

Simulation der Induktionserwärmung beim Kunststoffspritzguß

A. Tewald, T. Walther (IKFF)

Beitrag zum

15. CAD-FEM Users Meeting

Fulda 16.10.1997

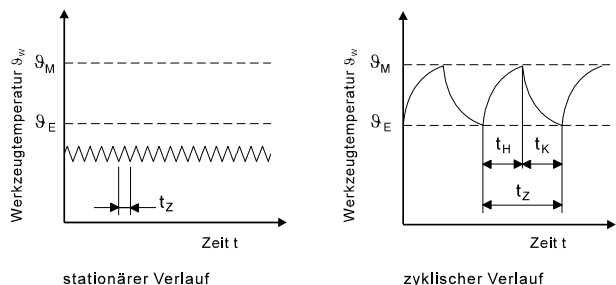
© 1999 Institut für Konstruktion und Fertigung in der Feinwerktechnik

Simulation der Induktionserwärmung beim Kunststoffspritzguß

Dr.-Ing. Andreas Tewald, Dipl.-Ing. Thomas Walther,

Institut für Konstruktion und Fertigung in der Feinwerktechnik, Universität Stuttgart

1 Einleitung

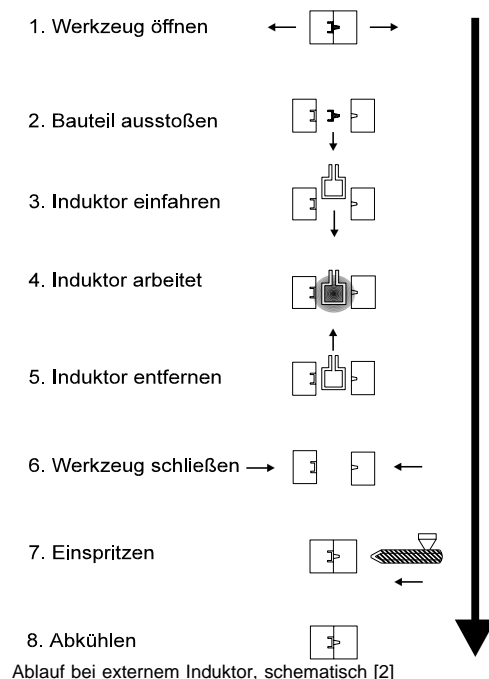


Links: Temperaturverlauf in der Werkzeugwand bei konventioneller Temperierung; rechts: Temperaturverlauf beim Variothermverfahren

Seit mehreren Jahren wird die Induktionserwärmung von Spritzgießwerkzeugen am IKFF untersucht [1]. Mit dieser beim Spritzgießen eher unüblichen Temperierung wird eine schnelle variotherme Temperaturführung im Werkzeug erzielt, Bild 1. Das Variothermverfahren wird vornehmlich für Bauteile mit ungünstigen Aspektverhältnissen sowie für Mikrobauteile eingesetzt. Bisher wird das Variothermverfahren

durch die Verwendung von zwei unterschiedlich temperierten Ölwärmetauschern realisiert, was jedoch aufgrund des konvektiven Wärmeübergangs zwischen Öl und Werkzeug sowie der Wärmeleitung je nach Masse des Spritzgießwerkzeugs zu sehr langen Zykluszeiten führt.

Bei der Induktionserwärmung wird zwischen der Erwärmung mit einem externen und der Erwärmung mit einem im Werkzeug integrierten Induktor unterschieden [2]. Auf Bild 2 ist der Ablauf bei der Induktionserwärmung mit einem externem Induktor dargestellt. Nach dem Öffnen des Werkzeugs (Schritt 1) und dem Auswerfen des Bauteils (Schritt 2) wird der Induktor mit einem geeigneten Handling zwischen die geöffneten Formhälften eingefahren (Schritt 3). Nach Erreichen der gewünschten Zieltemperatur (Schritt 4) wird der Induktor entfernt (Schritt 5), das Werkzeug geschlossen (Schritt 6) und der Kunststoff eingespritzt (Schritt 7). Sowohl für die Erwärmung mit einem externem als auch mit einem integrierten Induktor liegen Ergebnisse vor. In diesem Beitrag soll die Simulation des Aufheiz- und Abkühlvorgangs beim Induktionserwärmen beschrieben werden.



2 Induktionserwärmung

Die induktive Erwärmung wird durch zwei physikalische Vorgänge beschrieben: die Erzeugung eines elektromagnetischen Feldes und die dadurch bedingte Existenz eines Temperaturfeldes, welches sich durch die von den Wirbelströmen verursachte Verlustwärme ausbildet. Eine von einem hochfrequenten Strom durchflossene Spule erzeugt ein elektromagnetisches Wechselfeld, Bild 3. Innerhalb des elektrisch leitenden Erwärmungsgutes werden hierdurch wiederum Wirbelströme induziert. Das Eindringverhalten des elektromagnetischen Feldes in das Gut wird mit dem Eindringmaß oder der Skintiefe δ_s beschrieben. Das Eindringmaß δ_s hängt von der Arbeitsfrequenz f , von der elektrischen Leitfähigkeit κ und von der Permeabilität μ des Materials ab und ergibt sich zu

$$\delta_s = \frac{1}{\sqrt{\pi f \kappa \mu}} \quad . \quad (1)$$

Unter der Annahme von konstanten Stoffwerten und eines Erwärmungsgutes in Form eines unendlich ausgedehnten Halbraumes mit einer ebenen Oberfläche nimmt das elektromagnetische Feld exponentiell in Ausbreitungsrichtung ab und ist in der Tiefe δ_s auf 1/e seines Wertes an der Oberfläche abgefallen. Die Wirbelströme verursachen innerhalb des Leiters aufgrund seines spezifischen Widerstandes eine Joulesche Erwärmung. Für die im Werkstück umgesetzte Leistung P_J gilt der Zusammenhang

