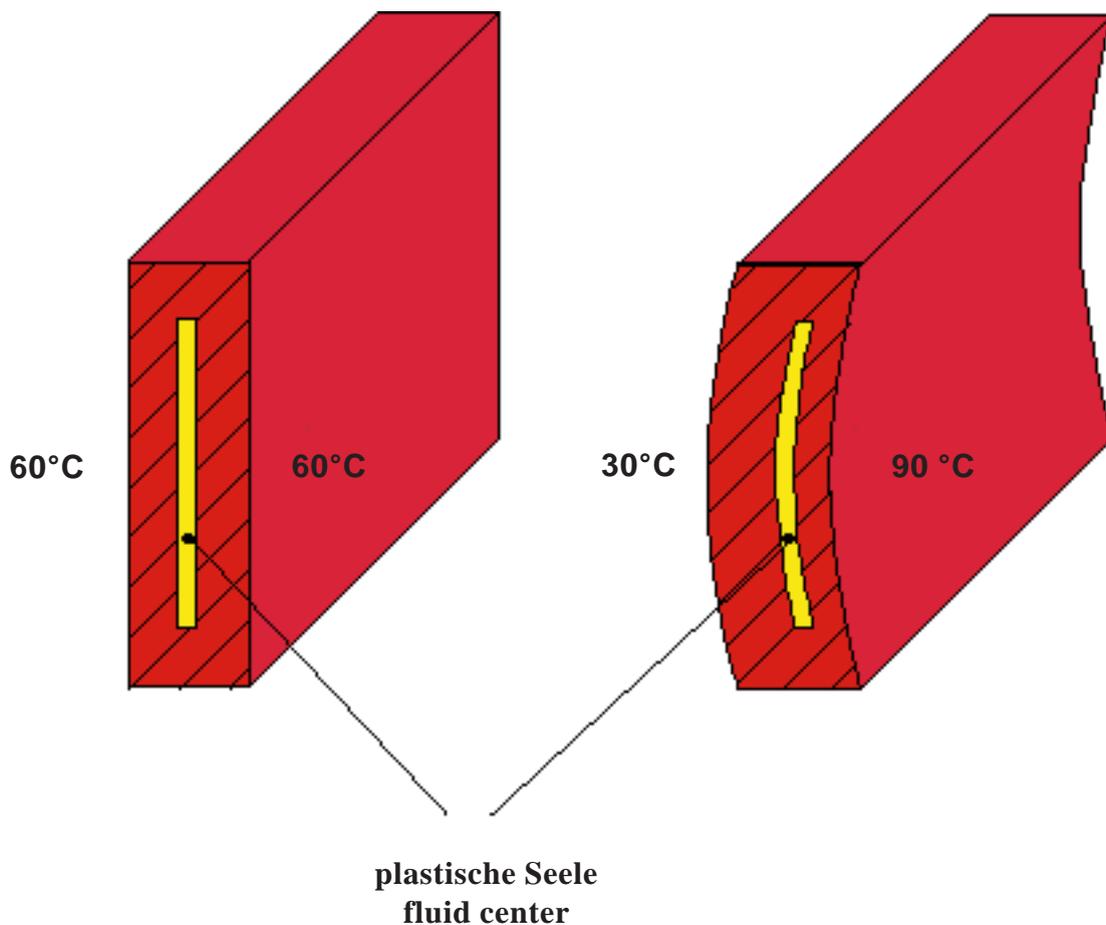
Fig. 9: Surface appearance of injection mouldings in Durethan® BKV 30 (PA 6, GF30) as a function of cavity surface temperature

Verzug von Kunststoffformteilen wird durch Schwindungs-
differenzen im Formteil ausgelöst. Neben Druckdifferenzen
im Formteil, Wanddickenunterschieden und Orientierungen
(z. B. Glasfasern) kann die Formnestoberflächentemperatur
Formteilverzug durch unterschiedliche Schwindungen hervor-
rufen. 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.

Warping in plastics mouldings is caused by shrinkage
differentials in the moulded part. Apart from these shrinkage
differentials, together with wall thickness differences and
orientation (of glass fibres), moulded part warpage can be
triggered by the cavity surface temperature giving rise to
differential shrinkage. This applies particularly in the case of
flat parts.

Figure 10 shows how a flat part becomes deformed through
different cavity temperatures prevailing on the top and bottom
sides. Shrinkage is suppressed on the mould side with the low
temperature, and the side with the high temperature undergoes
more pronounced shrinkage. A type of bi-metal effect occurs.



*Bild 10: Einfluß der Formnestoberflächentemperatur
auf den Verzug von unverstärkten
Thermoplasten.*

*Fig. 10: Influence of the cavity surface temperature on
the warpage of non-reinforced thermoplastics*

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.

3. Aims of thermal mould design

On the basis of the examples that have been given, the following aims can be specified for the mould heating/cooling system:

1. The target mean cavity wall temperature (either an empirical value or the value specified by the raw materials manufacturer) is to be maintained as precisely as possible.
2. The temperature prevailing at the mould surface should be as uniform as possible at the different points, otherwise inconsistent moulded part properties and warpage may result.
3. The cooling time and hence the cycle time must be as short as possible in order to ensure a high cost-efficiency for a given moulded part quality.

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).

4. Temperature profile at the cavity surface, mean cavity wall temperature

In the preceding section, mention was made of a mean cavity wall temperature, despite the fact that the mould wall temperature at any specific point in the mould will be subject to fluctuations over time (Fig. 11).

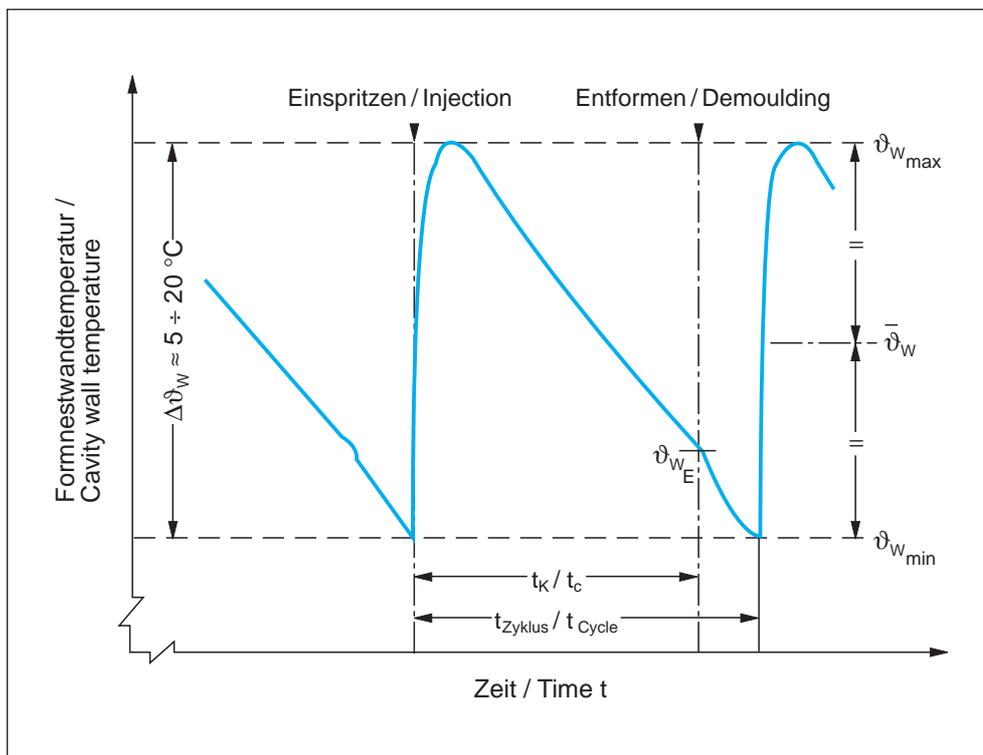


Bild 11: Temperaturen an der Formnestwand eines Spritzgießwerkzeuges bei ununterbrochener Produktion [7]

Fig. 11: Temperatures on the cavity wall of an injection mould during uninterrupted production [7]

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

The periodic fluctuations in cavity wall temperature have physical origins (mould material, moulding compound, melt temperature), and the cooling system is not able to influence the amplitude of these fluctuations.

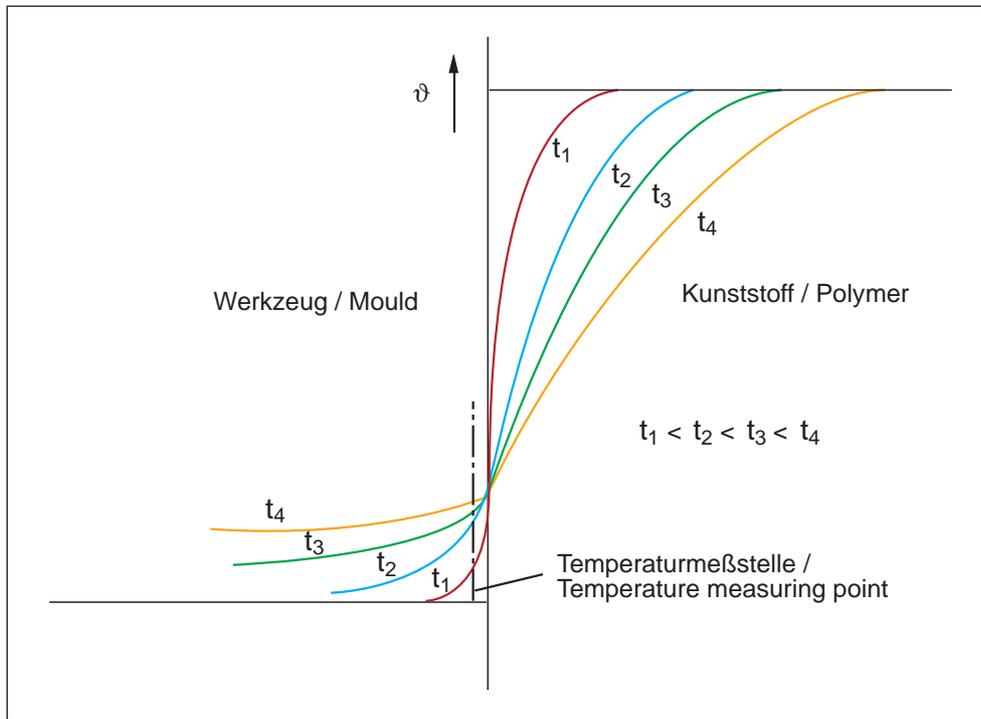


Bild 12: Temperatenausgleich beim Kontakt zweier Körper mit unterschiedlicher Temperatur (schematisch) [7]

Fig. 12: Temperature equalisation when two bodies at different temperatures come into contact with each other (schematic diagram) [7]

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 Temperatenausgleichsvorgang zwischen dem Kunststoff und dem Werkzeug schematisch dargestellt.

Directly prior to injection, the mould wall temperature is ϑ_{Wmin} . When the hot plastic melt touches the colder mould wall, a contact temperature of ϑ_{Wmax} momentarily prevails. This will then fall on account of the cooling that takes place during the cycle. Figure 12 shows a schematic diagram of the temperature equalisation process that takes place between the polymer and the mould.

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.

The temperatures measured at the different times (t_1, t_2, t_3, t_4) at the measuring point in Fig. 12 can be plotted as a function of time, as is shown in Fig. 11.

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 quasistationärer Betrieb vorliegt.

The mould wall temperature undergoes a steady fall from the maximum temperature (ϑ_{Wmax} in Fig. 11) in the course of the cycle, on account of the cooling. Once the moulded part has been demoulded (ϑ_{WE} in Fig. 11), the fall in temperature is accelerated. At the start of the new cycle, ϑ_{Wmin} is attained again for as long as quasi steady-state operation prevails.

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

The contact temperature ϑ_{Wmax} is a function of the heat permeability b of the mould and the moulding compound and can be estimated with the following equation [7]:

$$\vartheta_{Wmax} = \frac{b_W \cdot \vartheta_{Wmin} + b_M \cdot \vartheta_M}{b_W + b_M}$$

$$b = \sqrt{\rho \cdot \lambda \cdot c}$$

ϑ_{Wmin} = Formnestwandtemperatur direkt vor dem Einspritzen

ϑ_{Wmin} = cavity wall temperature immediately prior to injection

ϑ_M = Massetemperatur

ϑ_M = melt temperature

b = Wärmeindringfähigkeit

b = heat permeativity

b_W = Wärmeindringfähigkeit des Werkzeugstahles

b_W = heat permeativity of the mould steel

b_M = Wärmeindringfähigkeit der Formmasse

b_M = heat permeativity of the moulding compound

ρ = Dichte

ρ = density

λ = Wärmeleitfähigkeit

λ = thermal conductivity

c = spezifische Wärmekapazität

c = specific heat capacity

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

The heat permeativity of a number of materials is set out in the Table below.

Werkstoff / Material	Wärmeindringfähigkeit / Heat permeativity b $W_s^{1/2} m^{-2} deg^{-1}$
Beryllium Kupfer / Beryllium copper (BeCu 25)	$17.2 \cdot 10^3$
unlegierter Stahl / Unalloyed steel (C 45 W 3)	$13.8 \cdot 10^3$
Chromstahl / Chromium steel (X 40 Cr 13)	$11.7 \cdot 10^3$
Polyäthylen / Polyethylene (PE-HD)	$0.99 \cdot 10^3$
Polystyrol / Polysterene (PS)	$0.57 \cdot 10^3$

Tabelle 1: Wärmeindringfähigkeiten einiger Werkstoffe und Spritzgußmassen [7]

Table 1: Heat permeativity of a number of materials and injection moulding compounds [7]

Aus den oben angegebenen Werten ist erkennbar, daß Metalle eine weitaus größere Wärmeindringfähigkeit 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.

From the values set out above, it is clear that metals have a far greater heat permeativity than thermoplastics. For this reason, the contact temperature ϑ_{Wmax} between the melt and the cavity wall is in the vicinity of the cavity wall temperature prior to injection, ϑ_{Wmin} . With highly alloyed steels with poor heat conduction, the contact temperature will rise to a higher level than for moulds which are good conductors (beryllium-copper inserts). The outer layer of the moulded part is chilled to a lesser extent, and favourable relaxation conditions prevail right through to the surface areas. It is the peak temperature ϑ_{Wmax} that is of decisive importance for the quality of the moulded part. The temperature increase can be stepped up through the application of a thin heat insulation layer, thereby enhancing the reproduction of the surface at the same time.

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

The mean cavity surface temperature $\bar{\vartheta}_W$ can be used for establishing the cooling time and also for determining the necessary cooling capacity with a sufficient degree of accuracy.

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

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.

For practical reasons, the minimum temperature ϑ_{Wmin} is sometimes specified as the decisive temperature in the literature, since this is the easiest temperature to measure in the injection moulding shop.

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].

This is untenable on physical grounds, however. This temperature does not prevail while the moulding is in the mould but only a considerable time afterwards [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).

The amplitude of the temperature fluctuation $\Delta\vartheta_w$ falls with an increasing distance from the cavity surface. This is particularly important when it comes to the correct position of the temperature sensor from the cavity surface for an externally controlled cavity wall temperature (Fig. 13).

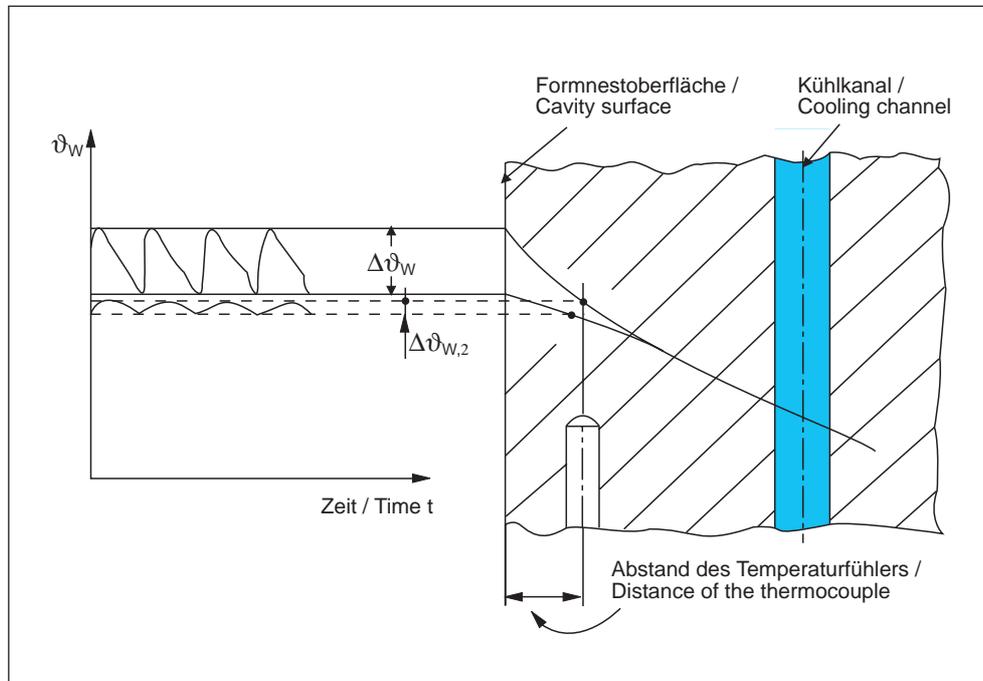


Bild 13: Abnahme der Temperaturamplitude im Werkzeug [8]

Fig. 13: Reduction in temperature amplitude in the mould [8]

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

One of the target variables in the thermal design of the mould is the mean cavity wall temperature $\bar{\vartheta}_W$ shown in Fig. 11. If this temperature is attained in (almost) all the areas of the mould, then this will ensure that identical cooling conditions prevail in respect of the heating/cooling system.

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 Formteilebereiche 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

5. Prerequisites for optimum temperature control of the mould

The temperature control unit, the heating/cooling channel system in the mould and the heat carrier (cooling medium) together make up the temperature control system. Specific conditions are imposed on each of the three components in order to ensure that the aims set out above can be achieved:

- a) The position and number of heating/cooling channels is to be selected in such a way that uniform heating/cooling is guaranteed in all areas of the moulding, and a sufficiently large heating/cooling channel surface is available. Particular attention should be given to heating/cooling at the corners of the moulding (to prevent corner warpage).

Dissimilar cooling rates from one point to the next lead to dissimilar solidification times and hence to dissimilar shrinkage and internal stresses. The dissimilar surface areas at corners cause considerable differences to develop:

- high cooling rates in the convex areas
- low cooling rate in the concave areas

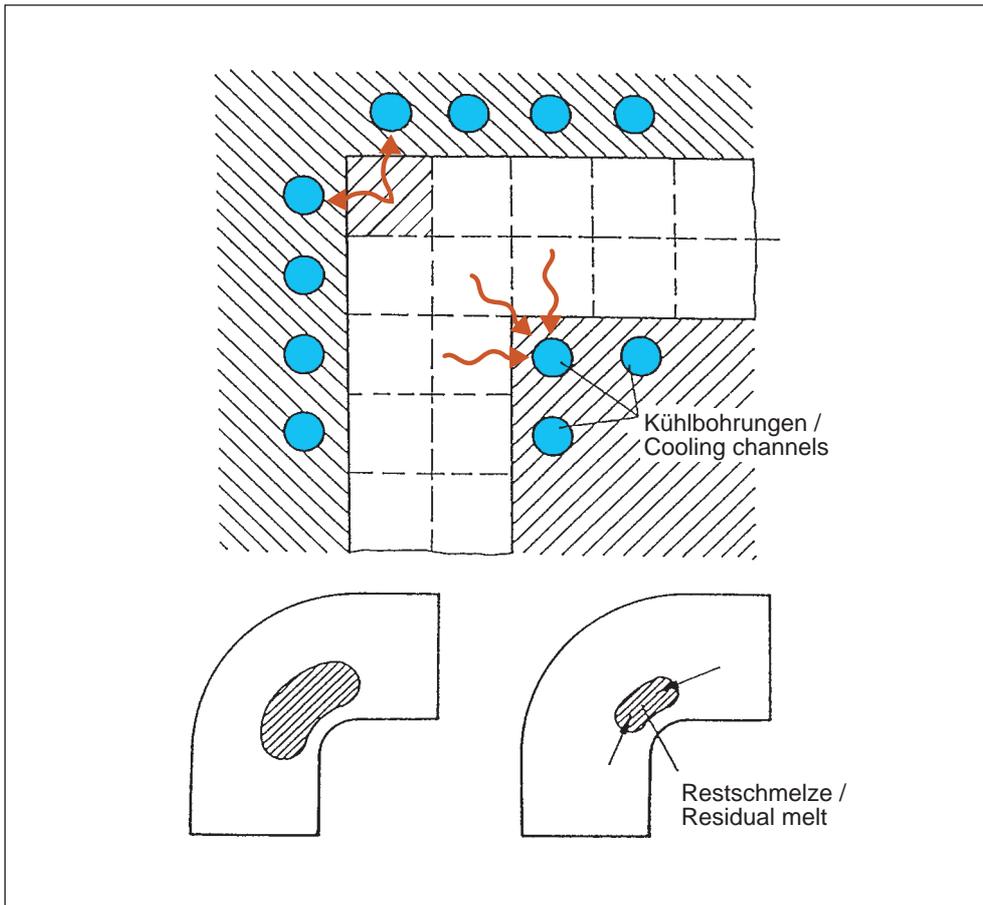
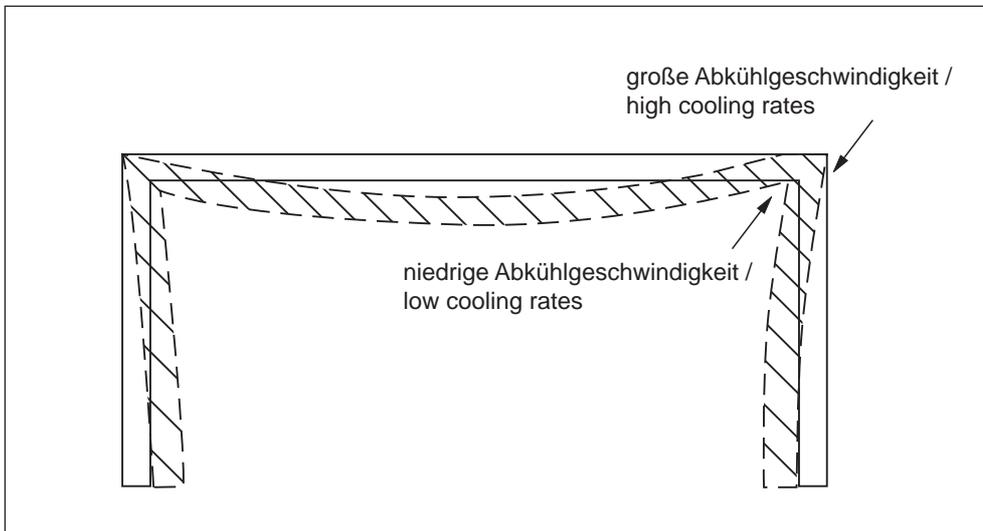


Bild 14: Erstarren der Schmelze in einer Formteilecke [9]

Fig. 14: Solidification of the melt in a corner of the moulding [9]

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.

From the diagram at the bottom of Fig. 14 it is clear that two cooling channels can be assigned to the shaded square on the outside of the corner. Three squares can be allocated to a single channel on the concave side. As a result, the molten core shifts towards the concave side. During solidification, material deficits occur, since the shrinkage is not compensated by any additional material being forced in. The result is tensile stresses which at times can lead to corner warpage subsequent to demoulding. Over and above this, holes, sink marks or spontaneous cracks may occur.

