

Reduzierung instationärer Betriebszustände beim Gesenkschmieden

Vom Fachbereich Maschinenbau
der Universität Hannover
zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor-Ingenieur
genehmigte Dissertation

von

Dipl.-Ing. Jürgen Dohmann
geboren am 27.02.67 in Nürnberg

1999

Referent: Prof. Dr.-Ing. E. Doege, Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen

Koeferent: Prof. Dr.-Ing. G. Redeker, Institut für Qualitätssicherung

Vorsitz: Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. H.-P. Wiendahl, Institut für Fabrikanlagen

Tag der Promotion: 30.11.1999

Zusammenfassung

Die wirtschaftliche Herstellung von Präzisionsschmiedeteilen erfordert ein vollständiges Verständnis des Schmiedeprozesses. Dies gilt insbesondere für instationäre Prozeßanlaufzustände, während derer vermehrt Störungen auftreten und infolgedessen erhöhte Ausschußquoten beobachtet werden. Da die Abnehmerindustrie im Zuge wachsender Variantenvielfalt die stete Abrufbereitschaft kleiner Losgrößen fordert, wird die Prozeßbeherrschung im Anlaufzustand nach dem Rüstvorgang zu einem wesentlichen Kosten- und Qualitätskriterium für die Produktion eines Schmiedeunternehmens. Die Arbeit stellt eine Systematik zur grundlegenden Analyse von Betriebszuständen einer Schmiedeanlage zur Verfügung. Dabei wird der Betriebszustand des Gesamtsystems durch die Betriebszustände der in die Schmiedelinie eingebundenen Systemkomponenten repräsentiert. Mit Hilfe der statistischen Versuchsmethodik werden für diese signifikante Einflußgrößen für die Reduzierung instationärer Anlaufzustände ermittelt sowie in Anlaufprotokollen umgesetzt. Es zeigt sich, daß hierdurch Anlaufverkürzungen von bis zu 95% erzielbar sind.

Schmieden, Qualitätssicherung, Prozeßbeherrschung, Anlaufoptimierung

Abstract

Economical production of precision forged parts requires a sound understanding of the forging process. This especially applies to instationary restarting conditions after process interruptions. During this process phase, an increased number of errors and unacceptable rejection quotas occur. The automotive industry as the main target market demands an increased amount of individualized parts in low batch sizes, therefore full control of the forging process after restarting results in an essential criteria for economical and cost effective production. This work provides a systematic procedure concerning how to determine actual operating conditions of a forging line by dividing it into separate sub-systems. Using the statistical method "Design of Experiments", significant influential parameters can be identified for each sub-system and used for the optimisation of the instationary restarting condition. Applying this procedure to the forging line, instationary restarting conditions can be limited by 95%.

Forging, Quality Assurance, Process Control, Restart Optimisation

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Stand der Technik	5
2.1	Instationäre Betriebszustände in Produktionsprozessen	5
2.2	Organisatorisch basierte Maßnahmen zur Reduzierung instationärer Betriebszustände	7
2.3	Technologisch basierte Maßnahmen zur Reduzierung instationärer Betriebszustände	8
3	Zielsetzung und Lösungsansatz	12
4	Vorgehensweise	14
4.1	Methodik zur Analyse von Betriebszuständen beim Gesenkschmieden	14
4.2	Auswahl geeigneter Untersuchungsmethoden	19
4.2.1	Schmiedewerkzeug und Schmiedeprozess	19
4.2.2	Prozeßfähigkeit	20
4.2.3	Betriebsuntersuchungen	21
5	Versuchsanlage	23
5.1	Aufbau	23
5.2	Definition der Schmiedeteilgeometrie	24
5.3	Systemkomponenten	25
5.3.1	Induktionserwärmung	25
5.3.2	Umformwerkzeug	28
5.3.3	Kühlschmieraggregat	35
5.3.4	Umformpresse	36
5.4	Nachweis der Prozeßfähigkeit	37
6	Quantifizierung des Anlaufpotentials	40
6.1	Induktionserwärmung	40
6.2	Umformwerkzeug	46
6.3	Umformpresse	48
7	Analyse des stationären Zustands	55
7.1	Induktionserwärmung	55
7.1.1	Versuchsplan	55

7.1.2	Versuchsdurchführung	55
7.1.3	Versuchsauswertung	56
7.2	Umformwerkzeug	60
7.2.1	Versuchsplan	60
7.2.2	Versuchsdurchführung	61
7.2.3	Versuchsauswertung	62
8.	Erschließung des Anlaufpotentials	67
8.1	Induktionserwärmung	67
8.1.1	Auswirkung von Fertigungsunterbrechungen	67
8.1.2	Reduzierung des instationären Anlaufs	71
8.2	Umformwerkzeug	77
8.2.1	Auswirkung von Fertigungsunterbrechungen	77
8.2.2	Reduzierung des instationären Anlaufs	77
9.	Übertragbarkeit der Ergebnisse	82
9.1	Versuchsplanung	82
9.2	Stationärer Betrieb	83
9.3	Überprüfung der entwickelten Anlaufoptimierung	85
9.4	Anpassung der entwickelten Anlaufoptimierung	87
10.	Zusammenfassung und Ausblick	90
11	Literaturverzeichnis	92