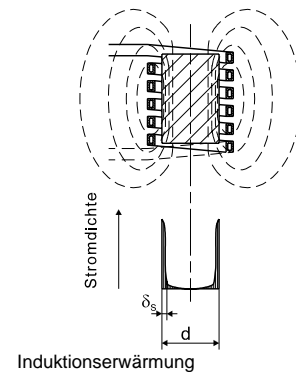
$$P_J = I^2 R_{\Omega} \quad . \quad (2)$$

Die innerhalb der Skintiefe liegenden Wärmequellen führen zu einer Temperaturerhöhung im Bauteil. Die Temperaturverteilung läßt sich mit Hilfe der Fourierschen Differentialgleichung für eine instationäre Wärmeleitung berechnen. Die Verteilung hängt im Wesentlichen von der Wärmeleitfähigkeit λ , von der spezifischen Wärmekapazität c_p und von der Dichte ρ des Materials ab. An der Oberfläche treten zusätzlich Konvektions- und Strahlungsverluste auf, die vornehmlich bei höheren Werkstücktemperaturen zu einer verstärkten Abkühlung des Bauteils führen. Ein wesentlicher Vorteil der induktiven Erwärmung von Spritzgießwerkzeugen gegenüber anderen Erwärmungsverfahren ist also die Tatsache, daß die Wärme unmittelbar im Werkzeug entsteht. Sie muß nicht durch Konvektion, Leitung oder Strahlung übertragen bzw. transportiert werden.

3 Simulation

3.1 Thermische Simulation

Der Temperaturverlauf im Werkzeug wird mit einer transienten Temperaturfeldberechnung bestimmt. Als Randbedingung wird die erzeugte Wärme als äquivalente Wärmestromdichte spezifiziert. Diese ursächliche Wärmestromdichte läßt sich vereinfacht aus Temperaturmessungen mit dem Ansatz für eine eindimensionale Wärmeleitung in einem halbumendlichen Körper nach [3] mit

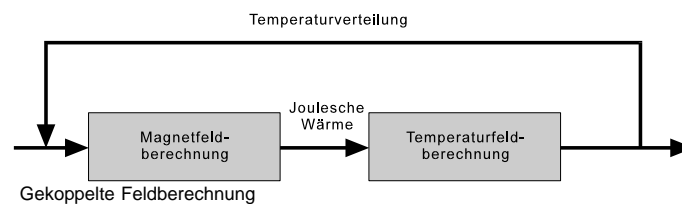


$$\dot{q}_0 = \frac{\lambda (\vartheta(x,t) - \vartheta_{anf})}{2 \sqrt{\frac{at}{\pi}} e^{-\frac{x^2}{4at}} - x \operatorname{erfc} \frac{x}{2\sqrt{at}}} \quad (3)$$

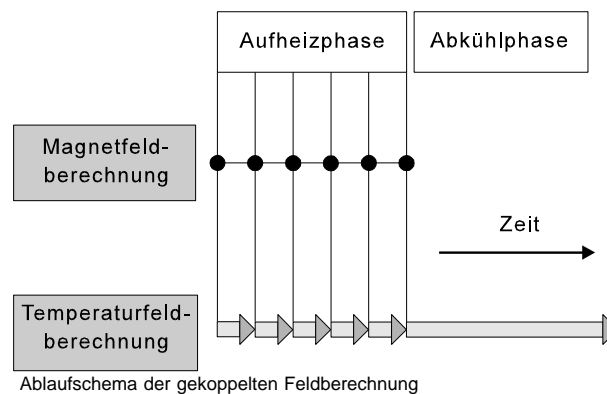
bestimmen, wobei \dot{q}_0 die Wärmestromdichte an der Oberfläche in W/m², λ die Wärmeleitfähigkeit in W/mK, ϑ die Temperatur in °C, a die Temperaturleitfähigkeit im Material in m²/s, t die Zeit in s und x die Tiefe in m bedeuten. Der Ausdruck *erfc* steht für das komplementäre Fehlerintegral (error function complement). Allerdings ist dieser Ansatz fehlerbehaftet, da die örtliche Verteilung der Leistungsdichte an der Oberfläche nur näherungsweise bekannt ist sowie die Konvektions und Strahlungsverlust an der Oberfläche in Gleichung (3) nicht berücksichtigt werden. Die so berechneten Aufheiz- und Abkühlkurven stimmen jedoch qualitativ sehr gut mit den gemessenen Kurven überein.