Zur Anpassung der Wärmeströme in den Formteilecken (Temperaturmaximum bzw. Restschmelze in der Formteilmittle) 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)

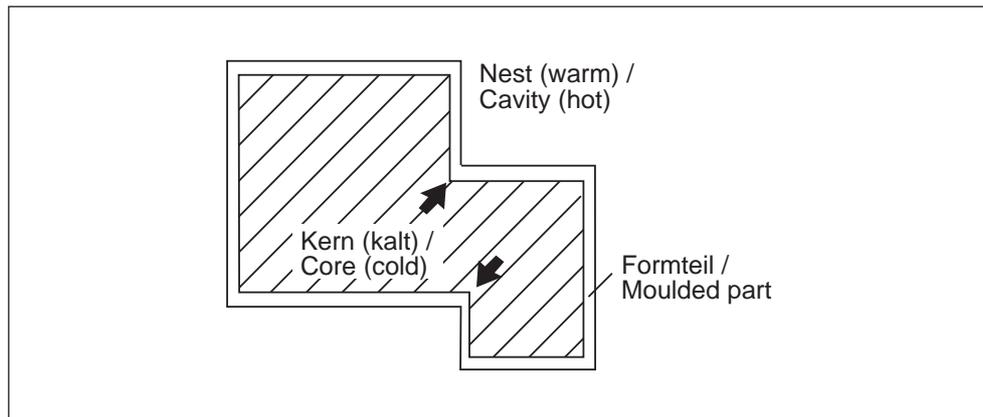
The following methods can be employed to adjust the heat flows in the corners (temperature peak or residual melt thickness in the centre of the moulding) and hence to reduce corner warpage:

- cold core and hot cavity

The low core temperature causes the core side to cool so rapidly that the residual melt is located in the centre of the corner.

drawbacks:

- the straight surfaces of the moulded part are subject to dissimilar cooling
- this method will not work if the core contains convex regions as well (see diagram)



- Änderung der Eckengeometrie

Anpassung der Wärmeströme durch:

- geringen Wärmeinhalt und/oder
- größere Austauschfläche

Nachteile:

- Schwächung der Formteilecke
- Erhöhung der Werkzeugfolgekosten

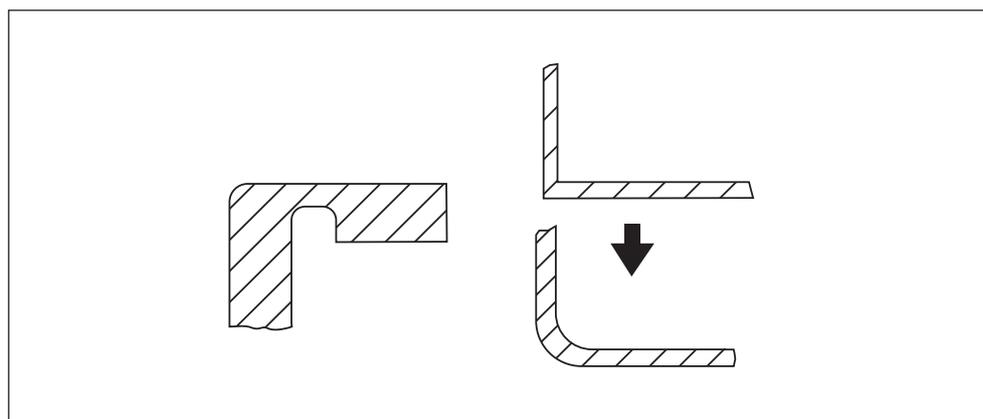
- modification to corner geometry

adjustment of the heat flows through:

- a low heat content and/or
- a bigger exchange surface

drawbacks:

- moulding corner is weakened
- increase in mould follow-up costs

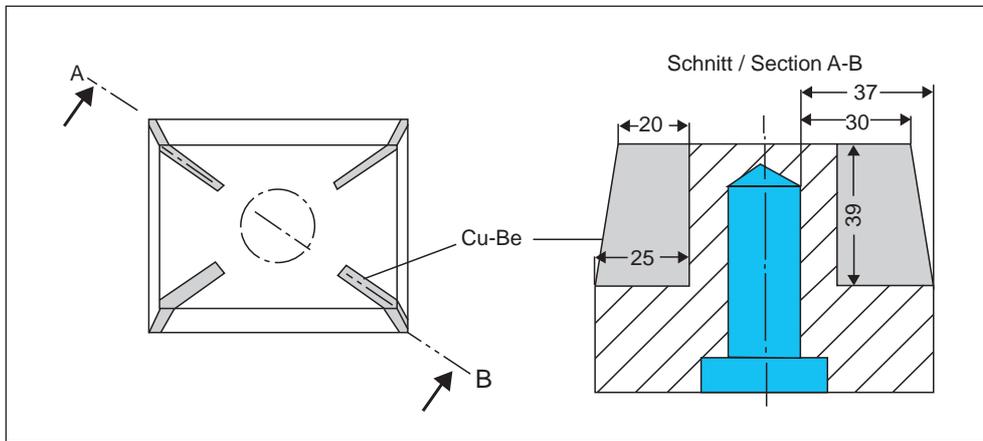


- partielle Anpassung der Wärmeströme

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

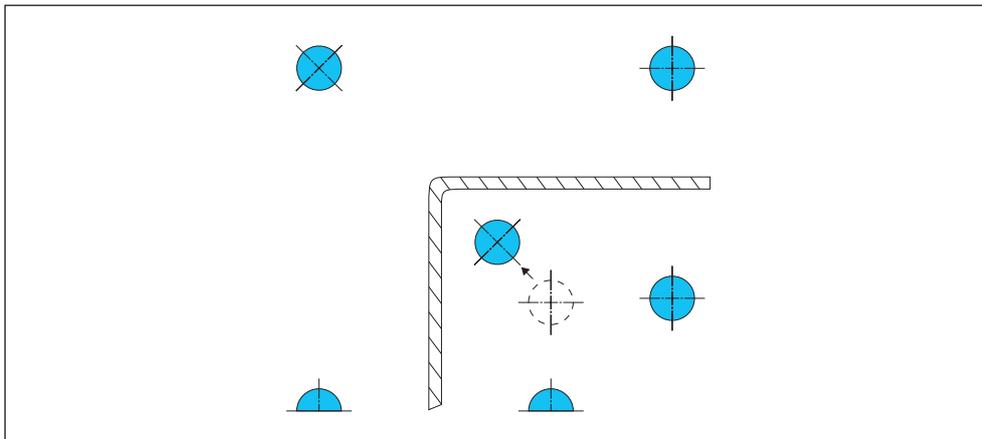
- partial adjustment of the heat flows:

- through the use of material with a higher thermal conductivity on the concave side of the corner (copper-beryllium inserts)



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

– through the smallest possible distance between the corner and the cooling channel wall



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,

b) When determining the size of the heating/cooling channels, consideration must be paid to the pressure that is required to convey the cooling medium inside the mould. Excessively small cooling channel diameters will result in a high pressure drop. Particular value must thus be placed on a correctly dimensioned heating, cooling and pumping capacity.

c) Die Temperaturdifferenz zwischen Eintritts- und Austritts-temperatur des Wärmeträgers (Kühlmedium) sollte möglichst klein sein ($\leq 2\text{ °C}$ bei Präzisions-spritzgußteilen). Bei qualitativ hochwertigen Teilen ist deshalb eventuell eine Aufteilung in mehrere Parallelkreise erforderlich, damit die Temperaturdifferenz nicht zu groß wird.

c) The temperature differential between the inflow and outflow temperature of the heat carrier (cooling medium) should be as small as possible ($\leq 2\text{ °C}$ for precision injection mouldings). In the case of high-quality moulded parts, therefore, it may be necessary to employ a number of parallel circuits in order to ensure that the temperature differential does not become too pronounced.

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

d) The heat carrier (cooling medium) should possess good heat transfer properties; water is a suitable medium here.

Vergleicht man die Wärmeübergangsbedingungen zwischen Wasser und Wärmeträgeröl bei

If a comparison is drawn between water and heat carrier oil for the heat transfer conditions with the following settings:

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

- a heating/cooling-medium temperature $\vartheta_{TM} = 80\text{ °C}$
- a channel diameter $D_{KK} = 8\text{ mm}$
- a heating/cooling-medium throughput $\dot{m}_{TM} = 5\text{ kg/min}$

so erhält man für den Wärmeübergangskoeffizienten

then the following is obtained for the coefficient of heat transfer:

Wasser: $\alpha_{TM} = 10\,900\text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$
 Öl: $\alpha_{TM} = 696\text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$.

water: $\alpha_{TM} = 10\,900\text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$
 Oil: $\alpha_{TM} = 696\text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$.

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

The heat transfer conditions are thus more than ten times as good with water (for the settings employed) [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.

e) The flow conditions in the heating/cooling channel should always be turbulent (Reynolds number Re much higher than 2300). If smaller Reynolds numbers result, then it will be necessary to reduce the diameter of the cooling channel (for a specified throughput) or to employ a less viscous heating/cooling medium.

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.

Figure 15 below shows just how important a turbulent flow is for the heating/cooling medium. The coefficient of heat transfer α_{TM} shown in there is a decisive parameter for the efficiency of a heating/cooling system in a specified position and with a given size of heating/cooling channel. This will be all the greater the bigger the Reynolds number is, i.e. the more turbulent the flow.

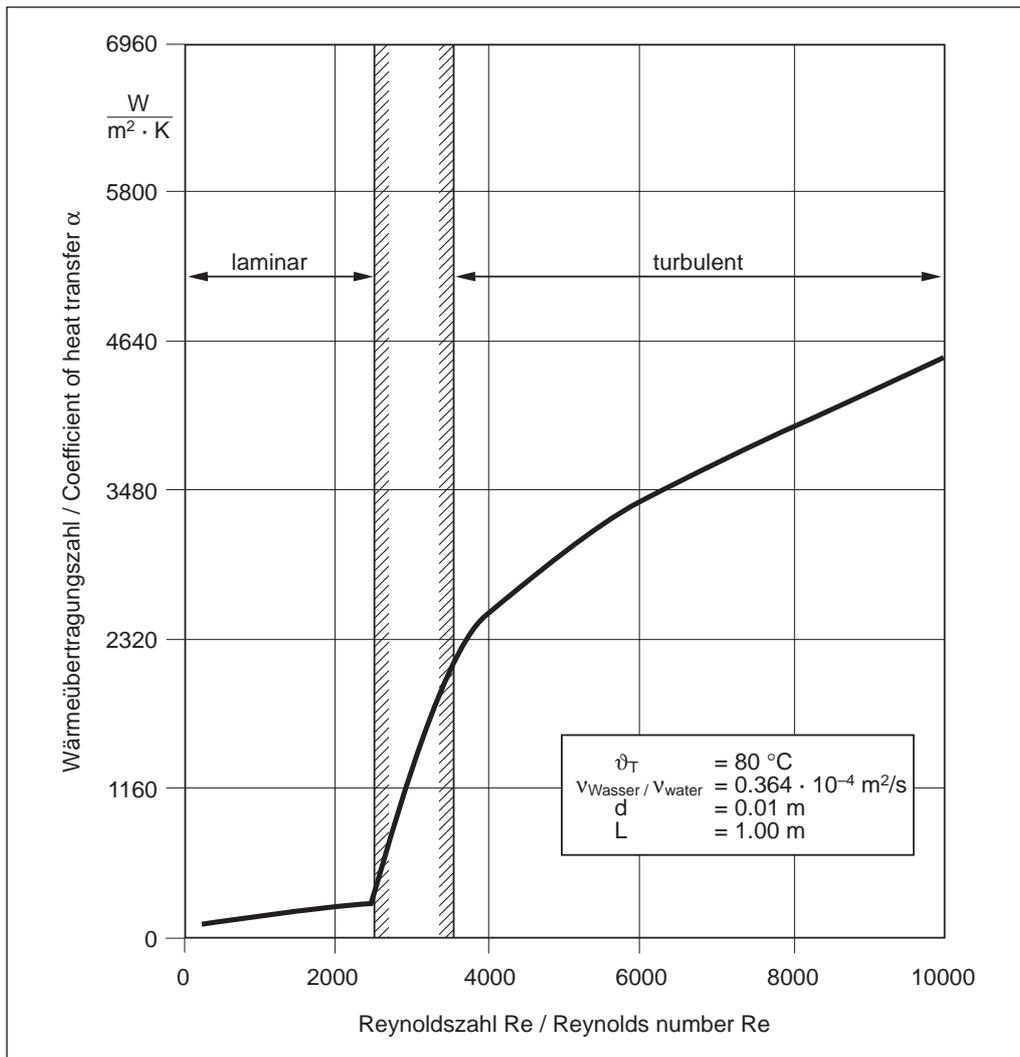


Bild 15: Wärmeübergangskoeffizient in Abhängigkeit von der Reynoldszahl für Wasser

Fig. 15: Coefficient of heat transfer as a function of Reynolds number for water

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.

f) The temperature control unit must be equipped with sufficient heating, cooling and pumping capacity and be in a position to maintain the target mean mould wall temperature within tight tolerances, irrespective of the production conditions.

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.

g) A positive influence on cooling can be achieved through the use of an article design that is suitably tailored to plastics, coupled with an optimum design in flow engineering terms (number and position of injection points, flow paths). The requirements placed on the heating/cooling system and also its complexity can be reduced to a lower level by avoiding major differences in wall thickness and accumulations of melt (ribs, bosses).

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 sogenannte Fourier-Zahl überprüft werden. Empfehlung für die Fourier-Zahl: $> 0,05$ (besser $0,1$).

Dimensionslose Fourier-Zahl:

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

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

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.

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

θ = Abkühlgrad
 $\bar{\vartheta}_E$ = mittlere Entformungstemperatur
 $\bar{\vartheta}_W$ = 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].

6. Cooling time (temperature-control time)

Cooling proper commences right at the cavity filling stage. During the cooling phase, however, it is essential that the melt be prevented from freezing through the “flow heat” that is generated by internal friction (a quasi isothermal flow process). The chief quantity of heat is exchanged after the filling phase, i.e. up to the point when the mould is opened and the moulding ejected from it.

The exchange of heat between the moulding compound and the cooling medium takes place by heat conduction through the cavity walls. The time required for the demoulding temperature to be reached (cooling time) can be estimated as a function of the moulded part geometry using the simplified equations in Fig. 16.

These equations make allowance for the conduction of heat from the big surfaces to the mould wall. If the equations given in Fig. 16 are applied for short cooling times (cooling phase not very far advanced) then this can lead to considerable deviations from the actual times. For this reason, the so-called Fourier number ought to be checked. The recommended Fourier number is > 0.05 , or better still 0.1 .

Dimensionless Fourier number:

t = calculated cooling time from Fig. 16
a = thermal diffusivity
x = wall thickness s for plates – radius r for a cylinder
with $L = \infty$

The effective thermal diffusivity a_{eff} used in the equations (Fig. 16) is a reference value that is taken to be constant. It leads to the same degree of cooling (over the same period of time as the actual temperature-dependent thermal diffusivity [7]). The degree of cooling is dimensionless.

θ = degree of cooling
 $\bar{\vartheta}_E$ = mean demoulding temperature
 $\bar{\vartheta}_W$ = mean cavity wall temperature
 ϑ_M = melt temperature after completion of mould filling

By contrast to the thermal diffusivity, the effective thermal diffusivity is then just a function of the mean mould wall temperature and the glass fibre content of the material [7].

Geometrie / Geometry	Randbedingung / Boundary condition	Gleichung / Equation
	Platte / Plate $\dot{Q}_z = 0$ $\dot{Q}_x = 0$	$t_K = \frac{s^2}{\pi^2 \cdot a_{\text{eff}}} \cdot \ln \left(\frac{8}{\pi^2} \cdot \frac{\vartheta_M - \bar{\vartheta}_W}{\widehat{\vartheta}_E - \bar{\vartheta}_W} \right) \quad 1$ $t_K = \frac{s^2}{\pi^2 \cdot a_{\text{eff}}} \cdot \ln \left(\frac{4}{\pi} \cdot \frac{\vartheta_M - \bar{\vartheta}_W}{\widehat{\vartheta}_E - \bar{\vartheta}_W} \right) \quad 1a$
	Zylinder / Cylinder $\dot{Q}_\varphi = 0$ $\dot{Q}_z = 0$ $L \gg D$	$t_K = \frac{D^2}{23.14 \cdot a_{\text{eff}}} \cdot \ln \left(0.692 \cdot \frac{\vartheta_M - \bar{\vartheta}_W}{\widehat{\vartheta}_E - \bar{\vartheta}_W} \right) \quad 2$ $t_K = \frac{D^2}{23.14 \cdot a_{\text{eff}}} \cdot \ln \left(1.602 \cdot \frac{\vartheta_M - \bar{\vartheta}_W}{\widehat{\vartheta}_E - \bar{\vartheta}_W} \right) \quad 2a$
	Zylinder / Cylinder $\dot{Q}_\varphi = 0$ $L \sim D$	$t_K = \frac{1}{\left(\frac{23.14}{D^2} + \frac{\pi^2}{L} \right) \cdot a_{\text{eff}}} \cdot \ln \left(0.561 \cdot \frac{\vartheta_M - \bar{\vartheta}_W}{\widehat{\vartheta}_E - \bar{\vartheta}_W} \right) \quad 3$ $t_K = \frac{1}{\left(\frac{23.14}{D^2} + \frac{\pi^2}{L} \right) \cdot a_{\text{eff}}} \cdot \ln \left(2.04 \cdot \frac{\vartheta_M - \bar{\vartheta}_W}{\widehat{\vartheta}_E - \bar{\vartheta}_W} \right) \quad 3a$
	Würfel / Cube	$t_K = \frac{h^2}{3 \cdot \pi^2 \cdot a_{\text{eff}}} \cdot \ln \left(0.533 \cdot \frac{\vartheta_M - \bar{\vartheta}_W}{\widehat{\vartheta}_E - \bar{\vartheta}_W} \right) \quad 4$ $t_K = \frac{h^2}{3 \cdot \pi^2 \cdot a_{\text{eff}}} \cdot \ln \left(2.064 \cdot \frac{\vartheta_M - \bar{\vartheta}_W}{\widehat{\vartheta}_E - \bar{\vartheta}_W} \right) \quad 4a$
	Kugel / Sphere	$t_K = \frac{D^2}{4 \cdot \pi^2 \cdot a_{\text{eff}}} \cdot \ln \left(2 \cdot \frac{\vartheta_M - \bar{\vartheta}_W}{\widehat{\vartheta}_E - \bar{\vartheta}_W} \right) \quad 5$
	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]

Fig. 16: Cooling time equations for different geometries [10]

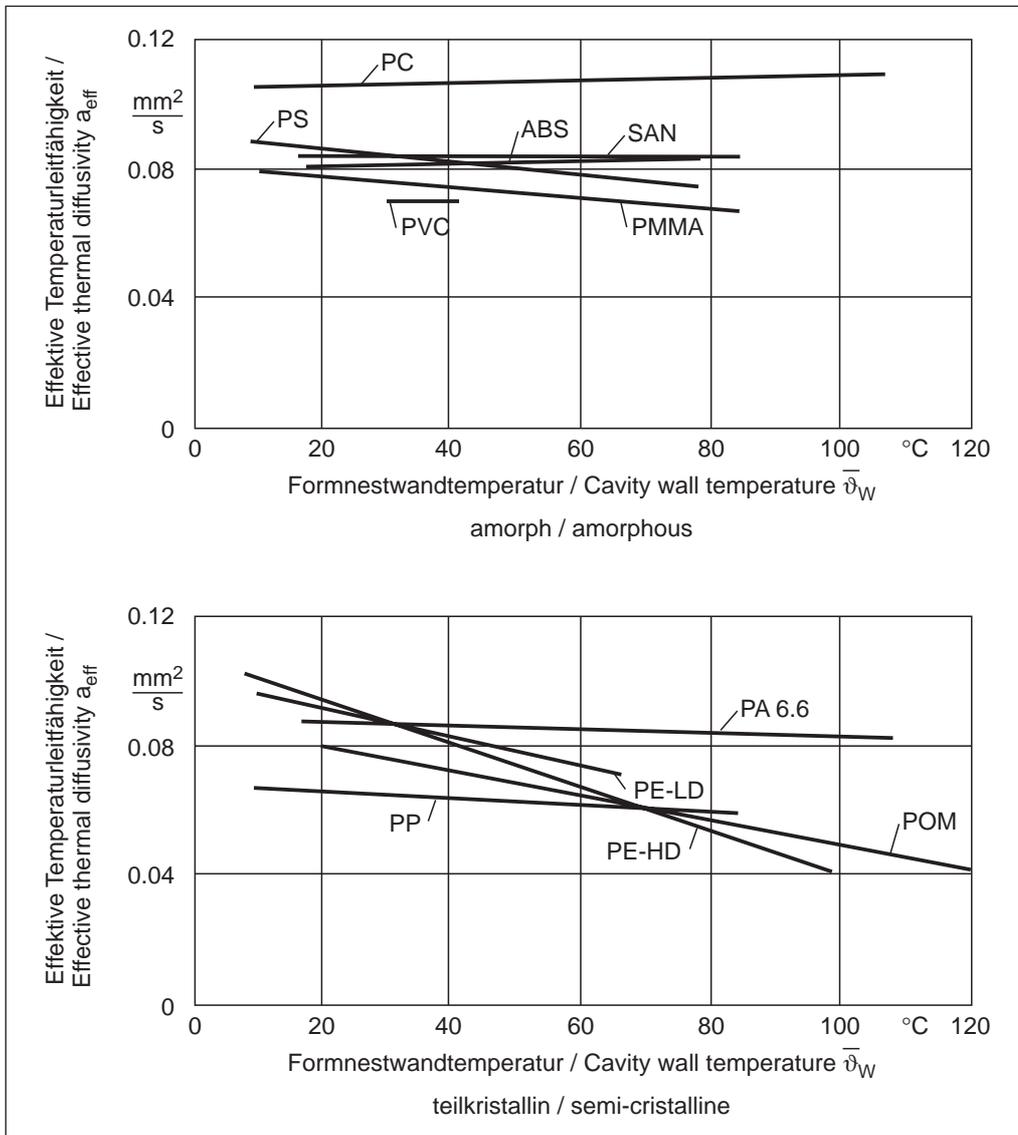


Bild 17: Effektive Temperaturleitfähigkeit in Abhängigkeit von der Formnestwandtemperatur [7]

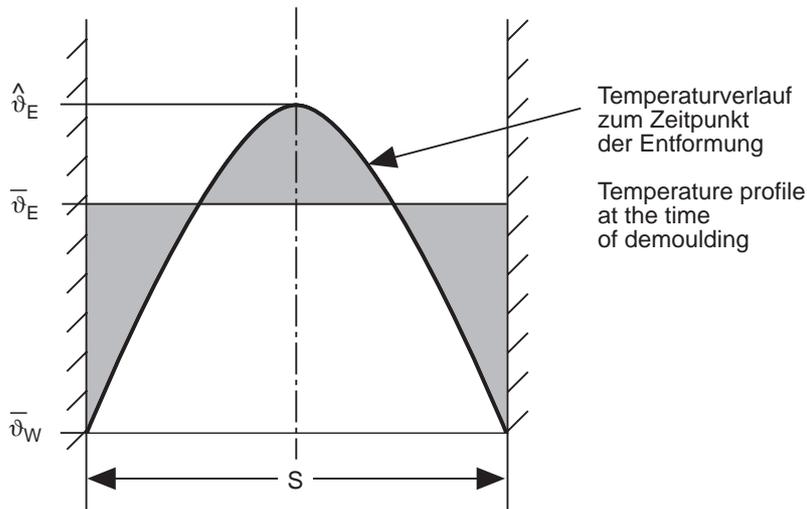
Fig. 17: Effective thermal diffusivity as a function of cavity wall temperature [7]

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

- die Temperatur in der Formteilmittte $\hat{\vartheta}_E$ und
- durch den integralen Mittelwert über dem Querschnitt $\bar{\vartheta}_E$ charakterisiert werden kann.

At the time of demoulding a temperature profile has developed in the moulding which can be characterised by

- the temperature in the centre of the moulding $\hat{\vartheta}_E$
- the integral mean value over the cross-section $\bar{\vartheta}_E$.



Richtwerte für die Entformungstemperatur können aus Bild 1 entnommen werden.

Guide values for the demoulding temperature can be taken from Fig. 1.

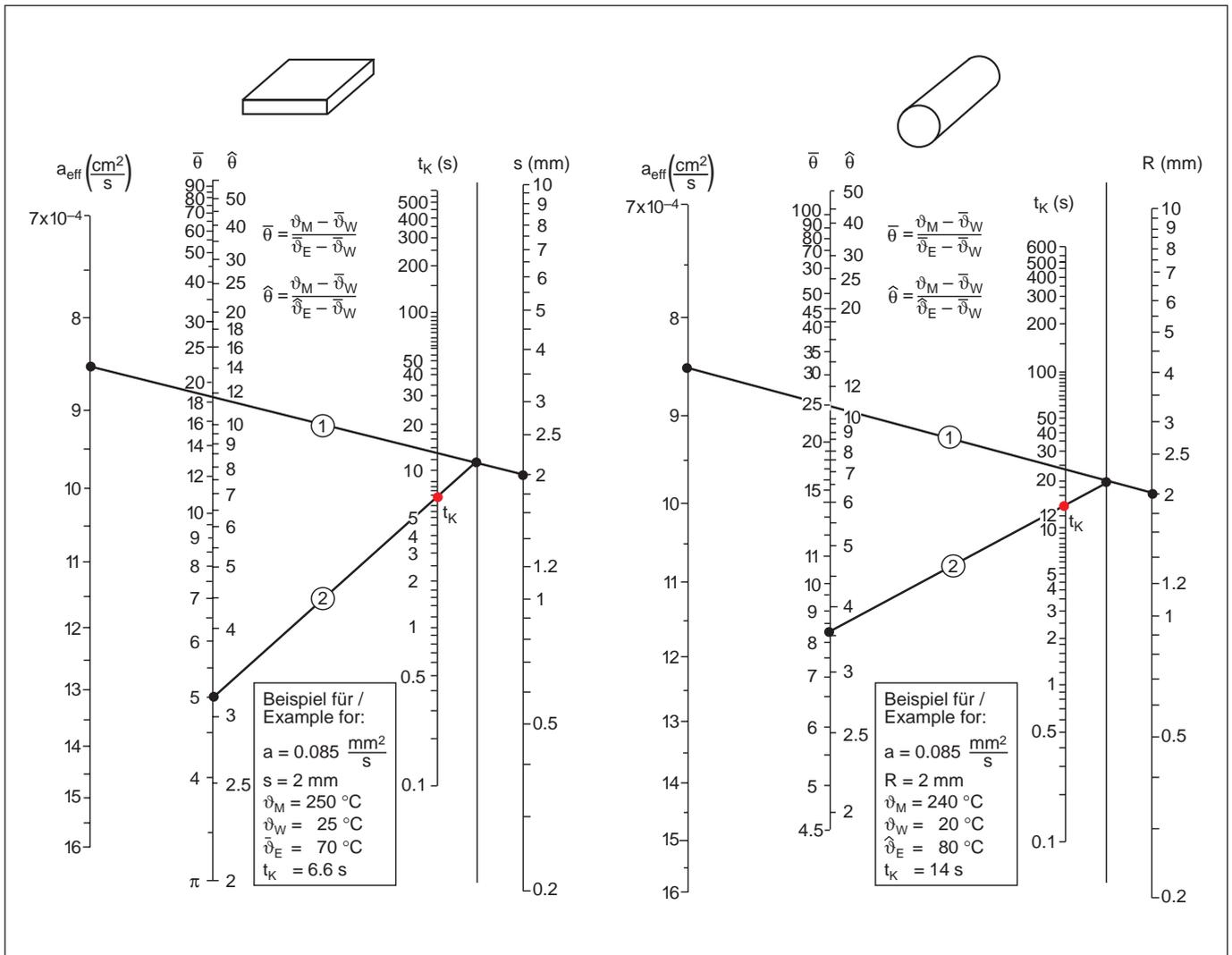


Bild 18: Nomogramme zur Bestimmung der Kühlzeit von plattenförmigen (links) und zylinderförmigen (rechts) Formteilen [11]

Fig. 18: Nomograms for determining the cooling time of plate-shaped (left) and cylindrical moulded parts [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.

The nomograms shown in Fig. 18 can additionally be used for purposes of estimating the cooling time. With knowledge of the material (a_{eff} = effective thermal diffusivity), the wall thickness, s , and the degree of cooling, θ it is possible to establish the cooling time very rapidly in the manner set out above.

6.1 Auswahl der kühzeitbestimmenden Geometrie

6.1 Selection of the geometry that dictates the cooling time

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 soweit erkaltet sein, daß sie nicht festkleben und keine Markierungen entstehen können (Beispiel: dünnwandiges Formteil mit dickerem Stangenanguß).

The design of the heating/cooling system should be based on the part of the moulding or sprue region (cold runner) which needs to be cooled for longest before it can be demoulded, i.e. until it has reached the permitted demoulding temperature ϑ_E . Cold runner sprues do not always have to cool down to the point of dimensional stability but simply need to cool down far enough so as not to stick and cause marks (example: thin-walled moulding with a thicker sprue).

Soll der Anguß auf keinen Fall kühzeitbestimmend sein, d. h. die Kühlzeit des dickeren Formteilbereiches soll sein \geq der Kühlzeit des Angußquerschnittes, so können die Gleichungen 1 und 2 oder 1a und 2a aus Bild 16 gleichgesetzt werden:

If the sprue is not to dictate the cooling time under any circumstances, i.e. if the cooling time of the thicker area of the moulding is to be greater than or equal to the cooling time of the sprue cross-section, then Equations 1 and 2 or 1a and 2a from Fig. 16 can be equated with each other:

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

$$\text{Cooling time}_{\text{moulding}} \geq \text{cooling time}_{\text{sprue}}$$

Nach Umformung erhält man folgenden Zusammenhang für den Außen­durchmesser:

After the equation has been rewritten, the following relationship is obtained for the sprue diameter:

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

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

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

s_{\max} = thickest part wall thickness
 d_a = sprue diameter
 a_{eff} = effective thermal diffusivity

6.2 Einflußgrößen auf die Kühlzeit

6.2 Parameters influencing cooling time

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

If we observe the idealised and simplified equation for the cooling time of a flat plate (Equation 1 in Fig. 16)

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

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

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

then there are four parameters which affect the cooling time (a_{eff} : quasi constant mean value from Fig. 17):

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

s^2 = square of moulded part wall thickness
 T_M = melt temperature after filling
 \bar{T}_E = mean demoulding temperature
 \bar{T}_W = mean cavity wall temperature

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.

It is the wall thickness (s^2) that has by far the biggest influence on cooling time. Figure 19 shows the correlation between the wall thickness (s) and the cooling time (t_K). The influence of the wall thickness is entered in squared form, which means that, if the wall thickness is doubled, this will lead to a fourfold increase in cooling time. This clearly highlights the conflict between a longer cooling and cycle time and the higher wall thickness, which is frequently desirable in order to facilitate mould filling.

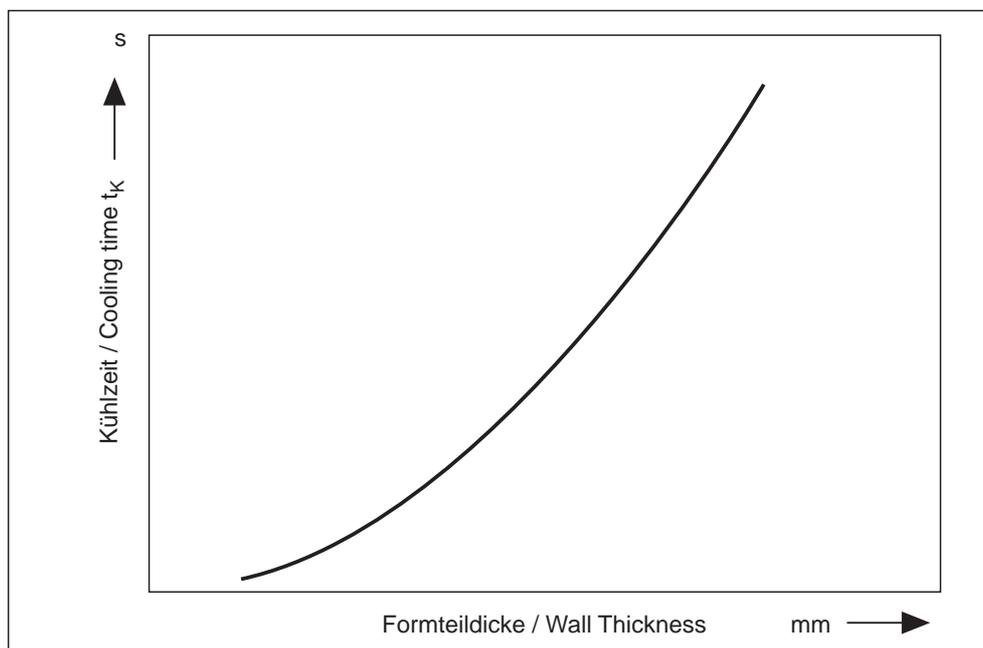


Bild 19: Einfluß der Wanddicke s auf die Kühlzeit t_K

Fig. 19: Influence of wall thickness s on cooling time t_K

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.

Figure 20 shows the cooling time versus the demoulding temperature of the moulded part, with the moulded part wall thickness as the parameter. Increasing the demoulding temperature has the effect of reducing the cooling time. The upper limit for the demoulding temperature is dictated by the degree of dimensional stability required. Shear modulus curves (shear modulus versus temperature) may be used here by way of an approximation.

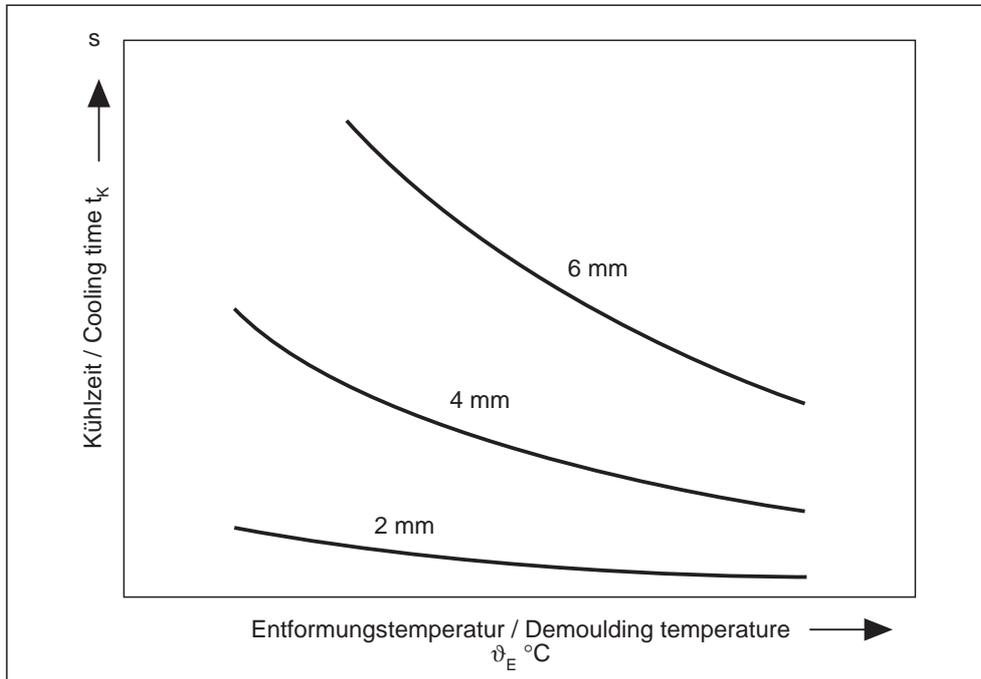


Bild 20: Einfluß der Entformungstemperatur auf die Kühlzeit t_K

Fig. 20: Influence of demoulding temperature on cooling time t_K

Einen umgekehrten aber nicht minder geringen Einfluß auf die Kühlzeit hat die Formnestwandtemperatur (Bild 21). Bei einem Anstieg der Formnestwandtemperatur läßt sich auch eine Zunahme der Kühlzeit beobachten.

The cavity wall temperature has an inverse but no less pronounced influence on the cooling time (Fig. 21). An increase in the cooling time is observed when there is an increase in the cavity temperature.

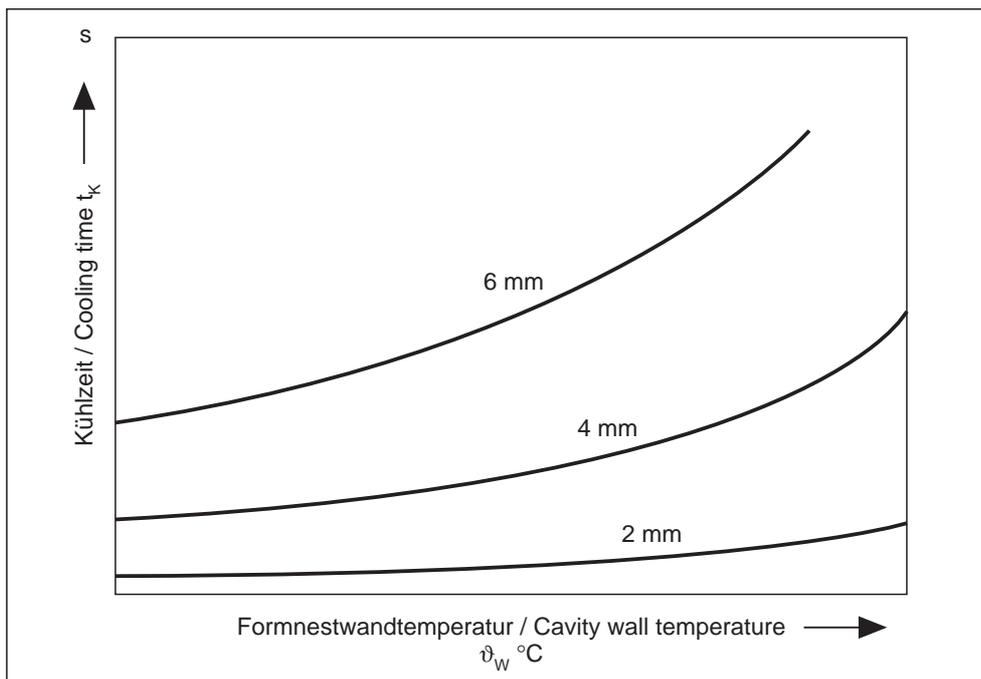


Bild 21: Einfluß der Formnestwandtemperatur auf die Kühlzeit t_K

Fig. 21: Influence of cavity wall temperature on cooling time t_K

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

The temperature of the melt has a very slight influence on the cooling time (Fig. 22). The cooling time increases slightly as the melt temperature rises. Even with large wall thicknesses, there is only a slight increase in the influence of melt temperature.

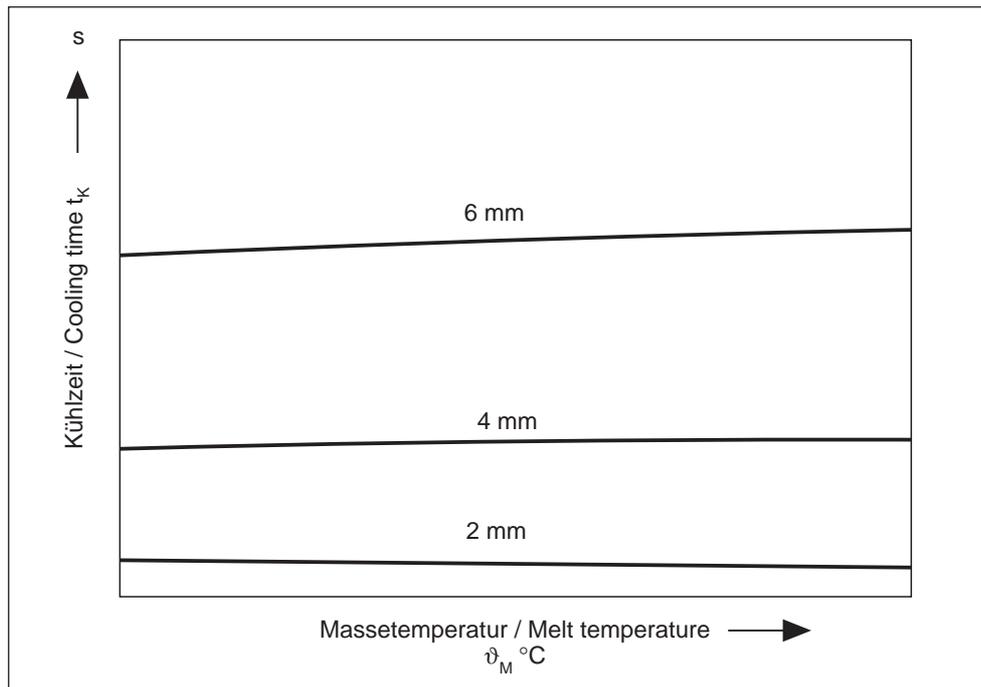


Bild 22: Einfluß der Masstemperatur auf die Kühlzeit t_K

Fig. 22: Influence of melt temperature on cooling time t_K

Aus den vorangegangenen Betrachtungen ergeben sich nachfolgende Punkte:

The following points can be derived from what has been set out above:

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

- The moulded part should not be any thicker than necessary. Partial increases in wall thickness should also be avoided if possible ($t_K \sim s^2$).
- To achieve a low cycle time, the demoulding temperature should be selected as high as possible, although it is absolutely essential to pay attention to dimensional stability at the same time.
- It is important to select a reasonable mould temperature. (Raw materials manufacturer, allowance for mechanical properties, matt or rough moulding surfaces, gloss differences, stresses).
- Although the influence of the melt temperature is only low, it should not fall to too low a level in order to ensure better flowability of the melt.

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).

7. Overall heat balance for the heating/cooling of the mould

The heat balance is drawn up by setting the flows of heat that are introduced into the mould against those that are removed from it. The individual heat flows are established in the form of mean values over an injection cycle and are regarded as stationary. The aim of the heat balance is to establish the quantity of heat that is to be eliminated by the heating/cooling medium (Fig. 23).

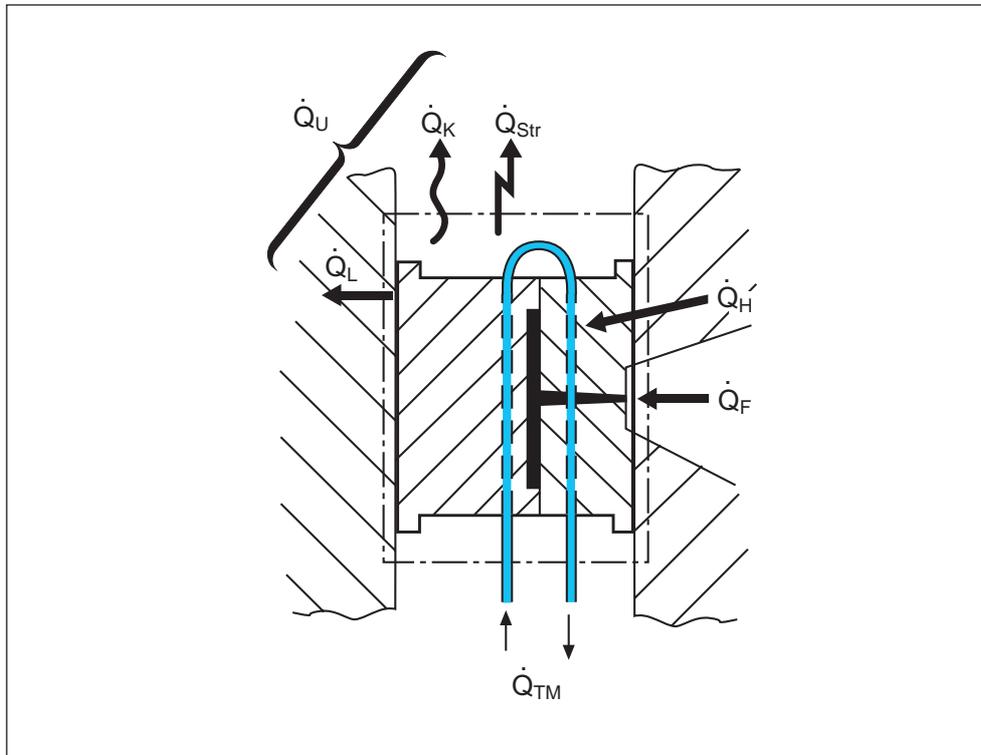


Bild 23: Wärmestrombilanz in einem Spritzgießwerkzeug [7]

Fig. 23: Heat flow balance in an injection mould [7]

Die Wärmebilanz für das gesamte Werkzeug lautet:

The heat balance for the entire mould is as follows:

- \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

- \dot{Q}_F = heat flow introduced into the mould by the hot moulding compound
- \dot{Q}_L = heat flow given off to the surroundings by conduction
- \dot{Q}_K = heat flow given off to the surroundings by convection
- \dot{Q}_{Str} = heat flow given off by radiation
- \dot{Q}_{TM} = heat flow that the heating/cooling medium introduces or eliminates
- \dot{Q}_H = additional heat flow, such as through a hot runner block

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.

In this balance, those heat flows that are introduced into the mould and thus heat it are counted as positive flows. while the heat flows that are removed from the mould, and thus cool it, are counted as negative.

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} .

When thermoplastics are being processed, the moulding undergoes cooling, which is why \dot{Q}_F is always positive, while the heat exchanged with the surroundings can be either positive or negative as a function of the temperature level of the mould. The same applies in the case of the heat flow for the heating/cooling medium, \dot{Q}_{TM} .

Temperaturmittelwärmestrom:

Heat flow of heating/cooling medium:

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

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

In order to determine the heat of the moulding (\dot{Q}_F), it is necessary to know the enthalpy differential (Δh) that prevails between the melt temperature ϑ_M and the demoulding temperature ϑ_E . This can be obtained from enthalpy diagrams (Fig. 24+25) for the corresponding materials.