3.2 Gekoppelte Feldberechnung

Bei der Induktionserwärmung liegt wie bereits beschrieben ein gekoppeltes Feldproblem vor. Eine bessere Simulation des Temperaturverlaufs im Werkzeug basiert deshalb ebenfalls auf einer gekoppelten magnetisch-thermischen Berechnung, Bild 4. Mit einer **elektromagnetischen Feldberechnung** wird die im Material als Folge der Wirbelströme generierte Joulesche Wärme bestimmt. In einer sich daran anschließenden **Temperaturfeldberechnung** wird mit der berechneten Wärme die sich daraus ergebende Temperaturverteilung im Werkzeug bis zum nächsten Zeitpunkt bestimmt, an dem erneut eine Magnetfeldberechnung erfolgt. Die temperaturabhängigen



elektromagnetischen Eigenschaften **Permeabilität** und **spezifischer Widerstand** werden für den neuen Berechnungszeitpunkt entsprechend des jetzt vorhandenen Temperaturfeldes korrigiert. An die elektromagnetische Feldberechnung schließt sich wiederum eine transiente Temperaturfeldberechnung an. Diese Schleife wird bis zum Erreichen der gewünschten Aufheizzeit wiederholt. Die Temperaturfeldberechnung erfolgt also über den gesamten Betrachtungszeitraum, während die Magnetfeldberechnung zur Anpassung der Jouleschen Wärmeentwicklung an die sich ändernden Temperaturen lediglich an diskreten Zeitpunkten durchgeführt wird, Bild 5. Je kürzer dieser Zeitabstand gewählt wird, desto genauer kann die Änderung der Jouleschen Erwärmung erfaßt werden. Man spricht bei diesem Ablauf, bei dem die beiden Feldberechnungen hintereinander durchgeführt werden und sich über die entsprechenden Eingangsgrößen beeinflussen von einer **indirekten Kopplung** über einen Lastvektor.



3.3 Sättigung des Materials

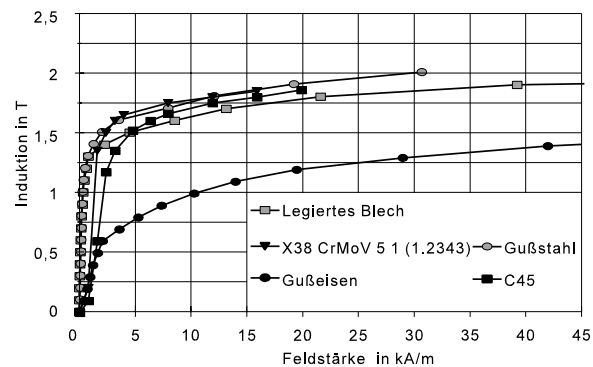
Zusätzlich zur Temperaturabhängigkeit tritt bei der Permeabilität μ_r noch eine Abhängigkeit von der vorhandenen magnetischen Feldstärke H auf und es gilt der Zusammenhang

$$\mathbf{B} = \mu_r(H, \vartheta) \mu_0 \mathbf{H} \quad . \quad (4)$$

Mit zunehmender Feldstärke H steigt zunächst die Induktion B bei allen Werkstoffen annähernd konstant an. Dabei zeigen die legierten Stähle im Vergleich zum Gußeisen höhere Werte für die Permeabilität. Bei Feldstärken ab 5000 A/m, einem Wert der bei der Induktionserwärmung aufgrund der hohen Ströme und des geringen Abstandes zwischen Induktor und Werkstück im Normalfall erreicht wird, treten bei allen Werkstoffen **Sättigungserscheinungen** auf, d.h. die Permeabilität wird kleiner. Die Sättigungsinduktion liegt bei den legierten Stählen bei 1,9 T, während sie bei Gußeisen bei 1,5 T liegt. Daraus ist zu schließen, daß Legierungszusätze einen großen Einfluß auf die magnetischen Eigenschaften eines Eisenwerkstoffes haben. Bild 6 zeigt auch, daß sich die magnetischen Eigenschaften der legierten Werkstoffe besonders im Bereich hoher Feldstärken immer mehr angleichen. In [6] ist für die Temperatur- und die Feldstärkeabhängigkeit folgender Zusammenhang beschrieben

$$\mu = \mu_0 \left\{ \varphi(\vartheta) \cdot \left[\mu_{r20}(H) - 1 \right] + 1 \right\} \quad . \quad (5)$$

Dieser Zusammenhang bei dem beschrieben Lösungsweg jedoch noch nicht berücksichtigt.



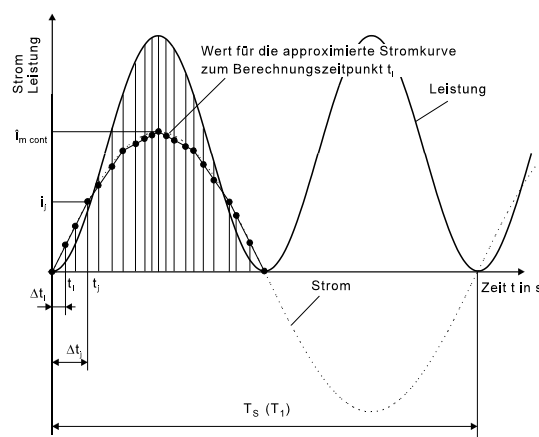
Magnetisierungskurven einiger ausgewählter Stähle, Bleche sowie von Gußeisen [5, 6, 7]

3.4 Transiente Magnetfeldberechnung

Bei der elektromagnetischen Feldberechnung ist zwischen einer harmonischen und einer transienten Berechnung zu unterscheiden. Bei der **harmonischen Berechnung** können die Sättigungseffekte im Werkzeug nicht berücksichtigt werden. Am IKFF wurde auf diese Weise die Erwärmung eines Werkzeugs durch eine gekoppelte Berechnung bestimmt. Die Belastung muß hierbei durch eine sinusförmige Funktion erfolgen, die durch ihren Scheitelwert $\hat{i}_{m\ cont}$ und der zugehörigen Frequenz f_1 vorzugeben ist.