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

m = Masse des Spritzgußteils

m = moulded part mass

t = Zykluszeit

t = cycle time

Δh = Differenz der spezifischen Enthalpie

Δh = specific enthalpy differential

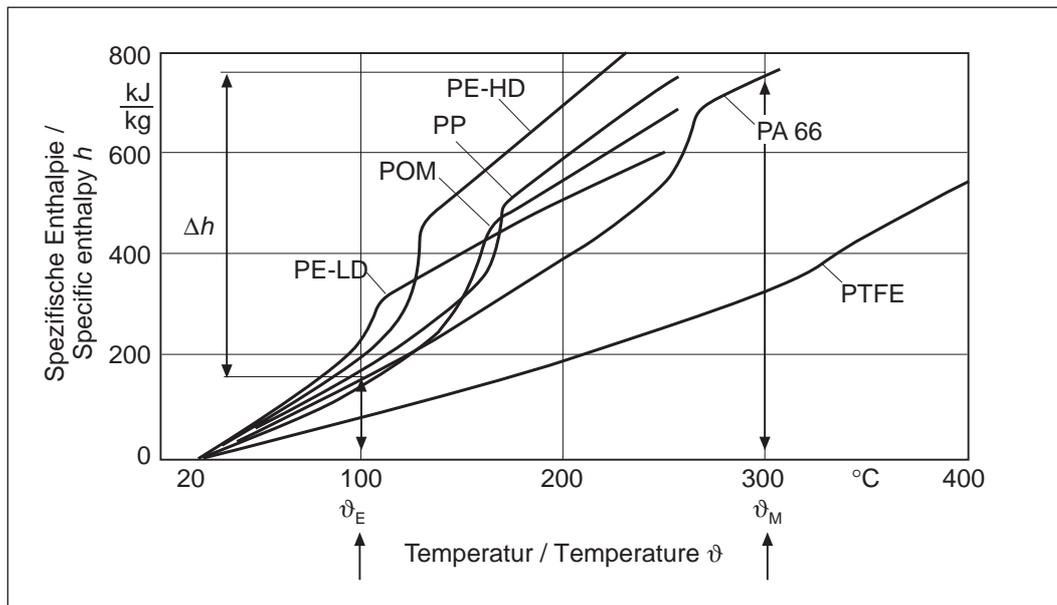


Bild 24: Spezifische Enthalpie für einige teilkristalline Thermoplaste

Fig. 24: Specific enthalpy for a number of semi-crystalline thermoplastics

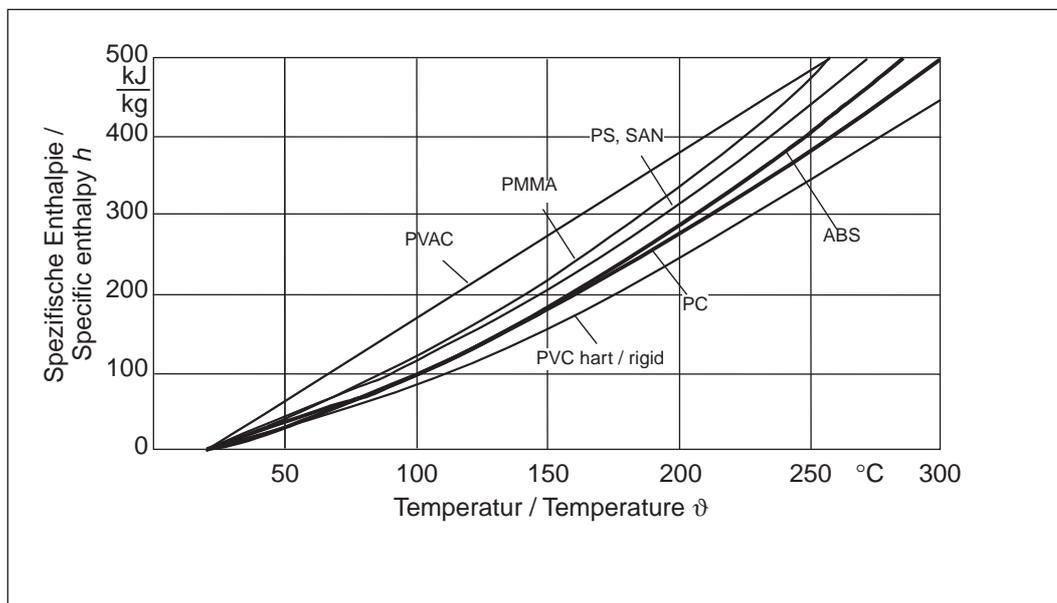


Bild 25: Spezifische Enthalpie für einige amorphe Thermoplaste [7]

Fig. 25: Specific enthalpy for a number of amorphous thermoplastics [7]

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:

$$\begin{aligned}\sum_i \dot{Q}_i &= 0 \\ \dot{Q}_U &= -\dot{Q}_{TM}\end{aligned}$$

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

8. Heat exchange with the surroundings [7]

The heat exchange with the surroundings is very difficult to measure. In one study [7], component \dot{Q}_U was determined indirectly with the machine running dry, i.e. without the moulding compound being injected into the mould. In this case, the heat given off by the mould into the surroundings is equal to the heat taken up by the heating/cooling medium:

The measurements revealed a linear correlation between the heat exchange with the environment and the temperature of the heating/cooling medium. Direct proportionality is achieved if the quantity of heat \dot{Q}_U is plotted against the temperature differential $\vartheta_{WA} - \vartheta_U$.

ϑ_{WA} = temperature on the outer surface of the mould
 ϑ_U = ambient temperature

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.

Figure 26 shows the heat exchange with the surroundings for three of the materials studied. The components accounted for by conduction, convection and radiation are indicated on the Figure.

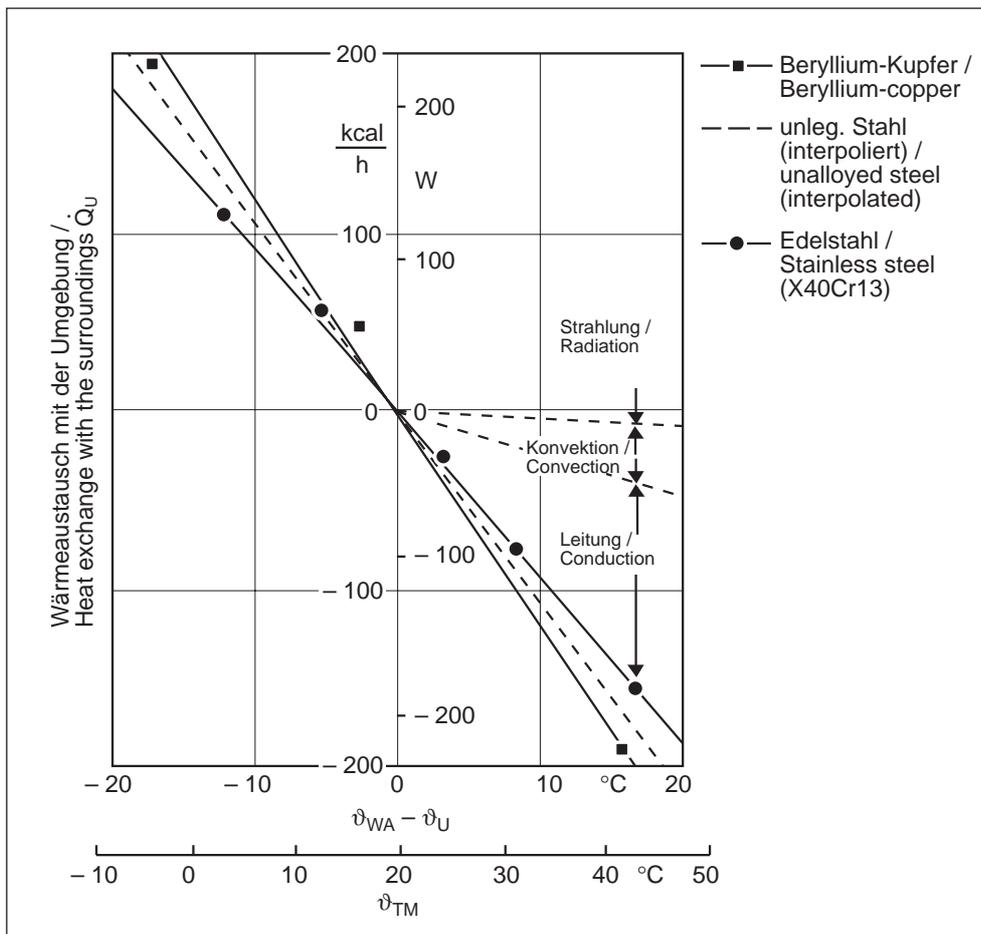


Bild 26: Wärmeaustausch zwischen Werkzeug und Umgebung bei unterschiedlichen Temperiermitteltemperaturen [7]

Fig. 26: Heat exchange between the mould and the surroundings with different heating/cooling medium temperatures [7]

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

$\alpha_L \approx 8 \text{ W/m}^2 \cdot \text{grad}$

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

8.1 Convection \dot{Q}_K

The convection component can be determined by Newton's law of heat transfer:

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

A_S = lateral side of mould

α_L = coefficient of heat transfer for natural convection in air

$\alpha_L \approx 8 \text{ W/m}^2 \cdot \text{degree}$

The outside mould temperature is frequently unknown and can be determined from the following diagram (Fig. 27). This shows the measured correlation between the outside mould temperature and the heating/cooling medium temperature.

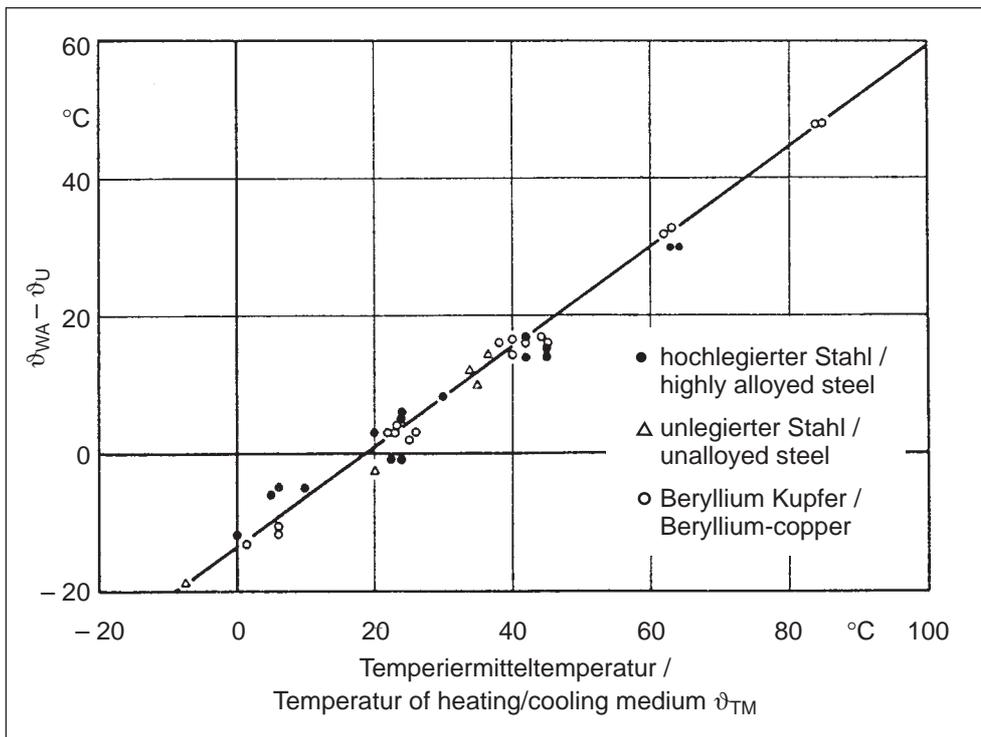


Bild 27: Korrelation zwischen der Temperaturdifferenz: Werkzeugaußentemperatur ϑ_{WA} zur Umgebungstemperatur ϑ_U und der Temperiermitteltemperatur [7]

Fig. 27: Correlation between the temperature differential that prevails between the outside mould temperature ϑ_{WA} and the ambient temperature ϑ_U as well as the heating/cooling medium temperature [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

If the exchange of heat with the surroundings via the parting plane is to be taken into account (when the mould is open), then the equation given for convection, \dot{Q}_K should be supplemented by the factor:

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

A_{TR} = Trennfläche

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

A_{TR} = parting plane

t_{off} = time for which the mould is open

zu ergänzen.

Konvektion:

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

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

Convection:

$\dot{q}_K = \alpha_L (\vartheta_{WA} - \vartheta_U)$ = heat flow density

8.2 Strahlung \dot{Q}_{Str}

Das Stefan-Boltzmannsche 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 $\approx 0,25$ für blank geschliffene Stahloberfläche
 Emissionsfaktor $\approx 0,8$ für Werkzeuge in der Produktion
 C_S = Strahlungskoeffizient des schwarzen Körpers
 T_{WA} = absolute Werkzeugaußentemperatur in K
 T_U = absolute Umgebungstemperatur in K

8.2 Radiation \dot{Q}_{Str}

The Stefan-Boltzmann law:

\dot{q}_{Str} = heat flow density
 A_S = lateral side of mould radiating heat
 ε = emission factor ≈ 0.25 for brightly polished steel surface;
 emission factor ≈ 0.8 for moulds in production
 C_S = radiation coefficient of the black body
 T_{WA} = absolute outside mould temperature in K
 T_U = absolute ambient temperature in K

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.

In the case of outside mould temperatures of up to 90 °C, the radiation component is less than 25 % of the convection component. Figure 28 shows the equations for the two components in graph form. These can be used directly for mould layout.

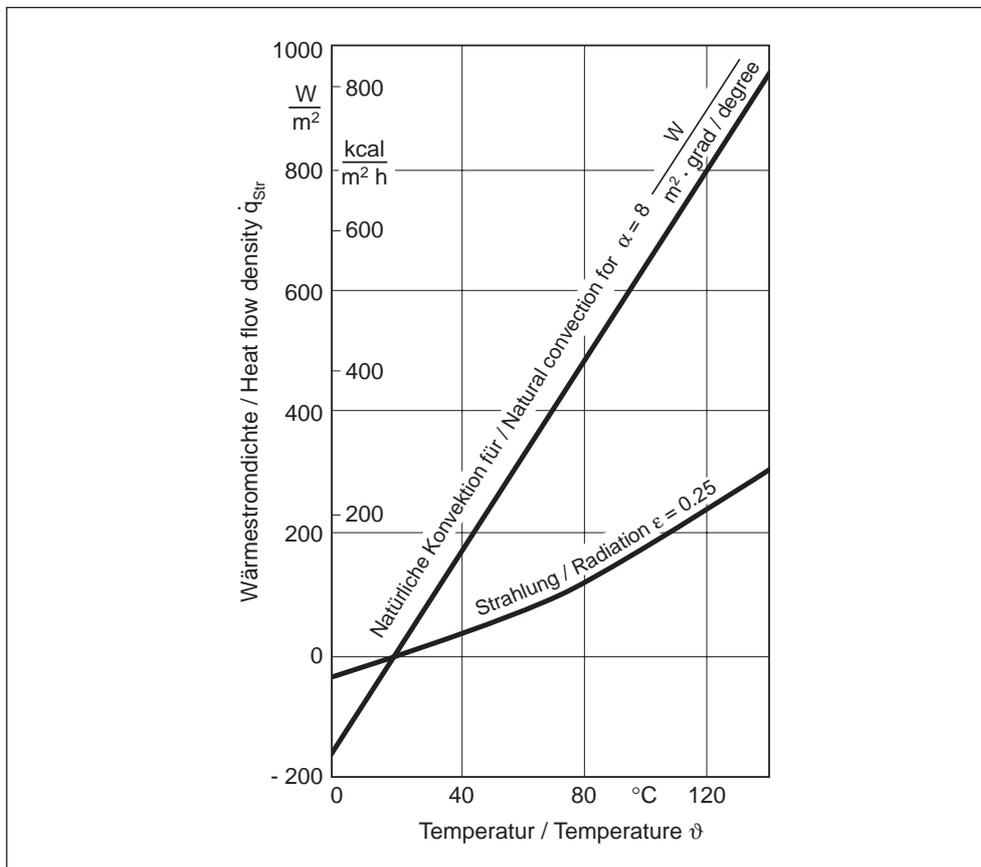


Bild 28: Wärmestromdichte bei natürlicher Konvektion und Strahlung (Umgebungstemperatur $\vartheta_U = 20$ °C) [7]

Fig. 28: Heat flow density for natural convection and radiation (ambient temperature $\vartheta_U = 20$ °C) [7]

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 .

8.3 Conduction \dot{Q}_L

The conduction of heat in the platens can be expressed by the following equation:

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

A_A = sum of both mould platens
 β = coefficient of heat transfer

From the measurements in [7], we obtain the following values for the coefficient of heat transfer β .

β	unlegierter Stahl / unalloyed steel	hochlegierter Stahl / highly alloyed steel	Kupferlegierungen / Copper alloys
$\frac{W}{m^2 \cdot \text{grad} / \text{degree}}$	98	84	116

Tabelle 2: Wärmeübergangskoeffizient für verschiedene Werkstoffe

Table 2: Coefficient of heat transfer for different materials

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

The proportion of heat flow losses accounted for by conduction can be reduced by incorporating insulation between the mould and the platens. In this case, β is replaced by β_{isol} .

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

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

S_{isol} = thickness of insulation
 l_F = pro rata mould height (\approx clamping height)
 λ_W = thermal conductivity of mould
 λ_{isol} = thermal conductivity of insulating plate

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

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].

The heat exchange with the surroundings has now been fully recorded with the three heat components for the surroundings. If the temperature level of the mould deviates from the surrounding temperature by a pronounced margin, then the three components can assume considerable proportions. These must be taken into consideration with heating/cooling-medium temperatures of above 50 °C or so and of below 0 °C [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.

9. Temperature gradient from the cavity wall to the heating/cooling medium

Figure 29 shows the temperature situation over the cross-section of the mould from the cavity wall to the cooling channel in qualitative terms. These are values that have been averaged out over time for a quasi-stationary machine operating state.

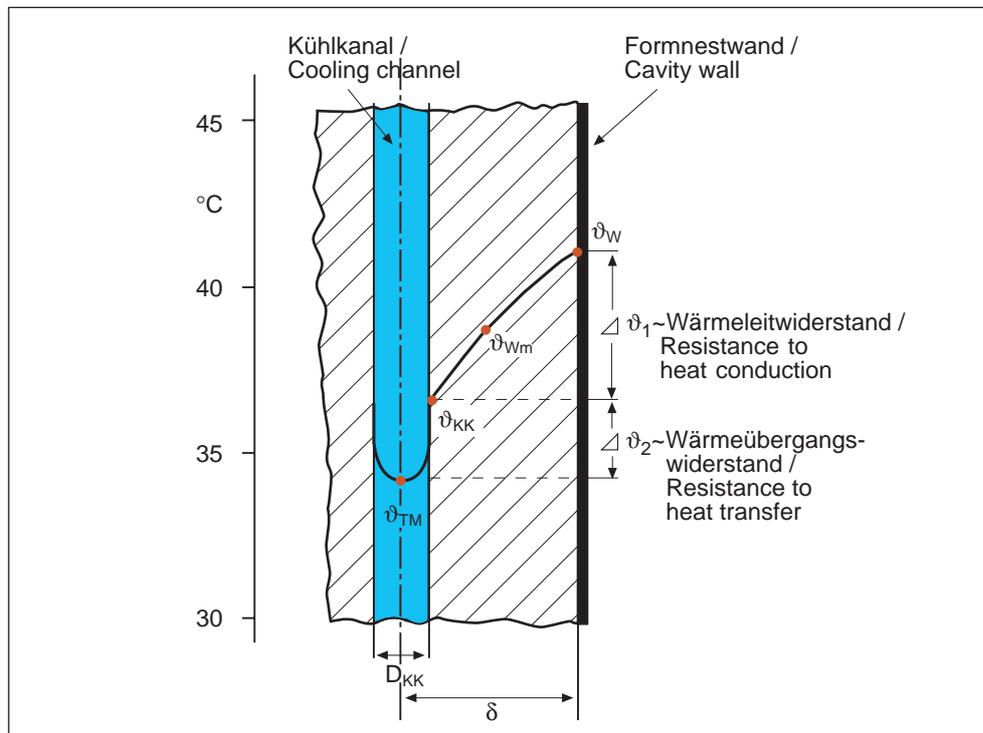


Bild 29: Temperaturverlauf von der Formnestoberfläche zum Temperierkanal [7]

Fig. 29: Temperature profile from the cavity surface to the heating/cooling channel [7]

Um eine möglichst schnelle Reaktion des Temperiergerätes auf Störungen zu erreichen, sollte die Temperaturdifferenz zwischen Formnestwand und der Mitte des Temperiermediums $< 30\text{ °C}$ 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.

In order to ensure that the heating/cooling unit reacts as rapidly as possible to disturbances, the temperature differential between the cavity wall and the centre of the heating/cooling medium should be $< 30\text{ °C}$. This temperature differential is made up of two components:

- temperature differential due to heat conduction resistance $\Delta\vartheta_1$
- temperature differential due to heat transfer resistance $\Delta\vartheta_2$

The temperature differential $\Delta\vartheta_1$ between the cavity surface and the cooling channel surface (heat conduction resistance) is affected by the thermal conductivity of the mould and the distance between the cooling channels. The following Figure makes it clear that the “heat conduction differential” is much lower for beryllium-copper than for a highly alloyed steel.

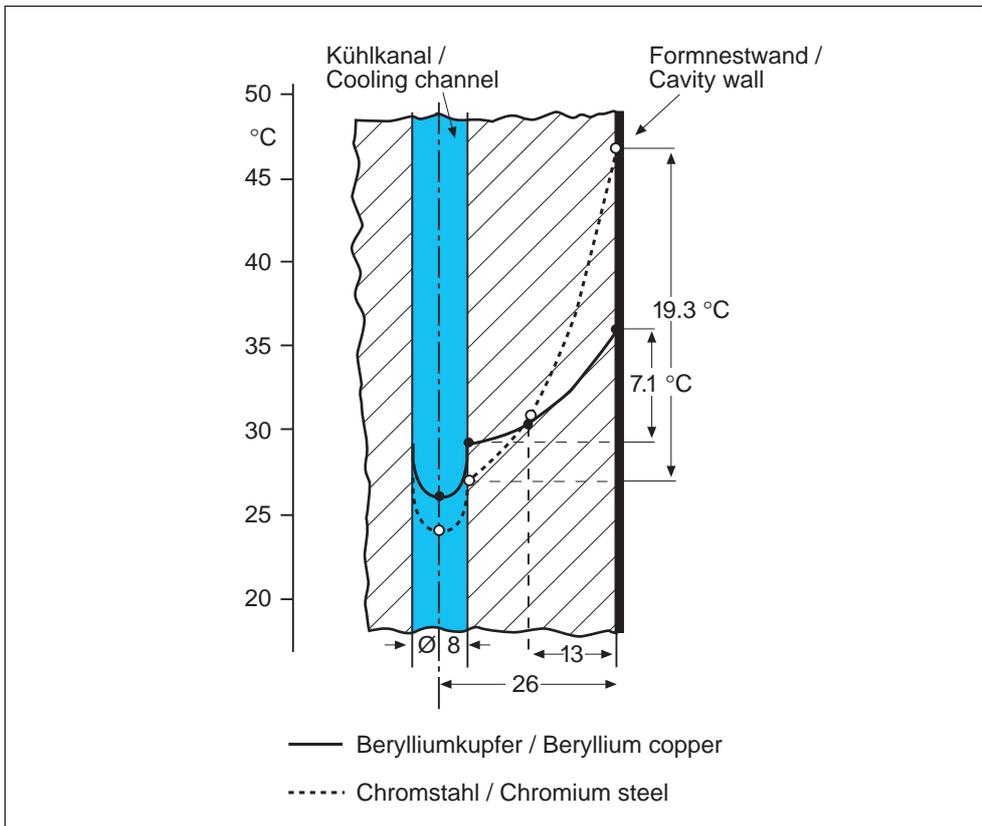


Bild 30: Vergleich der Temperaturprofile bei verschiedenen Werkzeugwerkstoffen [7]

Fig. 30: Comparison of temperature profiles for different mould materials [7]

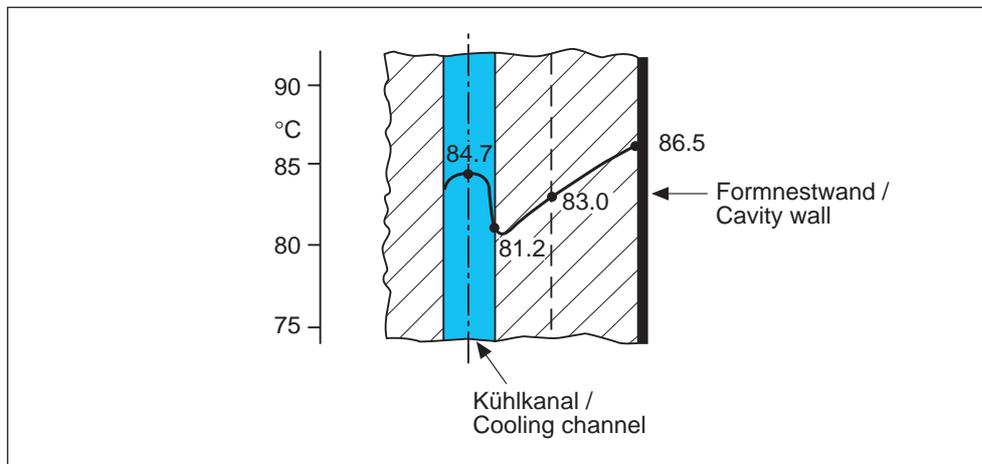


Bild 31: Temperaturprofil im Werkzeug bei hohem Temperaturniveau [7]

Fig. 31: Temperature profile in cavity with a high temperature level [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).