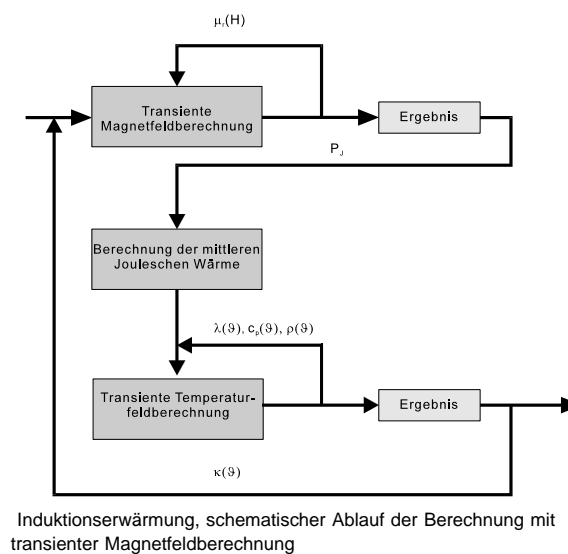
Für die Berücksichtigung der **Sättigungseffekte** im Stahl muß eine transiente Magnetfeldberechnung durchgeführt werden. Bei einer **transienten Analyse** ist generell ein beliebiger zeitlicher Verlauf der Eingangsgröße möglich. In unserem Fall wird die Strom- bzw. die Stromdichtefunktion als zeitabhängige Lastkurve vorgegeben. Der bekannte sinusförmige Stromverlauf ($\hat{i}_{m\ cont}$, f_1) wird in gleiche Abschnitte Δt_j unterteilt und in den Zeitabschnitten die Funktion linear durch Sekantenbildung approximiert, Bild 7. Die approximierten Stromfunktion ist folglich stets kleiner als die Sinuskurve, wodurch sich im Endeffekt zu geringe Werte für die Aufheizung ergeben. Der bis zum Zeitpunkt t_j andauernde **Lastschritt** wird bei der Berechnung zusätzlich in sogenannte **Zwischen- oder Unterschritte** der Dauer Δt_i unterteilt. Die Berechnung des elektromagnetischen Feldes erfolgt jeweils zu den Zeitpunkten t_i . Der sich ergebende Verlauf der im Werkzeug erzeugten Jouleschen Verlustwärme ist periodisch und besitzt die doppelte Frequenz. Durchgeführte Simulationsrechnungen haben ergeben, daß die Werte für die Joulesche Wärme sich bereits nach der zweiten Schwingung nur noch unwesentlich verändern. Zur Reduktion des Rechenaufwands wird deshalb die Magnetfeldberechnung nach dem zweiten Zyklus abgebrochen. Für die anschließende Temperaturfeldberechnung ist als Lastvorgabe ein über die Zeit gemittelter Wert für die Joulesche Wärme notwendig, d.h. die **mittlere Verlustleistung im Element** muß bestimmt werden. Für jedes der k Elemente wird gemäß der folgenden Gleichung die spezifische Wärme über alle n Zwischenschritte aufsummiert und das arithmetische Mittel gebildet.

$$\bar{P}_{(el)k} = \frac{\sum_{j=1}^n p_{(el)j,k} \Delta t_j}{T_s} \quad (6)$$



Approximation des Stromverlaufs bei der transienten Berechnung

Dabei ist $\bar{p}_{(el)k}$ die während der Schwingungsdauer T_s gemittelte spezifische Wärme pro Volumeneinheit für das k . Element. Dieser Wert entspricht dem berechneten Ergebnis für die Joulesche Wärme bei einer harmonischen Analyse. Die Größe $p_{(el)j,k}$ steht für die innerhalb des Zwischenschritts Δt_j berechnete spezifische Wärme des Elements und T_s bedeutet die Periodendauer. Bei einem 2D Modell ergibt sich W/m² als Einheit für die Wärme pro Volumeneinheit. Die Mittelwertberechnung wird als Makro in den Ablauf integriert, Bild 8.



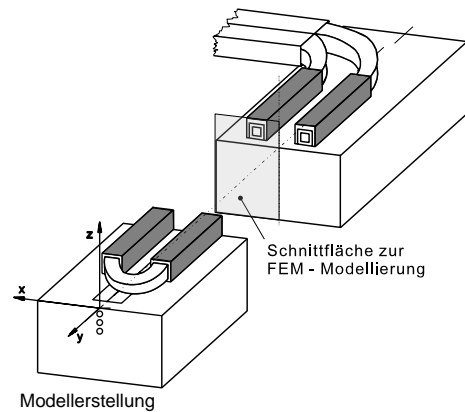
Es wurde nachgewiesen, daß sich bei den beiden Berechnungsvarianten, d.h. sowohl bei der harmonischen als auch bei der transienten Magnetfeldberechnung, bei ansonsten gleichen Eingangsdaten und bei Verwendung einer konstanter Permeabilität dieselben Werte für die Joulesche Verlustwärme und damit auch für die Temperaturverteilung im Werkzeug ergeben. Die im Werkzeug bei einem Lastschritt der Temperaturrechnung umgesetzte **Gesamtwärme** ergibt sich durch Multiplikation von $\bar{p}_{(el)k}$ mit der Fläche A_k und durch eine Summenbildung über alle m Elemente zu

$$P_J = \sum_{k=1}^m \bar{p}_{(el)k} \cdot A_k \quad . \quad (7)$$

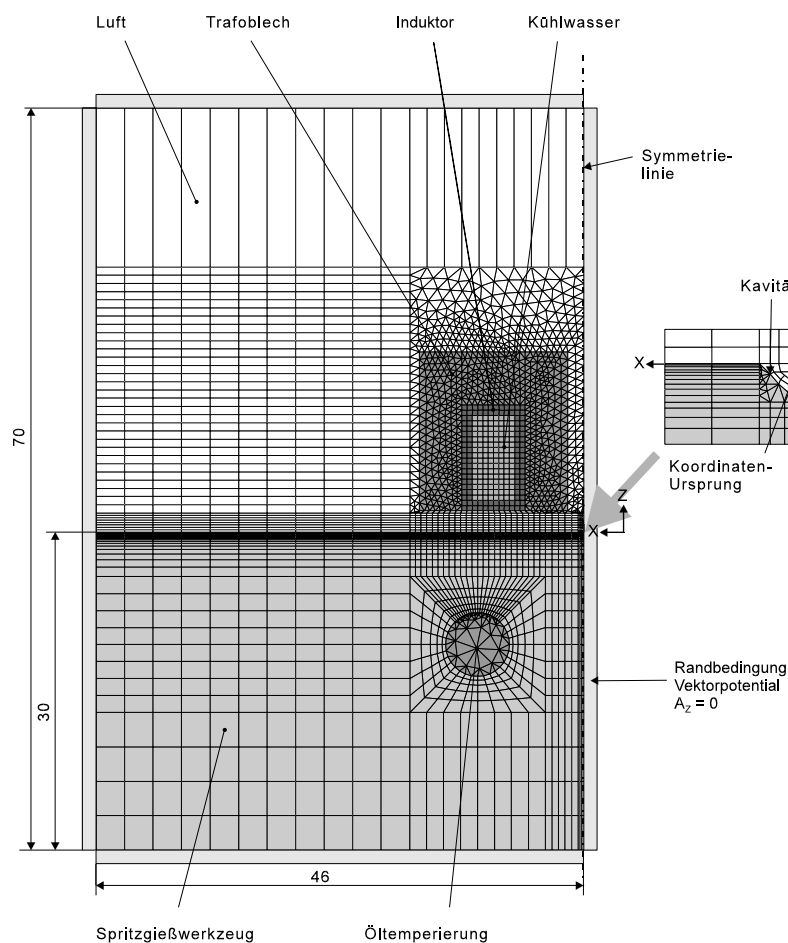
3.4 Modellbildung

Bei der Modellbildung wurde aus dem Spritzgießwerkzeug mit dem externen Induktor ein aus **Knoten** und **Elementen** bestehendes Rechnermodell gebildet. Dabei war es nicht das vorrangige Ziel, das Werkzeug möglichst exakt nachzubilden, sondern es wurden Vereinfachungen am Modell getroffen, durch die das Ergebnis nur unwesentlich verändert werden konnte. Eine **zulässige Vereinfachung** war die Beschränkung der Simulation auf das eigentliche Formnest. Die Ergebnisse zeigen die Akzeptanz dieser Maßnahme, denn die wesentlichen thermischen Vorgänge im Werkzeug spielen sich unmittelbar unterhalb der Induktionsspule ab. Die Materialeigenschaften und die Randbedingungen bleiben über einen größeren Bereich der räumlichen Tiefe des

Spritzgießwerkzeugs konstant. Deshalb wurde als eine weitere Vereinfachung die Simulation als ein zweidimensionales ebenes Problem betrachtet. Das Verhalten an den beiden Stirnseiten kann mit diesem Modell natürlich nicht bestimmt werden. Das Werkzeug mit dem externen Induktor wurde quer zur Längsachse des Induktors geschnitten, Bild 9. Die entstehende Schnittfläche bildete die Grundlage für das **2D-Modell**. Zusätzlich konnte durch die Ausnutzung der Symmetriebedingung das Simulationsmodell halbiert werden. Bild 10 zeigt die Elemente des Modells für die **Magnetfeldberechnung** mit der entsprechenden Materialzuordnung.