Temperature differential $\Delta\vartheta_2$ expresses the heat transfer from the mould material to the heating/cooling medium. $\Delta\vartheta_2$ represents the temperature differential between the wall of the cooling channel and the centre of the cooling channel. The level of this differential is determined by the heat transfer conditions to the heating/cooling medium. Temperature differential $\Delta\vartheta_1$ (heat conduction) is always positive, while $\Delta\vartheta_2$ (heat transfer) can also assume negative values. This will be the case if the heat loss to the environment is greater than the heat input from the moulding compound. In practice, this occurs when a high mould temperature level is employed (Fig. 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.

The coefficient of heat transfer α_{TM} (required to calculate $\Delta\vartheta_2$) can be calculated with the Hausen equation (Section 12.1). If water is used, then the coefficient of heat transfer can be read off directly from the following diagram.

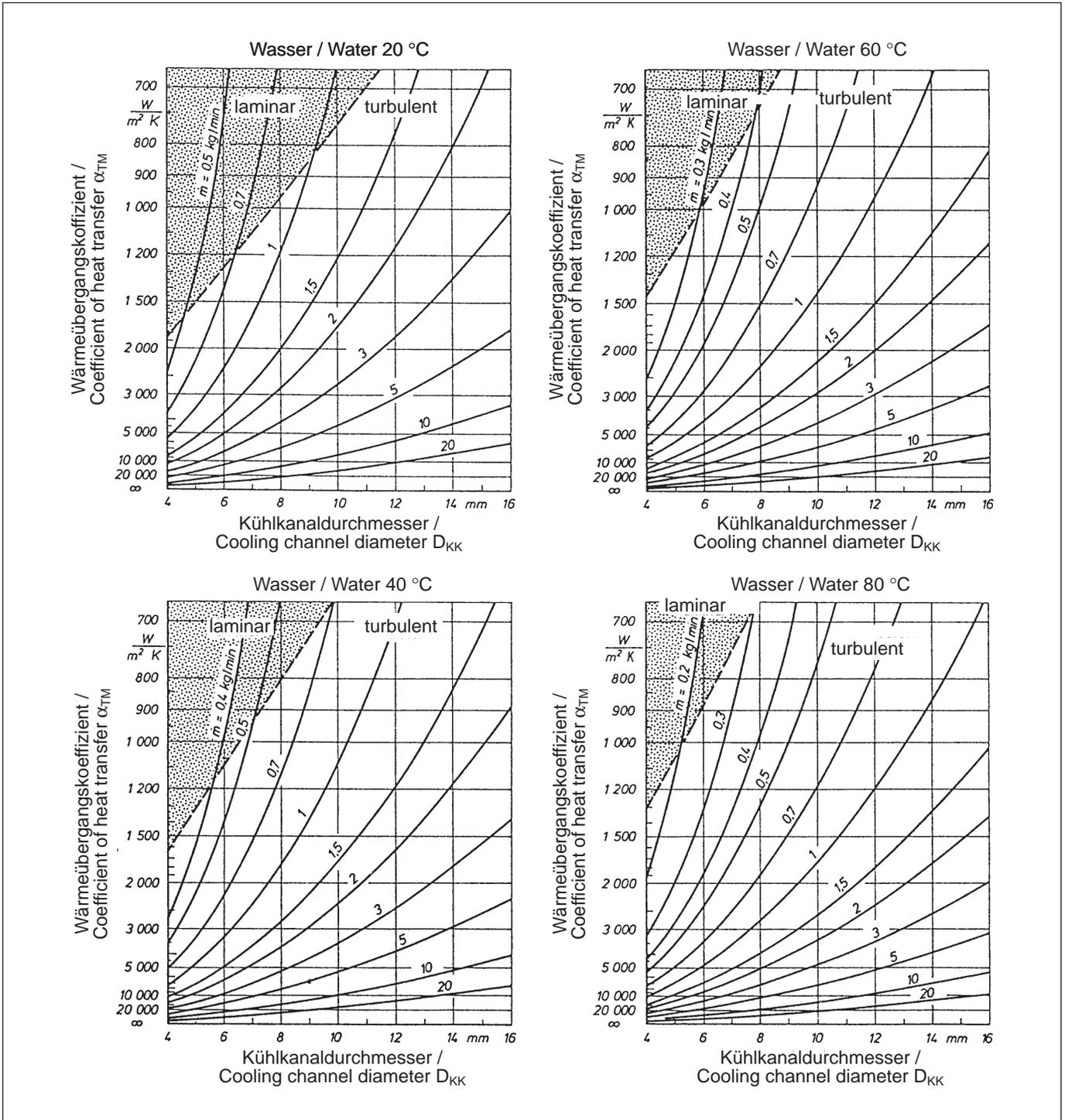


Bild 32: Wärmeübergangskoeffizient für Wasser bei verschiedenen Temperaturen [12]

Fig. 32: Coefficient of heat transfer for water at different temperatures [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.

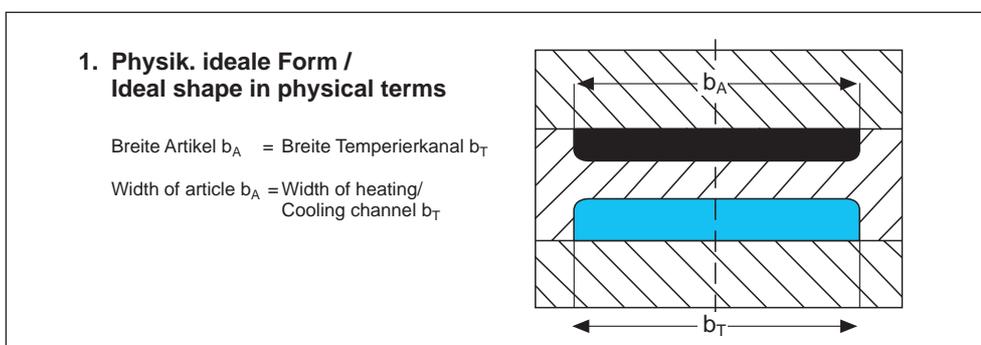


Bild 33: Physikalisch ideale Form der Temperierkanäle [13]

10. Position of the heating/cooling channels in relation to the cavity wall: heating/cooling error

The position of the heating/cooling channels is of decisive importance for uniform heating and cooling. In many cases, designers decide on the position of the heating/cooling channels as the last step of the mould design process before the mould is built. As a result, the heating/cooling channels are incorporated where there still happens to be space.

In the case of precision components, in particular, it is essential for the position of the heating/cooling channels to be included in the considerations for a new mould design right at the stage when the basic concept is being worked out. Allowance naturally has to be made for slides or bars, or other loose mould components, as well, but it is necessary to work out a compromise solution that guarantees optimum heating/cooling.

The ideal cooling situation in physical terms would be if individual heating/cooling channels of width b_T could heat/cool areas of the moulding of width b_A . This state of affairs is shown in Fig. 33.

Fig. 33: Ideal shape of heating/cooling channel in physical terms [13]

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.

Rigidity problems can be expected with the shape that constitutes the ideal shape from the physical point of view.

By interrupting the channels of this shape, which has been optimised from the physical point of view, a sufficiently high rigidity can be achieved in the cavity to withstand the injection pressure (Fig. 34). This shape is used with heating/channels that are helical, spiral or curved and to a lesser extent with ones that are straight. This shape requires an additional division of the mould platens and frequently involves elaborate milling and turning operations.

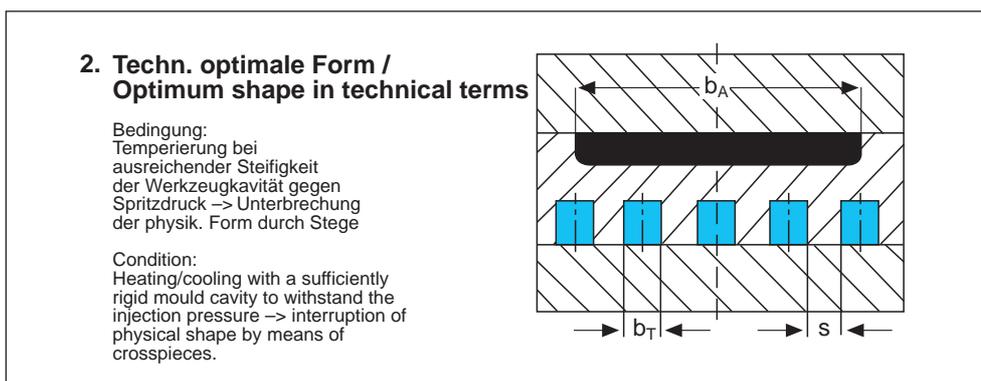


Bild 34: Technisch optimale Form von Temperierkanälen [13]

Fig. 34: Optimum shape of heating/cooling channel in technical terms [13]

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.

Heating channels with a circular cross-section are simpler to implement in technical terms (Fig. 35). These circular channels can be more readily integrated in the mould through drilling, and it is possible to avoid additional divisions in the mould platens, thereby ensuring a more rigid mould.

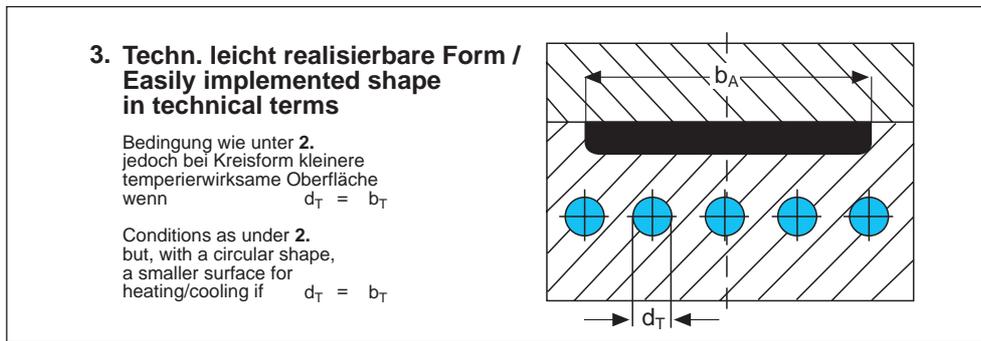


Bild 35: Technisch leicht realisierbare Form [13]

Fig. 35: Easy shape to manufacture [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).

Heating/cooling error

The position of the heating/cooling channels in relation to each other and in relation to the mould wall gives rise to a wave-shaped temperature profile at the cavity wall, with a greater or lesser temperature differential $\Delta\vartheta_{Wij}$ on the mould wall (Fig. 36).

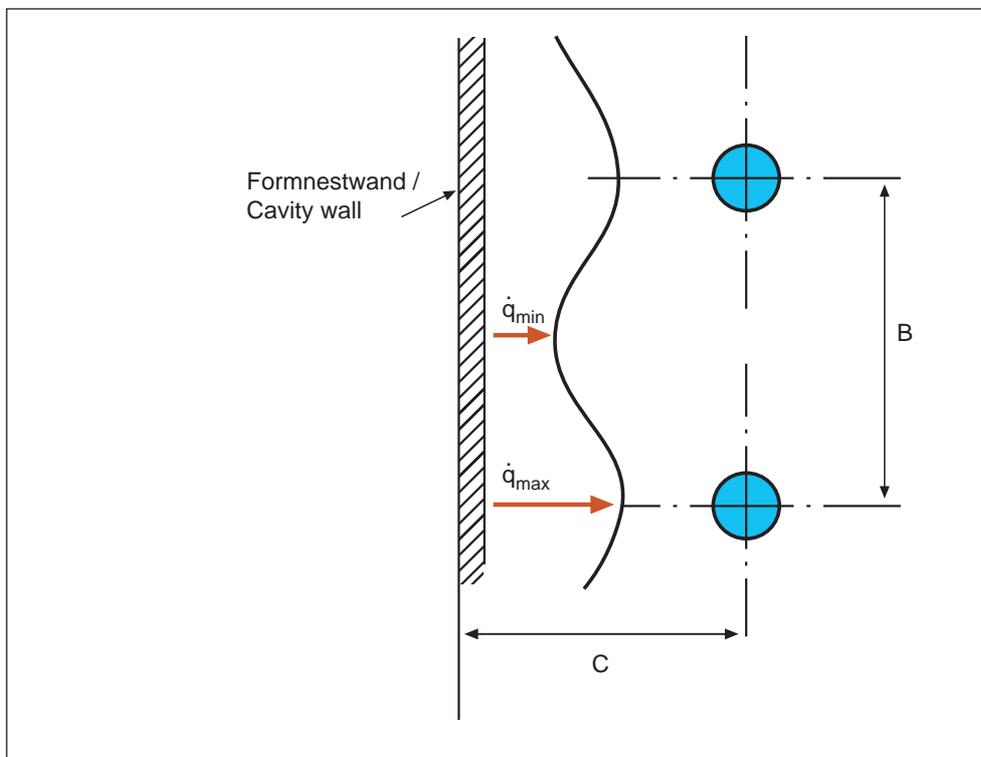


Bild 36: Temperaturprofil an der Werkzeugwand [14]

Fig. 36: Temperature profile at mould wall [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 Formteilebereiche, 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]

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

mit der Biot-Zahl / with the Biot number: $Bi = \frac{\alpha_{TM} \cdot D_{KK}}{\lambda_W}$

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

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

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

The temperature differential $\Delta\vartheta_{wij}$ has nothing to do with the temperature fluctuations of a physical origin which occur at the cavity surface during the cycle (section 4). The homogeneity of the heating/ cooling can be described on the basis of the heat flow profile (heat flow per area \dot{q} , Fig. 36). The areas of the moulding that are positioned between the heating/cooling channels are not cooled as well (\dot{q}_{min}) as the areas located opposite the heating/cooling channel (\dot{q}_{max}). A bigger interval, B, will increase the difference between \dot{q}_{min} and \dot{q}_{max} . A small interval, C, will similarly increase the difference. A greater or lesser “heating/cooling error” will result as a function of the particular combination of interval B and interval C. For reasons of homogeneity, this should not exceed

2.5 to 5 % for semi-crystalline thermoplastics
and
5 to 10 % for amorphous thermoplastics.

The heating/cooling error **j** in % works out at [14]

The heating/cooling error $\Delta\vartheta_{wij}$ in °C for a medium cavity wall temperature is:

In theory, there are many different configurations that could be adopted for the heating/cooling channels. The different heating/cooling channel arrangements display different heat characteristics, however. Figure 37 that follows shows a favourable and an unfavourable heating/cooling channel configuration.

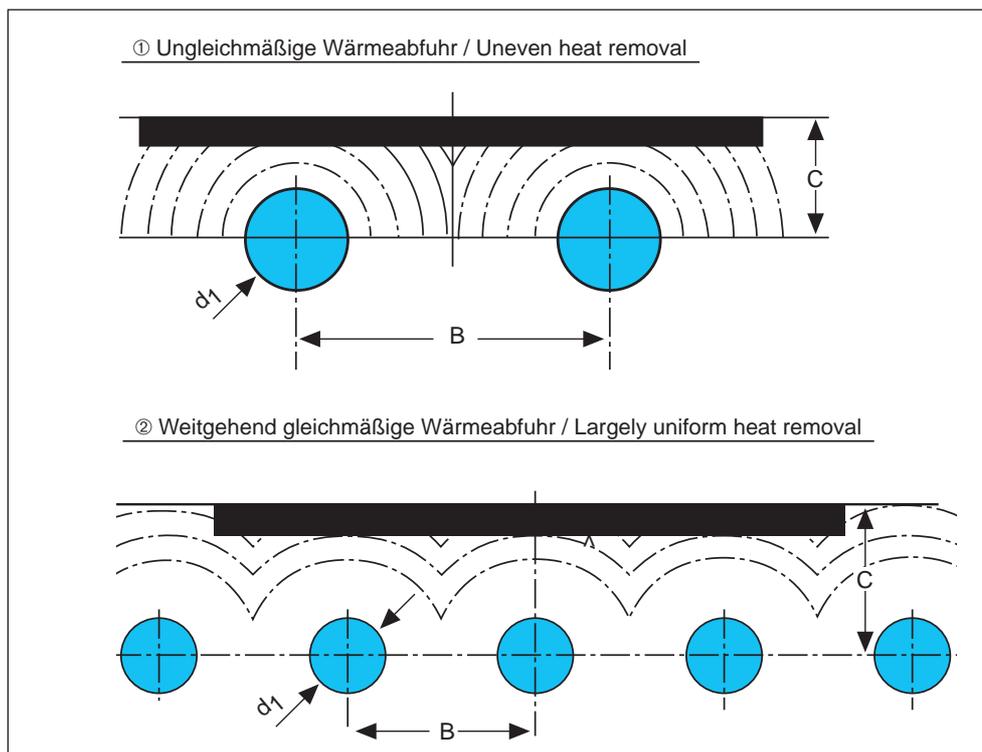


Bild 37: Ungünstige und günstige Ausgestaltung von Temperierkanälen

Fig. 37: Unfavourable and favourable design of heating/cooling channel

Aus den eingezeichneten Wärmestromprofilen erkennt man bereits die oben dargestellte ungleichmäßige Temperierung. Im nachfolgenden wird für beide Ausführungen der Temperierfehler in % berechnet:

The uneven heating/cooling presented above is already evident from the heat flow profiles that are drawn in. The heating/cooling error, in %, will now be calculated as follows:

**Beispiel:
Example:**

Temperiermitteldurchsatz /
Heating/cooling medium throughput:

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

Temperiermittel /
Heating/cooling medium:

Wasser mit / Water at 40 °C

Wärmeübergangskoeffizient /
Coefficient of heat transfer:

$$\alpha_{TM} : \text{(Bild 32 / Fig. 32)}$$

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

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

Wärmeleitfähigkeit des Werkzeugstahls /
Thermal conductivity of mould steel:

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

Formteildicke /
Moulded part thickness:

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

1. Ungleichmäßige Wärmeabfuhr / Uneven removal of heat

$$d_{T1} = 14 \text{ mm}$$

$$C_1 = 15 \text{ mm}$$

$$B_1 = 35 \text{ mm}$$

Biot-Zahl / Biot number:
Bi = 1.4

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

Temperierfehler j in % / Heating/cooling error 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 / Even removal of heat

$$d_{T2} = 9 \text{ mm}$$

$$C_2 = 24 \text{ mm}$$

$$B_2 = 20 \text{ mm}$$

Biot-Zahl / Biot number:
Bi = 2.1

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

Temperierfehler j in % / Heating/cooling error j in %

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

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

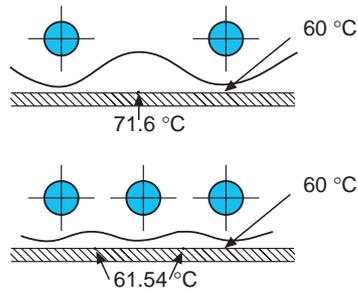
Bei einer angestrebten mittleren Werkzeugoberflächentemperatur von $\bar{\vartheta}_W = 60\text{ °C}$ ergibt sich eine mittlere Temperaturdifferenz in °C von

$$\text{ungleichmäßig / uneven} \quad \Delta\vartheta_{Wij} = 60\text{ °C} \cdot \frac{19.3}{100}$$

$$\underline{\underline{\Delta\vartheta_{Wij} = 11.6\text{ °C}}}$$

$$\text{gleichmäßig / even} \quad \Delta\vartheta_{Wij} = 60\text{ °C} \cdot \frac{2.57}{100}$$

$$\underline{\underline{\Delta\vartheta_{Wij} = 1.54\text{ °C}}}$$



With a target mean mould surface temperature of $\bar{\vartheta}_W = 60\text{ °C}$, the following mean temperature differential is obtained in °C :

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

It can be seen from the calculation set out that, in the case of unfavourable heat removal, a temperature differential of 11 °C can be expected at the cavity surface.

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

In the case of uniform heat removal, there will be a percentage heating/cooling error within the ranges specified for semi-crystalline and amorphous thermoplastics. The calculated temperature differential $\Delta\vartheta_{Wj}$ is also very low.

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.

The example given shows how the heating/cooling channel layout can be verified for flat moulded parts. For purposes of achieving uniform mould heating/cooling, the dimensions set out in Table 3 below have proved effective for the heating/cooling channel layout.

Wanddicke des Spritzgießteils / Wall thickness of injection moulding part (mm)	Abstand Bohrungsmitte zum Spritzgießteil / Distance between centre of hole and injection moulded part (mm)	Bohrungsmittenabstand / Centreline spacing between holes (mm)	Bohrungsdurchmesser / Hole diameter (mm)
0.0 bis / to 1.0	11.3 bis / to 15.0	10.0 bis / to 13.0	4.5 bis / to 6.0
1.0 bis / to 2.0	15.0 bis / to 21.0	13.0 bis / to 19.0	6.0 bis / to 8.5
2.0 bis / to 4.0	21.0 bis / to 27.0	19.0 bis / to 23.0	8.5 bis / to 11.0
4.0 bis / to 6.0	27.0 bis / to 35.0	23.0 bis / to 30.5	11.0 bis / to 14.0
6.0 bis / to 8.0	35.0 bis / to 50.0	30.5 bis / to 40.0	14.0 bis / to 18.0

Tabelle 3: Maße zur Kühlkanalgeometrie [15]

Table 3: Dimensions for the cooling channel geometry [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.

By contrast to the cooling of flat mouldings, where uniform cooling can be achieved through the combination of channel position and diameter as shown, when it comes to cooling small-diameter cores, problems are encountered in removing the heat in an appropriate manner at all.

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.

In almost all cases, the moulding compound shrinks on to the core once it has been injected into the cavity and thus ensures a direct transfer of heat to the core. A gap develops between the moulding compound and the mould, with heat being conducted less well over this gap. The biggest quantity of heat is transferred to the core. With long, thin cores, in particular, it is then possible for thermal loading to occur. This can increase the cycle time or even bring production to a standstill. Figure 38 below contains suggested designs for the cooling of long cores with small diameters or widths.

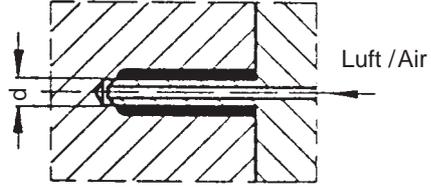
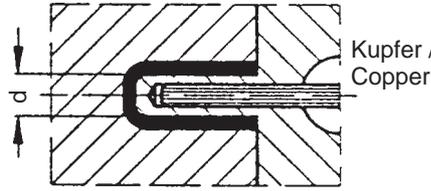
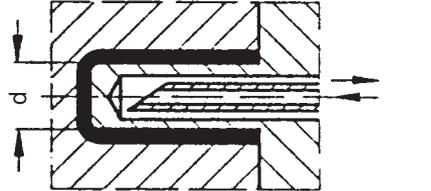
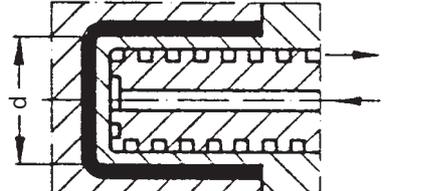
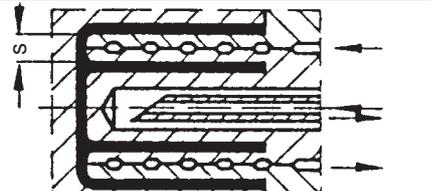
Kerndurchmesser Kernbreite / Core diameter core width d (mm)	Beschreibung / Description	Konstruktion / Design
≅ 3	Wärmeabfuhr durch Luft bei geöffnetem Werkzeug / Heat elimination by air with open mould	
≅ 5	Kupfer oder Wärmeleitrohr als Wärmeleiter zum Temperiermedium / Copper or thermally conductive pipe to conduct heat to the heating/cooling medium	
≅ 8	Fingertemperierung / Long slender heating	
≅ 40	Wendeltemperierung / Spiral heating/cooling channel	
Rohrkern / Pipe core s ≳ 4	Temperierung bei Rohrkern durch zweigängige Wendel / Heating/cooling for pipe core with a double flighted spiral	

Bild 38: Kerntemperiersysteme [13]

Fig. 38: Heating/cooling systems for cores [13]

Oftmals ist der Konstrukteur durch den Werkzeugaufbau (Schieber, Auswerfer, Angußsystem u.s.w.) nicht in der Lage, eine optimale Position der Kühlkanäle durch konventionelles Bohren der Kanäle vorzusehen.