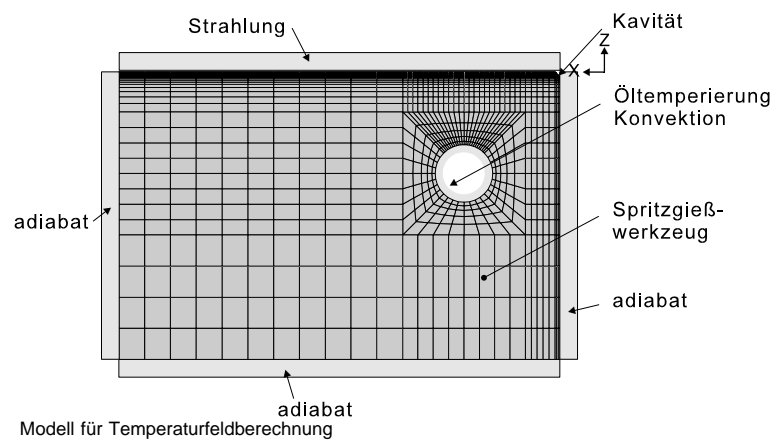
Bei der Vernetzung wurde darauf geachtet, daß in Bereichen, in denen sich Wirbelströme ausbilden können bzw. in Gebieten mit einer hohen Feldliniendichte ein hoher Vernetzungsgrad vorliegt, so daß der berechnete Gradient in einzelnen Element ausreichend aufgelöst werden kann und sich keine Knickstellen bei der Darstellung von Isolinien ergeben. Durch diese Vorgehensweise wird auch der Fehler reduziert, der bei einer Mittelwertbildung der Wärme über die Elementflächen entsteht. Bei dem Modell ist dies insbesondere im oberflächennahen Werkzeugbereich und im Luftspalt zwischen Induktor und



vernetztes Modell des Werkzeugs mit externem Induktor für die Magnetfeldberechnung

Werkzeug sowie im Feldkonzentrator der Fall. Im Unendlichen bzw. an der Symmetrieebene verlaufen die magnetischen Feldlinien parallel zur Berandung. Dies erfordert die Anwendung der Dirichletschen Randbedingung, bei der die z-Komponente des Vektorpotentials für alle Randknoten zu Null gesetzt wird. Die langgestreckten Elemente am oberen Modellrand sind spezielle Randelemente. Die Abmessungen des Modells entsprachen den Geometriedaten des Versuchsaufbaus. Der Abstand zwischen Induktor und Werkzeugoberfläche betrug 2 mm.

Für die **Temperaturfeldberechnung** war der umgebende Luftraum sowie die stromführende Spule nicht notwendig, es konnte also ein kleineres Modell verwendet werden. Die Vernetzung des eigentlichen Werkzeugs wurde beibehalten, lediglich die Randbedingungen wurden auf die thermischen Belange abgeändert (Bild 11). An der Werkzeugoberfläche wurden Strahlungsverluste berücksichtigt ($\epsilon_s = 0,25$), und an den übrigen Begrenzungen lagen adiabate Randbedingungen vor. Im Netzmodell ist auch die Temperierbohrung zu erkennen, die für die Wärmeabfuhr durch Konvektion auf das Temperiermedium verantwortlich ist.



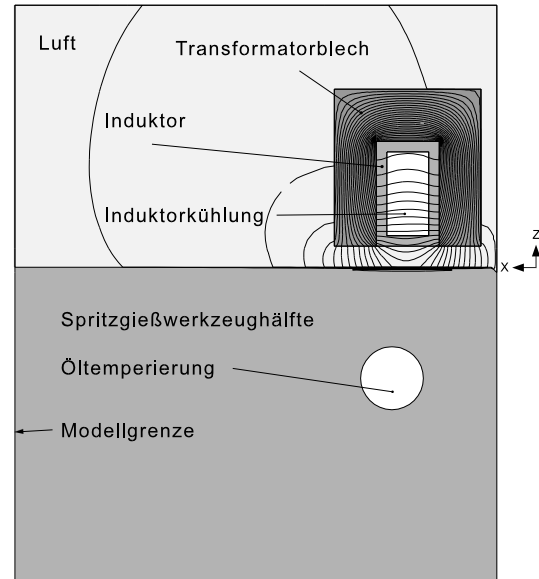
Bei der Vernetzung des Werkstücks wurden quadratische und rechteckförmige Elemente bevorzugt. Tabelle 1 zeigt eine Aufstellung der verwendeten Elemente sowie deren Anzahl.

	Materialbereich	Anzahl	Bemerkung, Elementtyp in Ansys
elektro-magnetisch	Luft	1309	Plane 13, rechteckig und dreieckig, Infin 110, rechteckig
	Kupfer (Induktor)	112	Plane 13, rechteckig
	Wasser (Induktorkühlung)	128	Plane 13, rechteckig und dreieckig
	Transformatorblech	958	Plane 13, rechteckig und dreieckig
	Spritzgießwerkzeug	98	Plane 13, rechteckig und dreieckig
	Öltemperierung	1398	Plane 13, dreieckig
	magnetisches Modell	3269	
thermisch	Spritzgießwerkzeug	1398	Plane 55, rechteckförmig und dreiecksförmig
	Strahlungsmatrix	1	
	thermisches Modell	1399	