In many cases, the make-up of the mould (slide bars, ejectors, runner system, etc.) makes it impossible for the design engineer to select an optimum position for cooling channels created by the conventional drilling method.

Besonders bei kleineren und mittelgroßen Formen bieten hier spezielle Fügeverfahren die Möglichkeit die Kühlkanäle trotzdem optimal zu plazieren. 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.

With small and medium-sized moulds, in particular, special bonding techniques will nonetheless still permit optimum positioning of the cooling channels. This technique involves the mould inserts or the cores being designed so that they are separated in the cooling channel plane. The channels are then worked into the mould, being "simply" routed round other parts of the mould. The separated inserts are joined together under a vacuum by special bonding techniques. The inserts or cores are then ground to the right dimensions. Figure 39 illustrates this technique on a flat moulding, while Fig. 40 shows an application with core cooling.

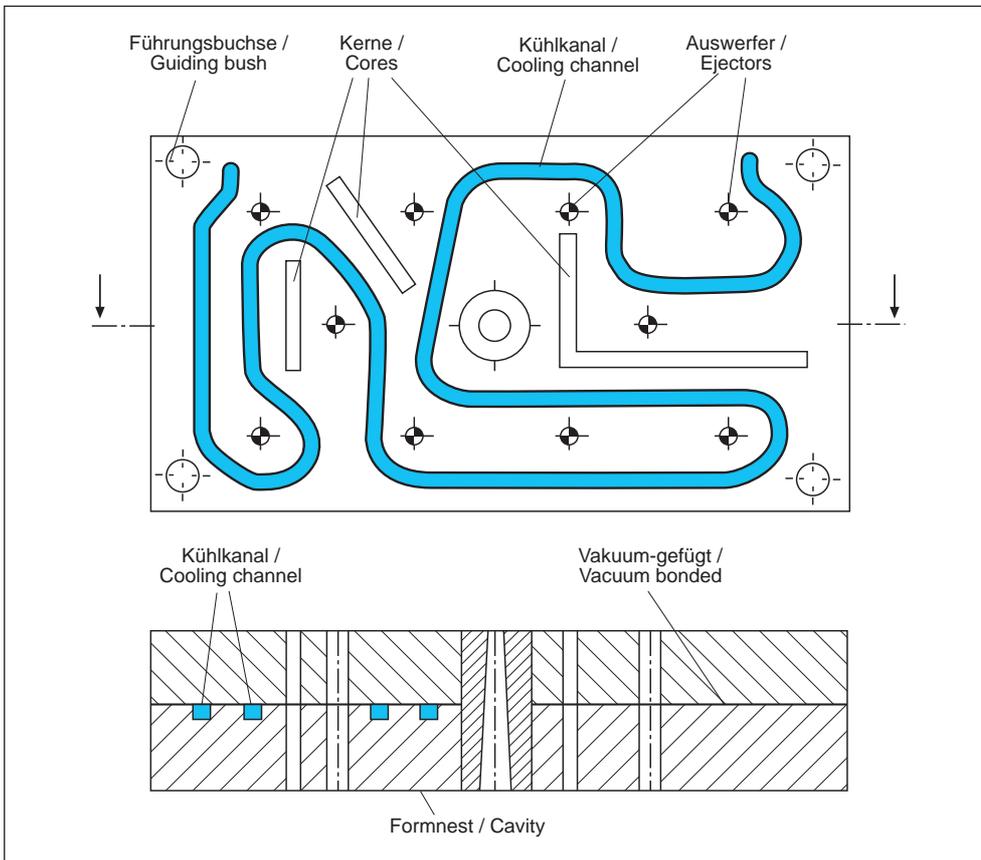


Bild 39: Optimierte Lage der Temperierkanäle durch gefügte Werkzeugplatten

Fig. 39: Optimised position of the heating/cooling channels through joined mould plates

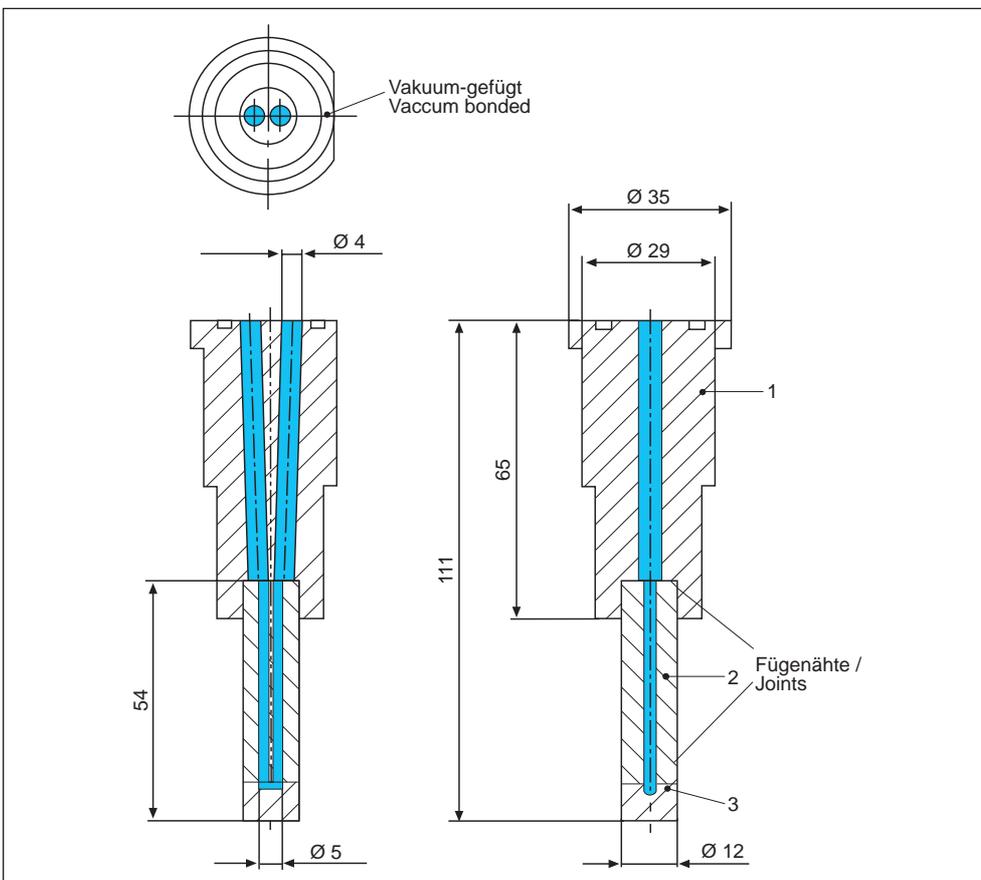


Bild 40: Optimierte Kerntemperierung durch Fügechnik
Quelle: Fa. Innova Engineering/System
CONTURA®

Fig. 40: Optimised heating/cooling system for cores
employing the joining technique
Source: 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.

$$\Delta p_{KK} = \zeta \cdot \frac{l_{TK}}{D_{KK}} \cdot \frac{\rho_{TM}}{2} \cdot v_{TM}^2 \quad (\text{kreisrunde Temperierkanäle / round heating cooling channel})$$

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

$$\Delta p_{KN} = n_{KN} \cdot \zeta_{KN} \cdot \frac{\rho_{TM}}{2} \cdot v_{TM}^2 \quad (\text{scharfkantige } 90^\circ\text{-Winkel (Knicke / Sharp-edged } 90^\circ \text{ bend)})$$

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

$$\Delta p_{\text{Anschlüsse / Junctions}} \quad (\text{Druckverlust in Anschlüssen / Pressure loss at junctions})$$

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

$$N_p = \frac{\dot{m}_{TM}}{\rho_{TM}} \cdot \Delta p_{\text{ges}} \quad \begin{matrix} \text{Pumpenleistung /} \\ \text{Pump capacity} \end{matrix}$$

Bild 41: Druckverluste und erforderliche Pumpenleistung

11. Pressure losses in the heating/cooling system

Once the layout of the heating/cooling channel has been determined, the pressure losses and requisite pump capacity can be calculated. Allowance must also be made here for pressure losses incurred through flow deflections and flow junctions. The necessary pump capacity can then be established from the sum of all the pressure losses.

Fig. 41: Pressure losses and requisite pump capacity

Durch Parallelschaltung von Temperierkanälen lassen sich die Druckverluste reduzieren. Es sollte aber darauf geachtet werden, daß in den parallelgeschalteten 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).

The pressure losses can be reduced through a parallel configuration of heating/cooling channels. Care should, however, be taken to ensure that the same pressure losses prevail in channel sections lined up in parallel (identical lengths and diameters).

In many cases, the pump on the heating/cooling unit does not supply the pressure necessary to ensure a sufficient throughput of heating/cooling medium (10 to 15 l/min), or a pressure-limiting valve dictates a very low maximum pressure level (Fig. 42). This results in a “creeping flow” (no turbulence) and hence an inadequate heat exchange inside the mould. The temperature differential between the inflow and outflow for the heating/cooling unit can indicate when there is an excessively low throughput: this should be < 4 °C (< 2 °C for precision mouldings).

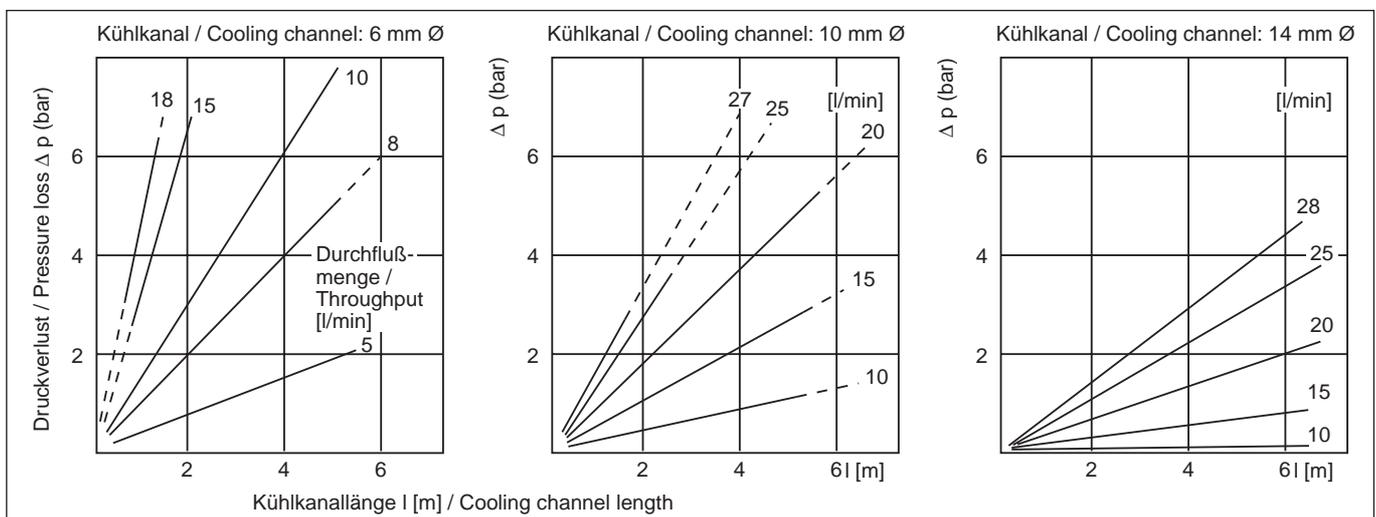


Bild 42: Gemessener Druckverlust in Temperierbohrungen unterschiedlicher Durchmesser [6]

Fig. 42: Pressure loss measured in heating/cooling channels of different diameters [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 -temperatur
- 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.

12. Calculation methods for thermal mould design

The preceding sections have set out key theoretical correlations and design steps for the thermal design of the mould.

To sum up, a list is given here of the characteristic values that the design engineer ought to calculate when establishing the thermal layout of the mould:

- cooling and cycle time
- heat flows
- temperature profile in moulded part and mould
- position and size of heating/cooling channels
- throughput and temperature of heating/cooling medium
- temperature homogeneity or temperature error at cavity wall
- pumping, cooling and heating capacity of heating/cooling unit (pressure losses in heating/cooling channels)
- simulation and variation of parameters (temperatures, material, processing parameters)

Three calculation methods are available for this:

12.1 Balance space method

The stages involved in design by the balance space method are essentially based on the correlations set out in the preceding sections.

The aids employed here (analytic equations, nomograms, diagrams) are derived from simplifications of the complex temperature processes. The idealised assumptions include:

- unidimensional heat flows
- neglect of start-up processes
- constant mean values over time (quasi-stationary state, i.e. regular temperature fluctuations are neglected)

As the name of this method suggests, a balance is drawn up of the heat flows within a balance space, i.e. in the mould. This balance space generally includes both halves of the mould and the entire moulded part. It may, however, take in just one half of the moulded part and the mould. Figure 43 shows a flow diagram of the individual steps in the balance space method.

As the first step, the balance space under observation is determined. The minimum cooling time is calculated on the basis of the moulded part geometry. The heat introduced into the mould has to be eliminated within the cycle time (cooling time + ancillary time). The heat flow that needs to be eliminated by the cooling medium is then established through the heat flow balance.

This is followed by the calculation of the throughput for the heating/cooling medium and the specification of the heating/cooling channel diameter. The heating/cooling error is obtained from the provisionally specified position of the channels both in relation to each other and in relation to the cavity wall. This error may necessitate a new channel layout. The pressure loss in the heating/cooling channels is calculated as the final step.

The equations required for the individual steps of the balance space method are set out below.

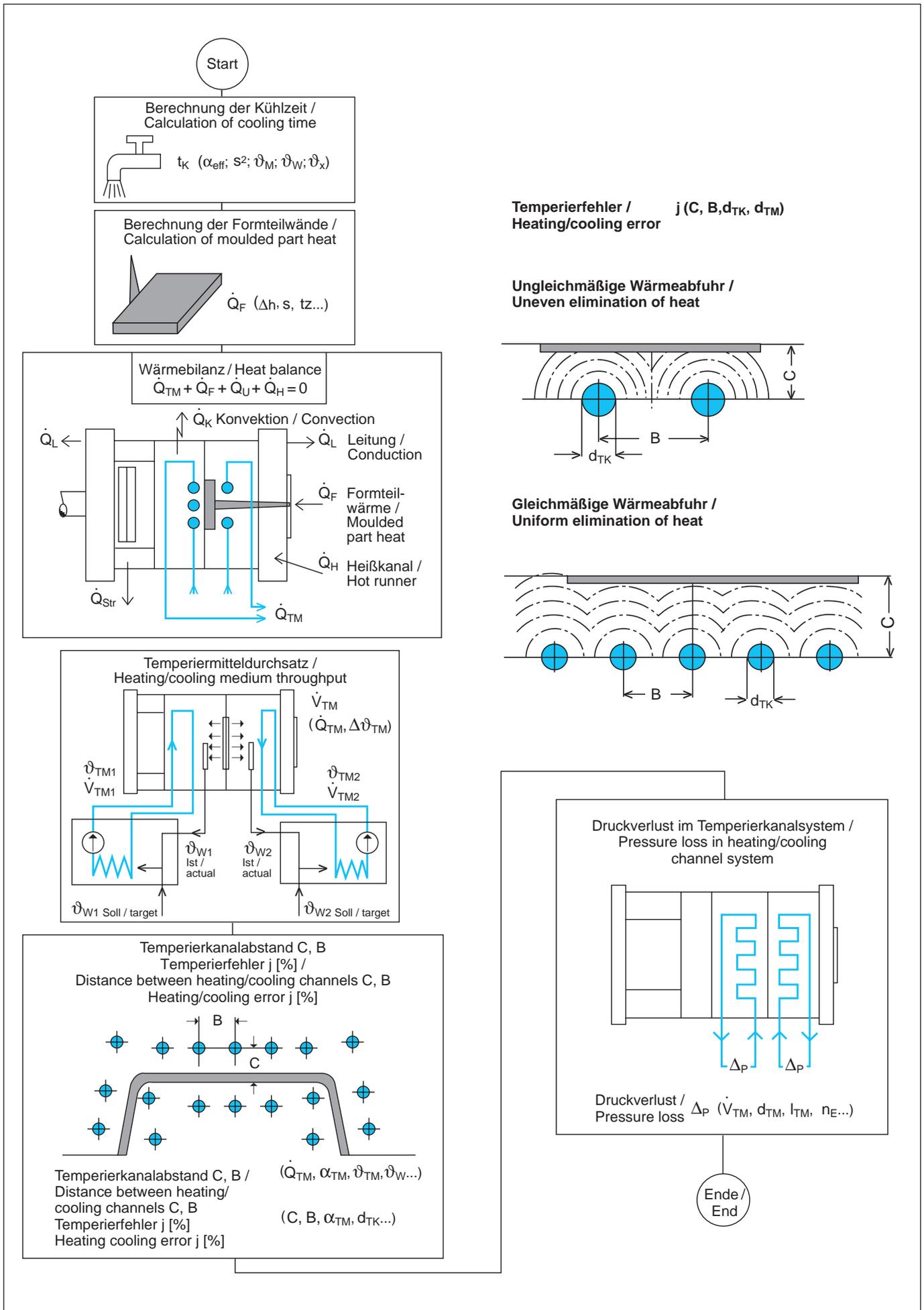
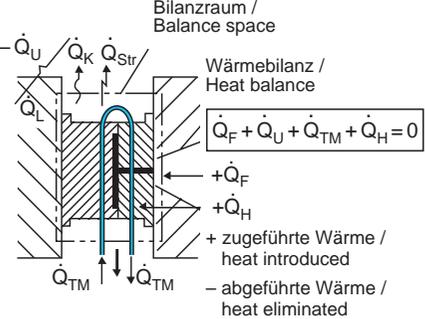
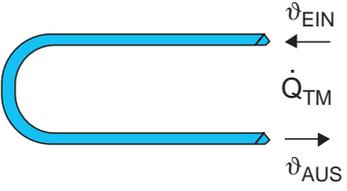
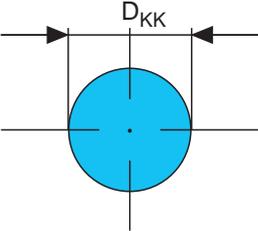


Bild 43: Teilschritte der thermischen Auslegung – Bilanzraumverfahren

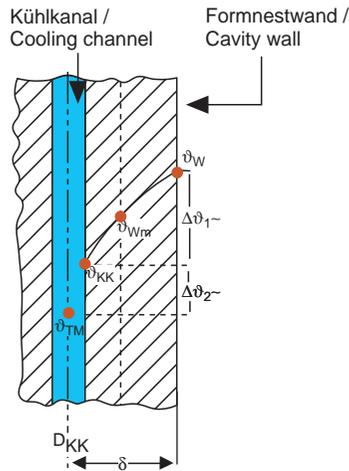
Fig. 43: Individual stages of thermal design by the balance space method

Gleichungen der Auslegungsschritte / Equations for the design stages

<p>1. Kühlzeitberechnung / Cooling time calculation</p>	<p>(Siehe Seite 21 Kühlzeitgleichungen / see page 21, cooling time equations)</p>
<p>2. Wärmeströme / Heat flows</p> <div style="display: flex; align-items: flex-start;"> <div style="flex: 1;">  </div> <div style="flex: 2; padding-left: 10px;"> <p>$\dot{Q}_F + \dot{Q}_{TM} + \dot{Q}_L + \dot{Q}_K + \dot{Q}_{Str} + \dot{Q}_H = 0$ mit / where $\dot{Q}_L + \dot{Q}_K + \dot{Q}_{Str} = \dot{Q}_U$ (Wärmestrom an die Umgebung / Heat flow to the surroundings)</p> <p>Kunststoff / Plastic $\dot{Q}_F = \frac{m \cdot (h_1 - h_2)}{t_{Zyklus / Cycle}}$</p> <p>Konvektion / Convection: $\dot{Q}_K = A_S \cdot \dot{q}_K + A_{TR} \cdot \dot{q}_K \cdot \frac{t_{off}}{t_{Zyklus / Cycle}}$ $\dot{q}_K = \alpha_L \cdot (\vartheta_{WA} - \vartheta_U)$</p> <p>Strahlung / Radiation: $\dot{Q}_{Str} = A_S \cdot \dot{q}_{Str} + A_{TR} \cdot \dot{q}_{Str} \cdot \frac{t_{off}}{t_{Zyklus / Cycle}}$ $\dot{q}_{Str} = \varepsilon \cdot C_S \cdot \left[\left[\frac{T_{WA}}{100} \right]^4 - \left[\frac{T_U}{100} \right]^4 \right]$</p> <p>Leitung / Conduction: $\dot{Q}_L = A_A \cdot \beta \cdot (\vartheta_{WA} - \vartheta_U)$</p> <p>Isolierung / Insulation: $\beta_{isol} = \frac{\beta}{S_{isol} \cdot \lambda_W}$ $I_F \cdot \lambda_{isol}$</p> </div> </div>	
<p>3. Temperiermitteldurchsatz / Heating/cooling medium throughput</p> <div style="display: flex; align-items: center;">  </div>	<p>Mit den ermittelten Wärmeströmen ist die ab- oder zuzuführende Wärmemenge des Temperiermediums bekannt / When the heat flows have been established, the amount of heat to be eliminated or introduced by the heating/cooling medium is known</p> <p>$\dot{Q}_{TM} = + \dot{Q}_F + \dot{Q}_H - \dot{Q}_U$ $\dot{Q}_{TM} = \dot{m}_{TM} \cdot c_{TM} \cdot (\vartheta_{EIN} - \vartheta_{AUS})$</p> <p>bzw. $\dot{m}_{TM} = \frac{\dot{Q}_{TM}}{c_{TM} \cdot (\vartheta_{EIN} - \vartheta_{AUS})}$</p> <p>$(\vartheta_{EIN} - \vartheta_{AUS}) < 2 \text{ °C}$ für Präzisionsspritzteile / for precision injection mouldings</p>
<p>4. Temperierkanaldurchmesser / Diameter of heating/cooling channel</p> <div style="display: flex; align-items: center;">  </div>	<p>Bedingung: turbulente Strömung => Reynolds-Zahl viel größer 2300 / Condition: turbulent flow => Reynolds number much greater than 2300</p> <p>$Re = \frac{v_{TM} \cdot D_{KK}}{v_{TM}} \gg 2300$ (dimensionslos / dimensionless) mit / where $v_{TM} = \frac{4 \cdot \dot{m}_{PU}}{\pi \cdot D_{KK}^2 \cdot \rho_{TM}}$</p> <p>bei nicht kreisförmigem Kanalquerschnitt: hydraulischer Durchmesser (A: Querschnitt; U = Umfang) / with a non-circular channel cross-section: hydraulic diameter (A: cross-section; U = circumference) $D_{HY} = \frac{4 \cdot A}{U}$</p>

Gleichungen der Auslegungsschritte / Equations for the design stages

5. Lage der Temperierkanäle – Temperaturgefälle von der Formnestwand / Position of temperature channels and temperature gradient from the cavity wall



$$\Delta\vartheta_1 = \vartheta_W - \vartheta_{KK} \quad \sim \text{dem Wärmeleitwiderstand / Resistance to heat conduction}$$

$$\Delta\vartheta_2 = \vartheta_{KK} - \vartheta_{TM} \quad \sim \text{dem Wärmeübergangswiderstand / Resistance to heat transfer}$$

$$\Delta\vartheta_1 = \vartheta_W - \vartheta_{KK} = \frac{\dot{Q}_F \cdot \delta \cdot \eta_{FT}}{2 \cdot A_F \cdot \lambda_W} \quad \Delta\vartheta_2 = \vartheta_{KK} - \vartheta_{TM} = \frac{\dot{Q}_F + \dot{Q}_U + \dot{Q}_H}{2 \cdot A_{KK} \cdot \alpha_{TM}}$$

Wärmeübergangskoeffizient /
Coefficient of heat transfer α_{TM}

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

Nusselt-Zahl /
Nusselt number:

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

Gültig für / Valid for $(Re < 10^6)$ und / and $(0.6 < Pr < 500)$

Reynolds Zahl /
Reynolds number:

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

Prandtl-Zahl /
Prandtl number: $Pr = \frac{\nu_{TM}}{a_{TM}}$

Temperaturleitfähigkeit /
Thermal conductivity: $a_{TM} = \frac{\lambda_{TM}}{c_{TM} \cdot \rho_{TM}}$

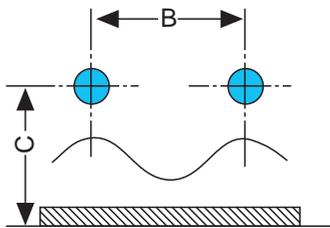
$$\vartheta_{TM} = \vartheta_W - \Delta\vartheta_1 - \Delta\vartheta_2$$

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

If the temperature of the heating/cooling medium is specified, then the resultant mould wall temperature (cavity wall temperature) ϑ_W can be determined instead.