Tab. 1 Aufstellung der Elemente für das elektromagnetische und thermische Modell

4 Ergebnisse

Die Ergebnisse der Simulationsrechnung dienen dazu, die Vorgänge und Wirkmechanismen bei der Induktionserwärmung transparenter zu machen, um eine bessere Gestaltung der Komponenten und deren Zusammenstellung zu erreichen. Eine wesentliche Erkenntnis gewinnt man durch die Darstellung der **Feldlinienverteilung**, Bild 12. Hier ist die Auswirkung des hochpermeablen Transformatorblechs deutlich zu erkennen, durch das die Streuung des elektromagnetischen Feldes zum größten Teil unterbunden wird. Im Spritzgießwerkzeug verlaufen die Feldlinien an der Oberfläche. In diesem Bereich kommt es auch zur Ausbildung der Wirbelströme und dadurch zur Erwärmung. In Bild 13 sind die **Temperaturisolinien** im Werkzeug dargestellt. Das Temperaturmaximum befindet sich auf der Werkzeugoberfläche unterhalb des

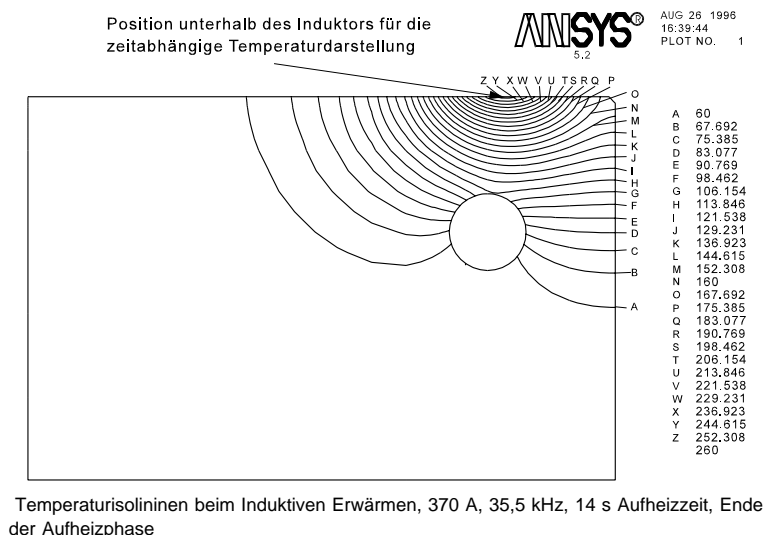


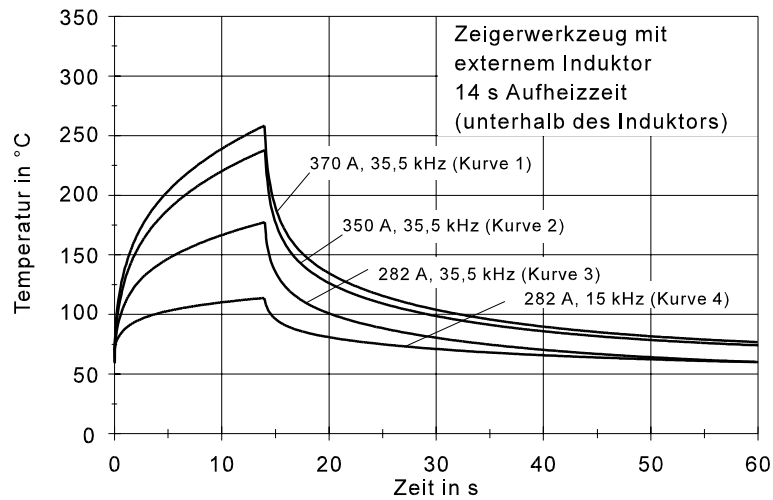
Feldlinienverteilung in einer Werkzeughälfte und in dem umgebenden Luftraum

Induktors, der in dieser Darstellung nicht abgebildet ist. An der Temperierbohrung findet eine konvektive Wärmeabgabe an das Wärmeträgeröl statt. Dadurch ergeben sich Deformationen der Temperaturisolinien in diesem Bereich.

Für eine **Prozeßoptimierung** mit Hilfe der Simulationsrechnung ist besonders die Temperaturentwicklung in Abhängigkeit von der Zeit an ausgewählten Punkten von Interesse.

Bei durchgeführten Parametervariationen kann so gezielt der Einfluß der Maßnahme auf die Werkzeugtemperatur beschrieben und bewertet werden. In Bild 14 sind die berechneten **Temperaturverläufe** für einen Knoten

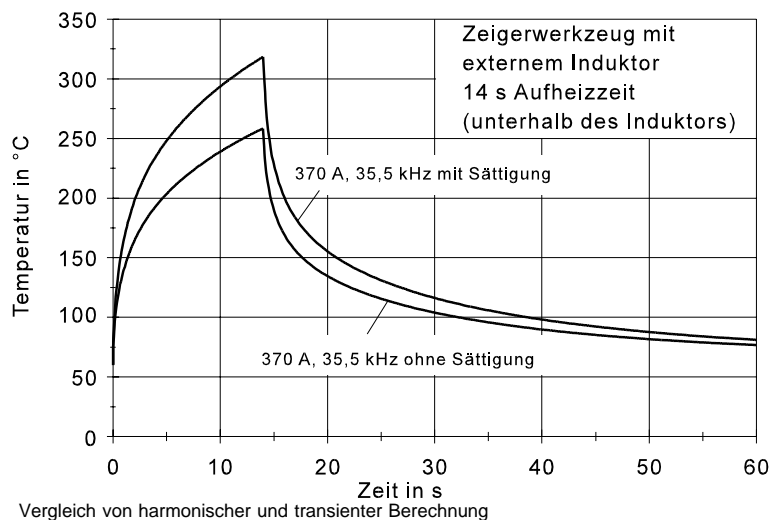




Temperaturverlauf an der Werkzeugoberfläche unterhalb des Induktors bei verschiedenen Stromstärken