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

6. Temperierfehler / Heating/cooling errors



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

mit der Biot-Zahl / with the Biot number

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

2.5 – 5 % bei teilkristallinen Thermoplasten / for semi-crystalline thermoplastics

5 – 10 % bei amorphen Thermoplasten / for amorphous thermoplastics

Gleichungen der Auslegungsschritte / Equations for the design stages

<p>7. Druckverluste im Temperiersystem Pumpenleistung</p> <p>Pressure losses in the heating/cooling system Pump capacity</p>	$\Delta p_{KK} = \zeta \cdot \frac{l_{TK} \cdot \rho_{TM}}{2 \cdot D_{KK}} \cdot v_{TM}^2$ $\Delta p_{KN} = n_{KN} \cdot \zeta_{KN} \cdot \frac{\rho_{TM}}{2} \cdot v_{TM}^2$ $\Delta p_{B\sigma} = n_{B\sigma} \cdot \zeta_{B\sigma} \cdot \frac{\rho_{TM}}{2} \cdot v_{TM}^2$ $\Delta p_{ges/tot} = \Delta p_{KK} + \Delta p_{KN} + \Delta p_{B\sigma}$ $\zeta = \frac{0.316}{Re^{0.25}} \quad (\text{Reibungsbeiwert / Coefficient of friction})$ <p>Druckverlust scharfkantiger 90°-Knick / Pressure loss, sharp-edged 90° bend</p> <p>(Druckverlust runder 90°-Bogen / Pressure loss, round 90° curve)</p> <p>Pumpenleistung / Pump capacity: $N_p = \frac{\dot{m}_{TM}}{\rho_{TM}} \cdot \Delta p_{ges / tot}$</p>
<p>8. Kontrolle / Verification</p>	<p>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.</p> <p>Since the temperature of the heating/cooling medium ϑ_{TM} has so far been included in the calculation, a check is now conducted on this temperature. If the difference between the calculated temperature ϑ_{TM2} and the specified temperature ϑ_{TM1} is less than 2 °C, the calculation can be terminated. If the difference is more than 2 °C, ϑ_{TM2} must be taken as the starting value for a new calculation.</p>

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.

12.2 Segmented design of heating/cooling system

After the initial rough dimensioning, the design of the heating/cooling system can be worked out in detail. It is now established which areas of the moulded part are to be cooled by which cooling elements.

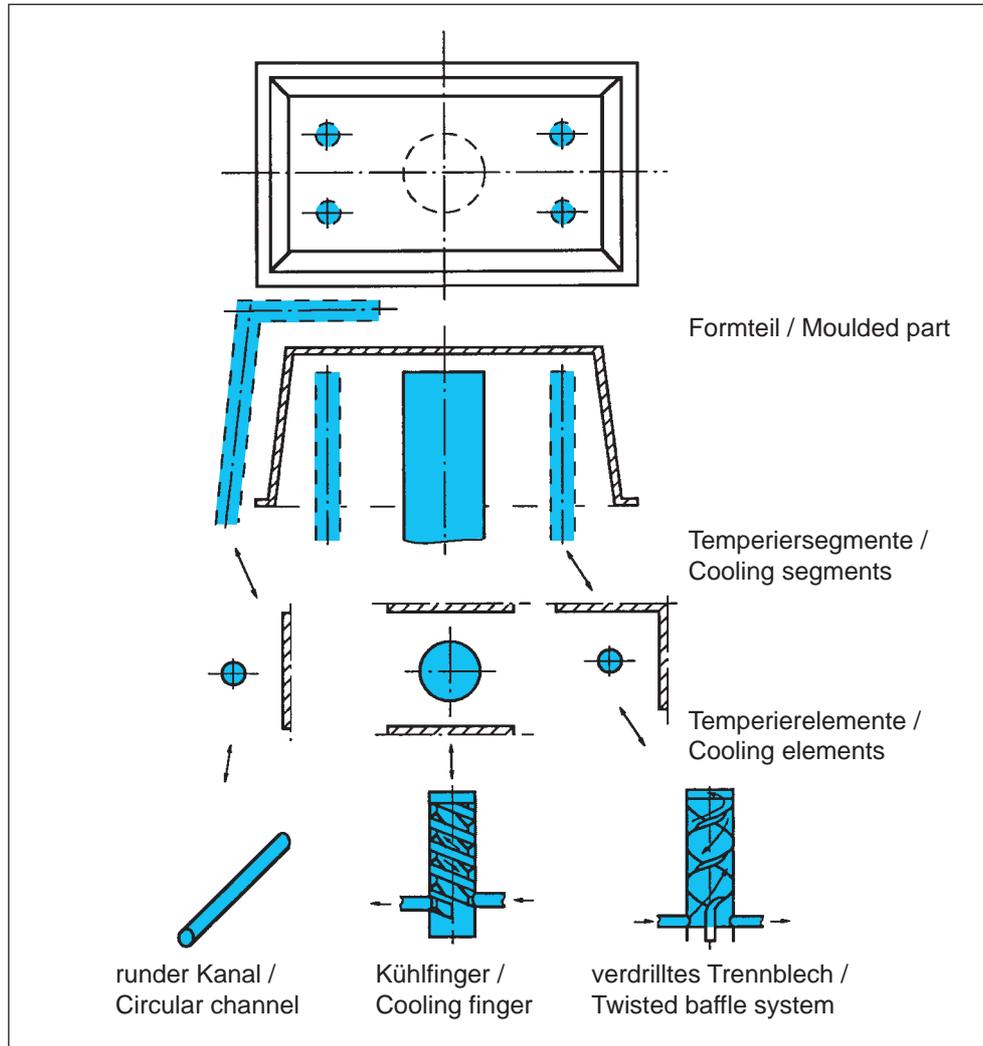


Bild 44: Vorgehensweise bei der segmentierten Temperierungsauslegung [10]

Fig. 44: The segmented cooling system method [10]

Die segmentierte Temperierungsauslegung wird in zwei Schritten durchgeführt:

The design of a segmented heating/cooling system is performed in two stages:

1. Berechnung des Wärmeleitwiderstands des Temperiersegmentes (Formteilbereichsgeometrie)

1. Calculation of the heat conduction resistance of the cooling segment (geometry of the relevant area of the moulded part).

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.

For a large number of heating/cooling elements, the calculation of the heat conduction resistance, WLW, is reduced to the calculation of a flat plate or a rectangular sleeve, cooled by a round cooling element. Since cooling takes place on both sides, only half the moulding thickness is taken into account for the area of the moulding under consideration.

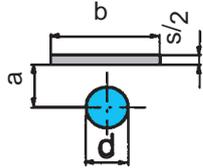
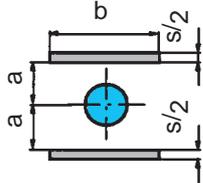
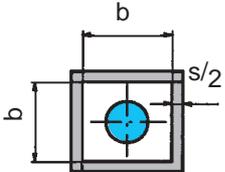
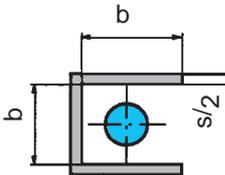
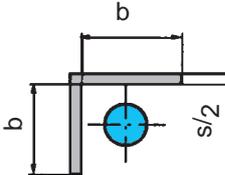
Grundgleichungen / Basic equations		
$\dot{Q}_{\text{FTS}} = \frac{\Delta h \cdot \varphi}{t_K + t_N} \cdot L \cdot b \cdot \frac{s}{2} \cdot K_1$ $\text{WLW} = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot L \cdot \lambda_N} \cdot \ln \left[\frac{2 \cdot b}{\pi \cdot a} \cdot \sinh \left(\frac{2 \cdot \pi \cdot a}{b} \right) \right] \cdot K_2$		
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]

Fig. 45: Heat conduction resistances and heat flows for square cooling segments [10]

2. Berechnung des Wärmeübergangswiderstands von der Temperierkanaloberfläche auf das Temperiermedium

2. Calculation of the heat conduction resistance from the surface of the heating/cooling channel to the heating/cooling medium

Wärmeübergangswiderstand:

Heat conduction resistance:

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

A_{TK} : Temperierkanaloberfläche
 α : Wärmeübergangskoeffizient

A_{TK} : surface of heating/cooling channel
 α : coefficient of heat transfer

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

A correction factor is introduced for the coefficient of heat transfer that prevails in real-life heating/cooling elements.

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

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

α^* : unkorrigierter Wärmeübergangskoeffizient
 K_f : Korrekturfaktor

α^* : uncorrected coefficient of heat transfer
 K_f : correction factor

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

$K_f = K_{f\eta} \cdot K_{fe} \cdot K_{fg}$
 K_{fe} ; K_{fg} : correction factors, dependent upon the heating/cooling segments

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

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

$\eta(\bar{\vartheta})$ = dynamic toughness of the heating/cooling medium at the temperature which represents the average of the inflow and outflow temperature

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

$\eta(\vartheta_{TK})$ = dynamic toughness of the average local temperature of the heating/cooling channel wall

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

The design of the heating/cooling system can be approached in a highly flexible manner with the equations given for the heat flows per moulding segment (\dot{Q}_{FTS}), for the heat conduction and heat transfer resistance and with the equations from the energy balance

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

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

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

$\bar{\vartheta}_W$ = mean cavity wall temperature
 ϑ_{TK} = temperature of heating/cooling channel surface
 ϑ_{TM} = temperature of heating/cooling medium

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

kann die Temperierungsauslegung sehr variabel angegangen werden. Die Formnestwandtemperatur ist jeweils die Zielgröße einer Temperierungsauslegung. Wenn das Kühlmedium und dessen Temperatur vorgegeben ist (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.

The cavity wall temperature is always taken as the target parameter in the layout of a heating/cooling system. If the cooling medium and its temperature are specified (central cooling water facility or simply one cooling unit), the individual heating/cooling elements and segments should be designed in such a way that the heat conduction resistance is suitably aligned to the individual heat flows.

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

The segments inside the mould (sleeves) should be tackled first, since it is here that there are the least degrees of freedom. On outside segments, the heat conduction resistance can be more readily varied by changing the gap between the cooling channels.

Mit der segmentierten Temperierauslegung können so Besonderheiten wie Wanddickensprünge und Formteilecken berücksichtigt werden (Bild 47).

The segmented heating/cooling system design makes it possible to allow for special features such as sudden changes in wall thickness and the corners of moulded parts (Fig. 47).

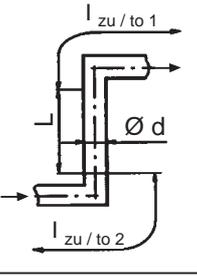
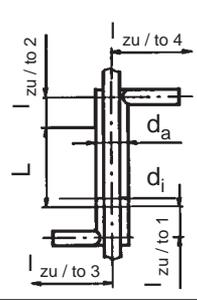
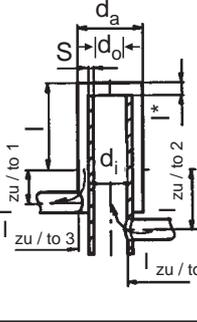
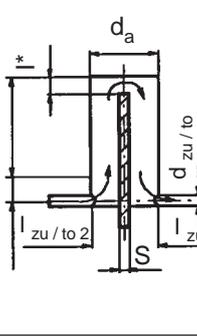
Temperierelement / Heating/cooling element	Beziehungen zur Wärmewiderstandsberechnung / Relation to the calculation of the heat transfer resistance
	$d_h = d$ $A_{TK} = \pi \cdot d \cdot L$ $K_{fe} = \left(\frac{d_h}{L}\right)^{\frac{2}{3}} + 1$ $K_{fg} = 1$
	$d_h = d_a - d_i$ $A_{TK} = \pi \cdot d_a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

Bild 46: Temperierelemente und Wärmeübergangswiderstand [10]

Fig. 46: Heating/cooling elements and heat transfer resistance [10]

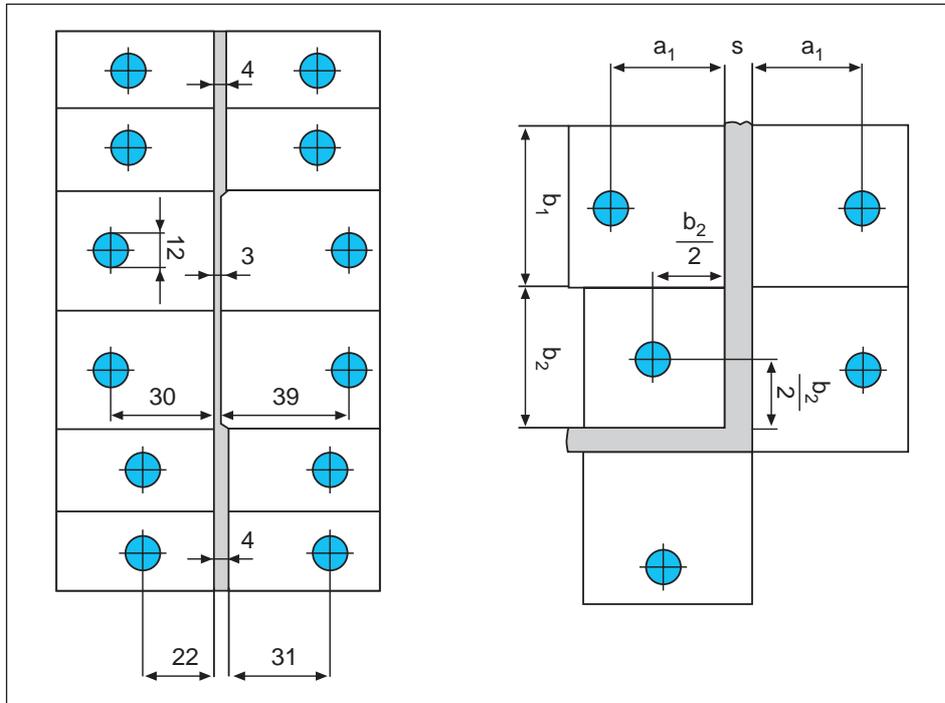


Bild 47: Segmentierte Temperierauslegung:
links Wanddickensprünge,
rechts Formteilecken [10]

Fig. 47: Segmented heating/cooling system design:
left changes in wall thickness,
right moulded part corners [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, zum Beispiel:

- 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 $120 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$.

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.

12.3 Finite element analysis

To calculate the heating/cooling conditions by means of finite element analysis (boundary-element-analysis) it is necessary to construct a three-dimensional computer model of the article, or cavity, and the heating/cooling channel geometry.

By introducing the outside cavity dimensions and making allowance for the ambient conditions, it is possible to calculate the flows of heat to the surroundings.

The advantages of the finite element calculation by comparison to the analytical calculations are as follows:

- solutions provided for complex geometries and for heat flows in more than one direction
- more precise simulation of the heating/cooling conditions
- readily comprehensible results (colour plots)
- rapid run-through of variants (processing conditions, heating/cooling channel configurations)
- a good link to computation modules for the filling and holding pressure phase and also to shrinkage and warpage programs

Figure 48 shows the computer model of an electric drill housing (cavity) with the cooling channels on the nozzle and ejector side. The tool is depicted by the outline. The user can now specify the processing conditions:

- heating/cooling medium (e.g. water, oil, glycol)
- temperature of heating/cooling temperature (inflow)
- flow of heating/cooling medium

The program calculates the temperature conditions that prevail in the mould in the quasi-stationary state, including:

- cavity surface temperature, nozzle side (Fig. 49)
- cavity surface temperature, ejector side (Fig. 50)
- mean temperature of the moulded part upon demoulding (Fig. 51)

The programs also take in the temperature conditions in the cores and slides. In this way, allowance can be made for different mould materials (steel, copper-beryllium), and their influence on heat dissipation in the mould can be calculated.

Figure 52 shows the calculated temperatures of a mould core that was not cooled (top left) and a mould core that was cooled with two baffle-plate cooling channels. At the top right, the core was made of steel while, at the bottom right, the core was made of a copper-beryllium alloy with a thermal conductivity of $120 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$.

In many cases, it is sufficient to conduct a thermal investigation of specific areas of the mould. In order to do this, it is possible to take a section through a specific point of the mould and use this as a computation model. As is shown in Fig. 53 by way of example, the heating/cooling in the corner of the moulding can be optimised in this way.

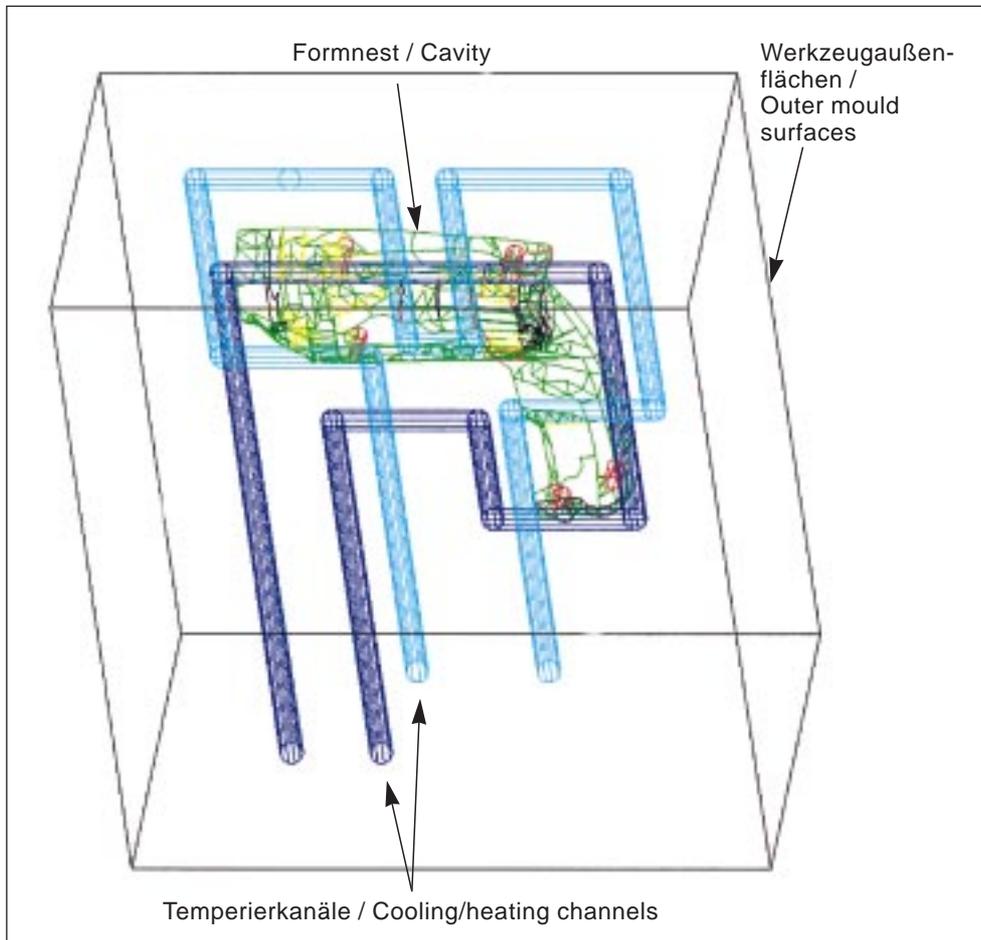


Bild 48: Bohrmaschinegehäuse aus Durethan® BKV 30
Berechnungsmodell für das Spritzgießwerkzeug

Fig. 48: Electric drill housing in Durethan® BKV 30
Computer model for the injection mould



Bild 49: Bohrmaschinegehäuse aus Durethan® BKV 30
Berechnete Oberflächentemperaturen in der
Düsenseite

Fig. 49: Electric drill housing in Durethan® BKV 30
Computed surface temperatures on the nozzle
side



Bild 50: Bohrmaschinegehäuse aus Durethan® BKV 30
Berechnete Oberflächentemperaturen in der
Auswerferseite

Fig. 50: Electric drill housing in Durethan® BKV 30
Computed surface temperatures on the ejector
side

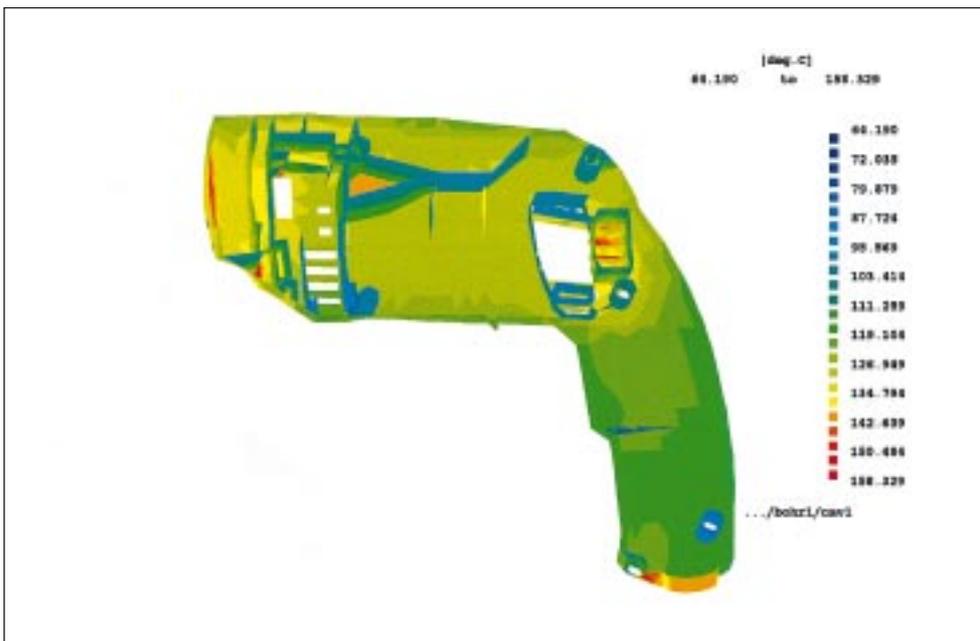


Bild 51: Bohrmaschinegehäuse aus Durethan® BKV 30
Berechnete mittlere Temperaturen im Kunststoff
bei der Entformung

Fig. 51: Electric drill housing in Durethan® BKV 30
Computed mean temperatures in the plastic
upon demoulding

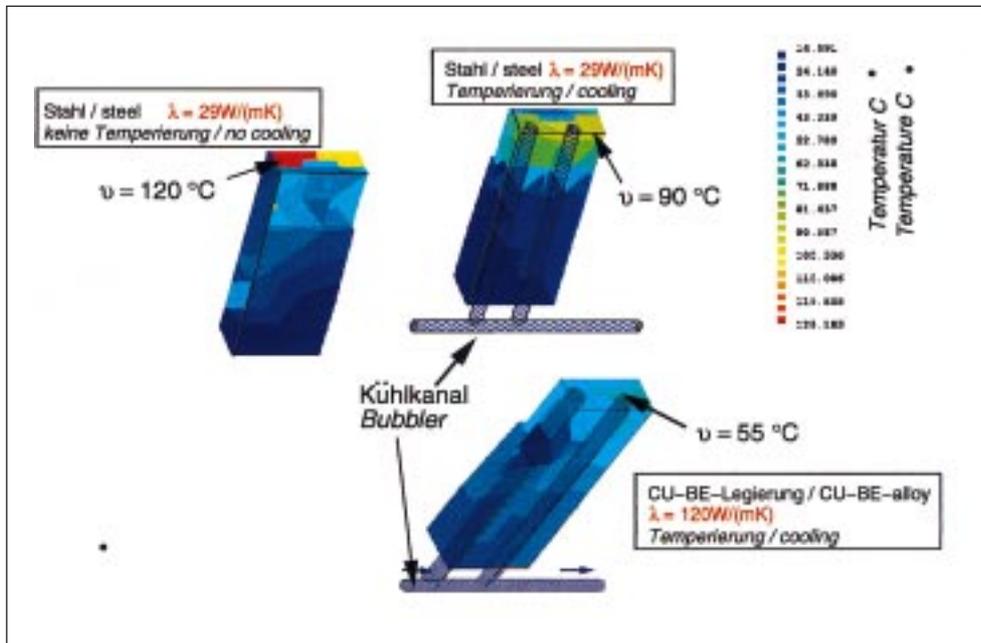
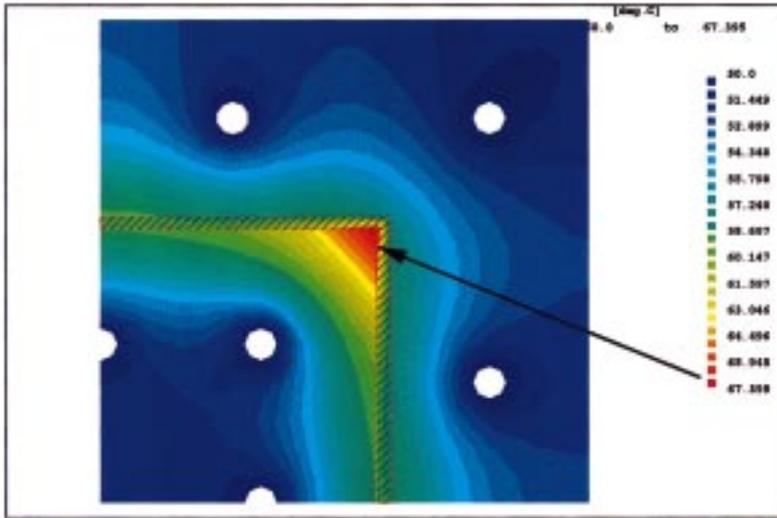
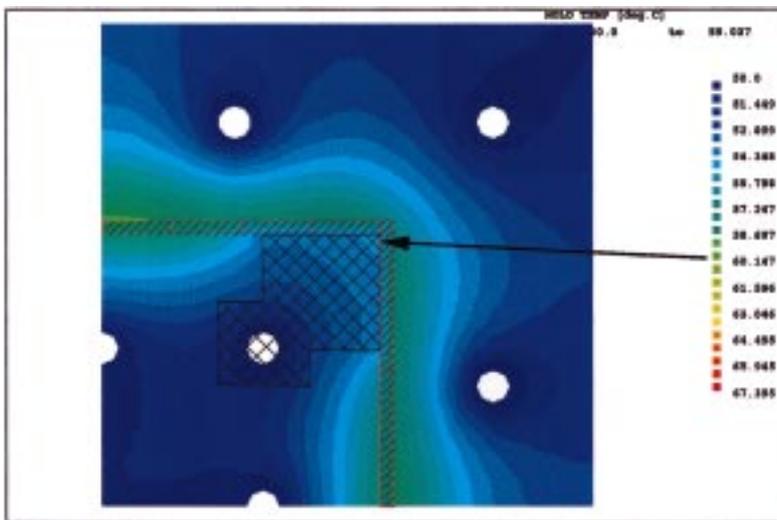


Bild 52: Berechnete Temperaturverteilung auf einem Werkzeugkern – temperiert und nicht temperiert, sowie aus Stahl und einer Kupfer-Berillium-Legierung

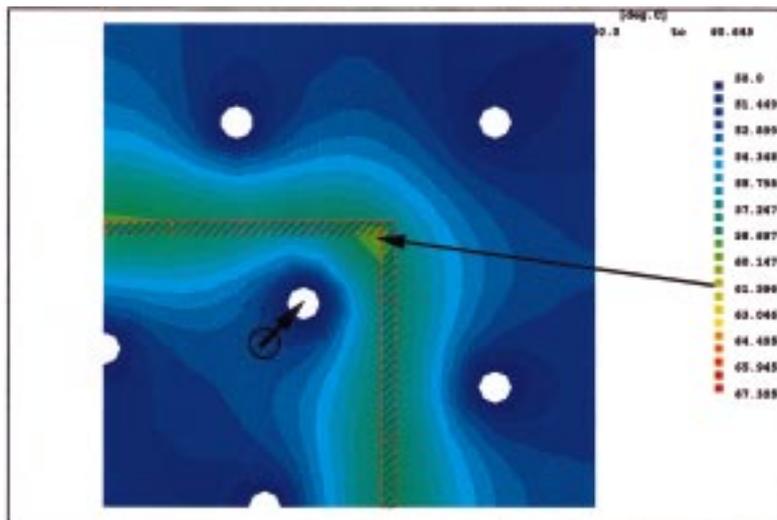
Fig. 52: Computed temperature distribution on a mould core (cooled and non-cooled, in steel and in a copper-beryllium alloy)



Istzustand /
Actual condition



CU-BE-Einsatz /
CU-BE-insert



Temperierkanalverlegung /
Relocation of heating/cooling
channel

Bild 53: Optimierung der Temperierung in einer Formteilecke

Fig. 53: Optimisation of the heating/cooling system in a corner of the mould

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.

13. Infrared photographs

Apart from performing a computer simulation of the thermal conditions prevailing in an injection mould, it is also possible to employ photographic techniques (infrared photographs) to rapidly detect imperfections in the heating/cooling.

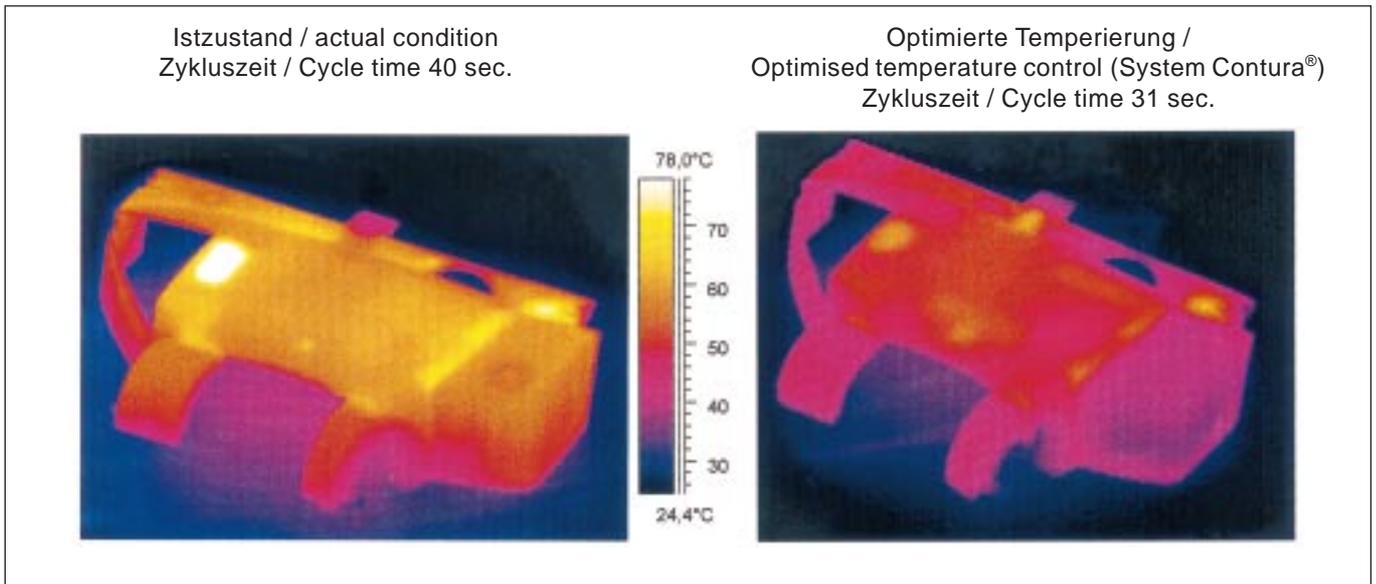


Bild 54: Fotografierte Temperaturverteilung an der Formteiloberfläche direkt nach der Entformung;
Quelle Innova-GmbH.

Fig. 54: Temperature distribution on the moulded part surface photographed directly after demoulding
Source: Innova-GmbH.

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

Figure 54 shows two infrared photographs, the left-hand taken one prior to optimisation and the right-hand one taken after optimisation of the heating/cooling conditions for the hood over an electric brush made in Novodur® (Fig. 55).



Bild 55: Haube aus Novodur®

Fig. 55: Hood in Novodur®

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. 9s verkürzt werden.

In Fig. 54, the left-hand photograph shows the temperature differences of between 42°C and 78°C. With identical wall thicknesses in the moulded part, this would suggest uneven heating/cooling in the mould. More uniform surface temperatures are obtained through optimisation of mould cooling (Fig. 54, right-hand side). The critical temperature peaks become less pronounced. With this optimised heating/cooling, it proved possible to shorten the cycle time by approximately 9 s.

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).

The different heat contents of the various areas of the moulded part are made visible here by infrared photographs. Immediately after demoulding, the temperature profiles prevailing over the wall of the moulded part level out, and the heat from the inside layers reaches the surface of the moulded part (Fig. 56 shows this in qualitative terms).

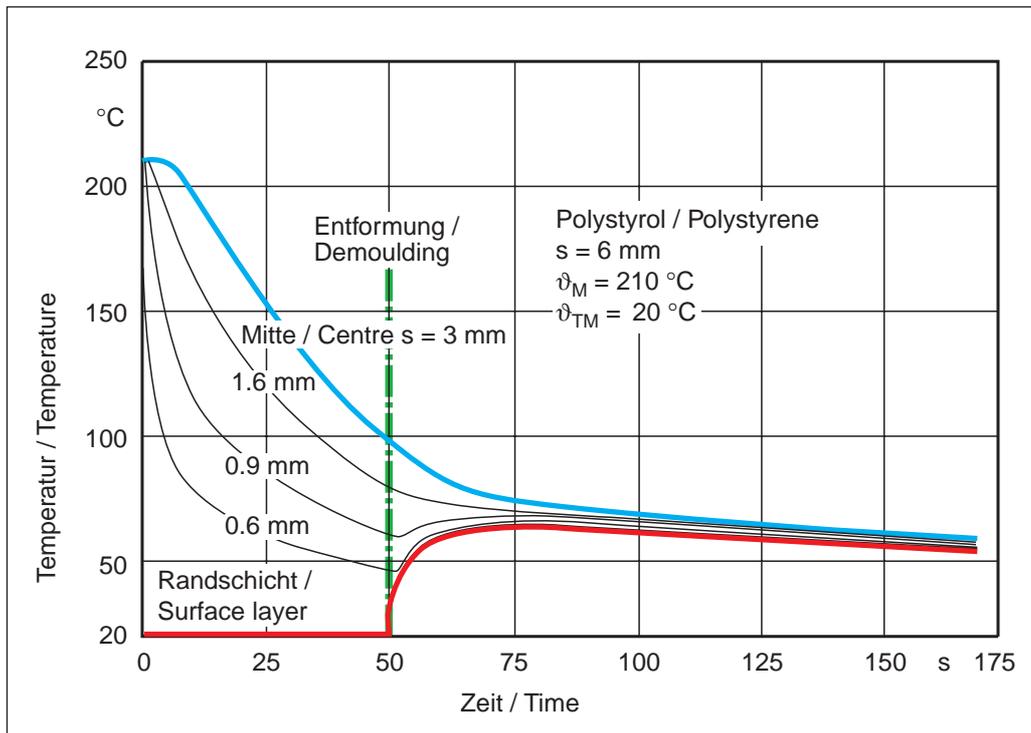


Bild 56: Temperaturverlauf in einem Kunststoffformteil vor und nach der Entformung.

Fig. 56: Temperature profile in a plastic moulded part before and after demoulding

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

Apart from infrared photographs of the demoulded injection moulded parts, photographs of this type can also be taken of the cavity surface. The amount of preparation involved here, however, is much higher.

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. Abkürzungen

A	= Fläche
A_A	= Werkzeugaufspanfläche
A_F	= Formteilerfläche
A_{KK}	= Kühlkanaloberfläche
A_S	= Werkzeugaußenfläche
A_{TR}	= Werkzeuggrenzfläche
a	= Temperaturleitfähigkeit
a_{eff}	= effektive Temperaturleitfähigkeit
B	= Abstand Kühlkanalmitte bis Kühlkanalmitte
Bi	= Biot-Zahl (dimensionslos)
c	= spezielle Wärmekapazität
C_S	= Strahlungskoeffizient des schwarzen Körpers $C_S = \text{konst.} = 5,77 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$
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

14. Conclusion

Injection moulds that have been soundly designed from the thermal angle help to bring down the cost of production whilst ensuring greater reliability. A large number of aids are currently available to design engineers, together with the results of theoretical and practical investigations which can be used in the thermal design of the mould.

In order to attain the specified aims of thermal mould design, i.e.

- precise maintenance of the target mean cavity temperature
- uniform distribution of the cavity temperature
- short cycle time for a high moulding quality

the design engineer must be familiar with the temperature conditions that prevail in the mould and be able to influence these in the desired manner through the position of the heating/cooling channels.

Apart from determining the correct position of the heating/cooling channels, it is then equally important to establish the pressure losses in the heating/cooling channels and to select a heating/cooling unit with sufficient capacity. Only when a sufficient heating/cooling medium flow, is available will the heat be eliminated from the mould (or be introduced into the mould in the case of heating).

The analytical equations and finite element programs can be used to check and improve on the heating/cooling of the mould. Specialist design engineers are called for here, who must be familiar with the theoretical correlations and have experience in the application of the calculations. The increased outlay on design, however, is very rapidly offset by the improvement in production.

15. Abbreviations

A	= area
A_A	= mould platen area
A_F	= moulded part surface
A_{KK}	= cooling channel surface
A_S	= outer surface of mould
A_{TR}	= mould parting plane
a	= thermal conductivity
a_{eff}	= effective thermal conductivity
B	= distance between centrelines of cooling channels
Bi	= Biot number (dimensionless)
c	= specific heat capacity
C_S	= radiation coefficient of black body $C_S = \text{const.} = 5.77 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$
c_{TM}	= specific heat capacity of heating/cooling medium
C	= distance between centreline of cooling channel and cavity wall
D_{HY}	= hydraulic diameter
D_{KK}	= diameter of cooling channels
h_1, h_2	= enthalpy at different temperatures
j	= heating/cooling error
l_F	= pro rata cavity height
l_{TK}	= overall cooling channel length in mould or parts of mould
m	= mass of moulded part
\dot{m}_{PU}	= pump capacity (throughput) for heating/cooling system used
\dot{m}_{TM}	= mass flow of heating/cooling medium

$n_{B\sigma}$	= Anzahl der Bögen im Temperierkreislauf	$n_{B\sigma}$	= number of curves in heating/cooling circuit
n_{KN}	= Anzahl der Knicke im Temperierkreislauf	n_{KN}	= number of bends in heating/cooling circuit
n_{FT}	= Anzahl der Formteile	n_{FT}	= number of moulded parts
N_p	= erforderliche Pumpenleistung	N_p	= requisite pump capacity
Nu	= Nusselt-Zahl (dimensionslos)	Nu	= nusselt number (dimensionless)
$p_{B\ddot{o}}$	= Druckverlust in 90 °-Bogen	$p_{B\ddot{o}}$	= pressure loss in 90 ° curve
p_{ges}	= Gesamtdruckverlust in den Temperierkanälen	p_{tot}	= overall pressure loss in the heating/cooling channels
p_{KK}	= Druckverlust in den Kühlkanalbohrungen	p_{KK}	= pressure loss in the cooling channel holes
p_{KN}	= Druckverlust in 90 °-Knicken	p_{KN}	= pressure loss in 90 ° bends
Pr	= Prandtl-Zahl	Pr	= Prandtl-number
\dot{Q}_H	= zusätzlicher Wärmestrom (Heißkanalblock)	\dot{Q}_H	= additional heat flow (hot runner manifold block)
\dot{Q}_F	= Formteilwärmestrom	\dot{Q}_F	= moulded part heat flow
\dot{Q}_K	= Wärmestrom durch Konvektion	\dot{Q}_K	= heat flow due to convection
\dot{Q}_{TM}	= Wärmestrom des Temperiermediums	\dot{Q}_{TM}	= heat flow of heating/cooling medium
\dot{Q}_{Str}	= Wärmestrahlung	\dot{Q}_{Str}	= heat radiation
\dot{Q}_U	= Wärmeaustausch mit der Umgebung	\dot{Q}_U	= exchange of heat with the surroundings
\dot{Q}_L	= Wärmestrom durch Leitung	\dot{Q}_L	= heat flow due to conduction
\dot{q}_k	= Wärmestromdichte bei Konvektion	\dot{q}_k	= heat flow density with convection
\dot{q}_{Str}	= Wärmestromdichte bei Strahlung	\dot{q}_{Str}	= heat flow density with radiation
Re	= Reynolds-Zahl (dimensionslos)	Re	= Reynolds number (dimensionless)
S	= Formteilmwanddicke	S	= moulded part wall thickness
t_K	= Kühlzeit	t_K	= cooling time
t_{off}	= Zeit, in der das Werkzeug offensteht	t_{off}	= time for which the mould is open
t_{Zyklus}	= Zykluszeit	t_{cycle}	= cycle time
T_U	= absolute Werkzeugumgebungstemperatur $\vartheta_U + 273 \text{ °C}$	T_U	= absolute ambient temperature around mould $\vartheta_U + 273 \text{ °C}$
T_{WA}	= absolute Werkzeugaußentemperatur $\vartheta_{WA} + 273 \text{ °C}$	T_{WA}	= absolute outside temperature of mould $\vartheta_{WA} + 273 \text{ °C}$
U	= Umfang	U	= circumference
v_{TM}	= Geschwindigkeit des Temperiermediums	v_{TM}	= velocity of heating/cooling medium
α_L	= Wärmeübergangskoeffizient für Leitung [8 bis 15 W/m ² · °C]	α_L	= coefficient of heat transfer for conduction [8 bis 15 W/m ² · °C]
α_{TM}	= Wärmeübergangskoeffizient Temperiermedium	α_{TM}	= coefficient of heat transfer for heating/cooling medium
β	= Wärmeübergangskoeffizient des Werkzeugstoffes	β	= coefficient of heat transfer for mould material
β_{isol}	= Wärmeübergangskoeffizient der Isolierplatte	β_{isol}	= coefficient of heat transfer for the insulating plate
ε	= Strahlungskoeffizient	ε	= radiation coefficient
η_{TM}	= dynamische Zähigkeit des Temperiermediums	η_{TM}	= dynamic toughness of heating/cooling medium
ϑ	= Temperatur	ϑ	= temperature
$\Delta\vartheta_1$	= Temperaturdifferenz infolge Wärmeleitung	$\Delta\vartheta_1$	= temperature differential due to heat conduction
$\Delta\vartheta_2$	= Temperaturdifferenz infolge Wärmeübergang	$\Delta\vartheta_2$	= temperature differential due to heat transfer
ϑ_E	= Entformungstemperatur	ϑ_E	= demoulding temperature
ϑ_{KK}	= Temperatur an der Kühlkanaloberfläche	ϑ_{KK}	= temperature at cooling channel surface
ϑ_U	= Umgebungstemperatur	ϑ_U	= ambient temperature
ϑ_{WA}	= Werkzeugaußenflächentemperatur	ϑ_{WA}	= mould outer surface temperature
ϑ_{EIN}	= Einlauftemperatur des Temperiermediums	ϑ_{EIN}	= inlet temperature of the heating/cooling medium
ϑ_{AUS}	= Auslauftemperatur des Temperiermediums	ϑ_{AUS}	= outlet temperature of the heating/cooling medium
ϑ_M	= Massetemperatur nach Beendigung der Formfüllung	ϑ_M	= melt temperature after completion of mould filling
$\Delta\vartheta_{Wij}$	= Temperierfehler	$\Delta\vartheta_{Wij}$	= heating/cooling error
$\bar{\vartheta}_W$	= mittlere Werkzeugwandtemperatur	$\bar{\vartheta}_W$	= mean mould wall temperature
ϑ_{TM}	= Temperiermitteltemperatur	ϑ_{TM}	= temperature of heating/cooling medium
λ_{isol}	= Wärmeleitfähigkeit der Isolierplatte	λ_{isol}	= thermal conductivity of insulating plate
λ_{TM}	= Wärmeleitfähigkeit des Temperiermediums	λ_{TM}	= thermal conductivity of heating/cooling medium
ν	= kinematische Zähigkeit des Temperiermediums	ν	= kinematic toughness of heating/cooling medium
ξ	= Reibungsbeiwert für Rohrströmung	ζ	= coefficient of friction for pipe flow
ξ_{Bo}	= Reibungsbeiwert für Bogen ($\approx 0,4$)	ζ_{Bo}	= coefficient of friction for curves (≈ 0.4)
ξ_{KN}	= Reibungsbeiwert für Knicke ($\approx 1,8$)	ζ_{KN}	= coefficient of friction for bends (≈ 1.8)
ρ_{TM}	= Dichte des Temperiermediums	ρ_{TM}	= density of heating/cooling medium
Θ	= Abkühlgrad	Θ	= degree of cooling
δ	= Abstand Kühlkanal-Werkzeugwand	δ	= distance between cooling channel and mould wall

15. Literaturverzeichnis / References

- [1] „Verarbeitungsdaten für den Spritzgießer“
Informationsschrift, Bayer 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 an der RWTH Aachen, 1979
- [10] Kretschmar, 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

Bayer-Kunststoffe im Internet / Bayer plastics on the Internet: <http://www.plastics.bayer.com>

Die vorstehenden Informationen und unsere anwendungstechnische Beratung in Wort, Schrift und durch Versuche erfolgen nach bestem Wissen, gelten jedoch nur als unverbindliche Hinweise, auch in bezug auf etwaige Schutzrechte Dritter. Die Beratung befreit Sie nicht von einer eigenen Prüfung unserer aktuellen Beratungshinweise – insbesondere unserer Sicherheitsdatenblätter und technischen Informationen – und unserer Produkte im Hinblick auf ihre Eignung für die beabsichtigten Verfahren und Zwecke. Anwendung, Verwendung und Verarbeitung unserer Produkte und der aufgrund unserer anwendungstechnischen Beratung von Ihnen hergestellten Produkte erfolgen außerhalb unserer Kontrollmöglichkeiten und liegen daher ausschließlich in Ihrem Verantwortungsbereich. Der Verkauf unserer Produkte erfolgt nach Maßgabe unserer jeweils aktuellen Allgemeinen Verkaufs- und Lieferbedingungen.

This information and our technical advice – whether verbal, in writing or by way of trials – are given in good faith but without warranty, and this also applies where proprietary rights of third parties are involved. Our advice does not release you from the obligation to verify the information currently provided – especially that contained in our safety data and technical information sheets – and to test our products as to their suitability for the intended processes and uses. The application, use and processing of our products and the products manufactured by you on the basis of our technical advice are beyond our control and, therefore, entirely your own responsibility. Our products are sold in accordance with the current version of our General Conditions of Sale and Delivery.

31.01.1999
KU 21104-9901 d,e / 5056841

Bayer AG
Geschäftsbereich Kunststoffe
KU-Europa, Informationssysteme
D-51368 Leverkusen
Fax +49 (0)214/30-6 12 77