unterhalb des Induktors aufgetragen, die sich bei einer Variation der Stromdichte im Induktor ergeben (Kurven 1-3). Erwartungsgemäß bedeutet eine höhere Induktorstromdichte auch eine starke Erwärmung des Werkzeugs. Der bei der Simulation verwendete Scheitelwert für die Stromstärke von 282 A resultiert aus einer Strommessung am Induktor. Die ebenfalls simulierte Verkleinerung der Frequenz bei gleichem Scheitelwert für den Strom ist gleichbedeutend mit einer geringeren Effektivstromstärke, wodurch eine geringere Joulesche Verlustleistung im Werkzeug umgesetzt wird. Die bei dieser Variante berechnete Temperaturkurve (Kurve 4) verläuft unterhalb derjenigen, die sich für dieselbe Stromstärke aber einer höheren Frequenz ergibt (Kurve 3).

Die bisher dargestellten Simulationsergebnisse wurden mit einer harmonischen Magnetfeldberechnung mit einer Vernachlässigung der Sättigungseinflüsse durchgeführt worden. In Bild 15 ist jetzt die Berechnung der Induktionserwärmung mit einer harmonischen und einer transienten Magnetfeldberechnung für dieselbe



Stromdichte im Induktor einander gegenüber gestellt. Bei der transienten Analyse ergeben sich höhere Temperaturwerte im Werkzeug. Die Sättigung bedeutet eine Abnahme von μ_r für große Feldstärken. Dies führt erwartungsgemäß zu einer veränderten Felddiffusion im Stahl und dadurch zu einer Zunahme der Erwärmung. In [8] wurde ebenfalls dieser Sachverhalt, daß bei einer Berechnung mit konstanter Permeabilität μ_r sich stets eine zu geringe Erwärmung einstellte, beschrieben. Ein Vergleich von experimentell gemessenen und durch die Simulation bestimmten Temperaturverläufen ergibt, daß die berechneten Temperaturwerte etwa 20% kleiner als die gemessenen Temperaturen sind. Bei der Suche nach den Gründen für diese Unterschiede sind verschiedene Erklärungsversuche möglich. Bei den Experimenten haben beispielsweise ein nicht exakt eingehaltener Abstand des Induktors zur Oberfläche sowie eine Meßunsicherheit bei der Strommessung erhebliche Auswirkungen auf den Temperaturverlauf, so daß ein Vergleich zwischen Simulation und Experiment nachteilig beeinflusst wird. Desweiteren können die im Spritzgießwerkzeug vorhandenen realen Materialwerte von den für die Simulation verwendeten theoretischen Werten abweichen. Außerdem können auch durch eine nicht exakte Beschreibung der Strahlungsverluste im Modell Abweichungen bei den berechneten Kurven entstehen. Das **Ziel dieser Simulationsrechnung**, die Untersuchung von geometrischen und stofflichen Einflüssen und die Auswirkungen von geänderten Prozeßparametern auf den Aufheizprozeß, konnte trotzdem verfolgt werden.

Literaturverzeichnis

- [1] TEWALD, A.; JUNG, A.: Dynamische Werkzeugtemperierung beim Spritzgießen. F&M 102 (1994) 9, Seite 395-400.
- [2] TEWALD, A.: Entwicklung und Untersuchung eines schnellen Verfahrens zur variothermen Werkzeugtemperierung mittels induktiver Erwärmung. Dissertation, IKFF Bericht 13. Stuttgart, 1997.
- [3] CARLSAW AND JAEGER: Conduction of heat in solids. Oxford science publications, 1959.
- [4] HEGEWALDT, F.: Induktives Oberflächenhärten. BBC-Nachrichten 4 (1961), S. 434-456.
- [5] GIEK, K.: Technische Formelsammlung. Heilbronn: Giek Verlag, 1989.
- [6] HÜTTE: Grundlagen der Ingenieurwissenschaften. Berlin: Springer Verlag, 29. Auflage, 1991.
- [7] WOOLMAN, L; HOTTRAM, R.A.: The mechanical and physical properties of the British standard EN steels, London: Botterworth publications, 1953.
- [8] RÜDENBERG, R. Energie der Wirbelströme. Dissertation, 1906.

Neue Telefon- und Telefaxnummer:

Telefon: +49 (0)711 685 – 6 6402

Telefax: +49 (0)711 685 – 6 6356

Neue E-Mail-Adressen:

ikff@ikff.uni-stuttgart.de

linearantriebe@ikff.uni-stuttgart.de

piezoantriebe@ikff.uni-stuttgart.de

spritzguss@ikff.uni-stuttgart.de

zuverlaessigkeit@ikff.uni-stuttgart.de