Abkürzungen und verwendete Zeichen

A	[mm ²]	Fläche
c	[kJ/(kg K)]	spezifische Wärmekapazität
c _p		Streuungsindex der Prozeßfähigkeit
c _{pk}		Niveauindex der Prozeßfähigkeit
c _γ		Strahlungsaustauschkoeffizient
D	[mm]	Durchmesser Induktionsspule
d ₀	[mm]	Rohteildurchmesser
d _Z	[mm]	Zylinder Durchmesser Modellschmiedeteil
Δd _Z	[mm]	Abweichung des Zylinderdurchmessers
f	[kHz]	Umrichterfrequenz
F	[N]	Kraft
h	[mm]	Höhe
h ₀	[mm]	Rohteilhöhe
h _F	[mm]	Flanschdicke Modellschmiedeteil
Δh _F	[mm]	Abweichung der Flanschdicke
I	[A]	Strom
J	[A/mm ²]	Stromdichte
k		Anzahl der Faktoren im vollfaktoriellen Versuchsplan
k _f	[N/mm ²]	Fließspannung
l	[mm]	Anströmlänge Fluid (konvektive Wärmeübertragung)
m	[kg]	Masse
n		Anzahl der Faktorstufen im vollfaktoriellen Versuchsplan
N _U		Nusselt-Zahl
OF	[mm ² /mm]	Gravuroberfläche (OF/T _{GR} -Verhältnis)
OT	[-]	Oberer Totpunkt Stößel
OTG		obere Toleranzgrenze
p	[N/mm ²]	Druck
p _i		Koeffizient zur Berechnung von U _{MAX}
P	[kW]	Umrichter-Wirkleistung
\bar{P}	[kW]	über der Taktzeit gemittelte Umrichter-Wirkleistung
P _r	[-]	Prandtl-Zahl
q _i		Koeffizient zur Berechnung von t _E
\dot{Q}	[W/mm ²]	Wärmestrom
r	[mm]	Radius
r _v	[kJ/kg]	Verdampfungsenthalpie
s	[-]	Standardabweichung
t	[s]	Zeit
t _A	[s]	Ausblaszeit (Druckluftreinigung)
t _E	[s]	Zeit, in der die Umrichterüberspannung auf den stationären Wert geführt wird
t _p	[ms]	Druckberührzeit
t _s	[s]	Sprühzeit (Kühlschmierung)

t_T	[s]	Taktzeit
t_U	[s]	Dauer einer Fertigungsunterbrechung
T	[°C]	Temperatur
T_G	[°C]	Werkzeug-Grundtemperatur
T_{GR}	[°C]	Gravurtiefe (OF/ T_{GR} -Verhältnis)
U	[V]	Umrichterspannung
U_{MAX}	[V]	Umrichterspannung zu Beginn der Anlaufoptimierung
UT		unterer Totpunkt des Pressenstößels
UTG		untere Toleranzgrenze
\bar{x}		Mittelwert der Stichprobe
α_W	[1/K]	Wärmeausdehnungskoeffizient
α		Signifikanzgrenze
α_K		konvektiver Wärmeübergangskoeffizient
δ	[mm]	Stromeindringtiefe
ϵ_{THERM}		thermisch induzierte elastische Dehnung
ϵ		Emissionsgrad
η_{th}		thermischer Wirkungsgrad
φ		Umformgeschwindigkeit
λ	[W/(mK)]	Wärmeleitfähigkeit des Fluids beim Wärmeübergang
μ		Mittelwert der Stichprobe
μ_R		Reibkoeffizient
μ_r		relative Permeabilität
ν	[m ² /s]	kinematische Viskosität
ρ	[(Ωmm^2)/m]	spezifischer elektrischer Widerstand
σ		Prozeßstreuung

1 Einleitung

Die Fertigungstechnologie des Gesenkschmiedens besitzt sowohl technisch als auch wirtschaftlich gesehen einen hohen Stellenwert in der industriellen Produktionstechnik. Obwohl das Gesenkschmieden bereits seit Jahrzehnten erfolgreich am Markt eingesetzt wird, zeichnet es sich nach wie vor durch ein hohes Anwendungs-Nutzen-Potential aus.

Dieses Potential verdankt die Schmiedetechnik der hohen Produktivität der Verfahren sowie den exzellenten Festigkeitseigenschaften der gefertigten Bauteile. Diese hohen Qualitätseigenschaften sind ein Kernmerkmal der Schmiedetechnik und resultieren aus dem ungebrochenen und beanspruchungsgerechten Faserverlauf. Schmiedeteile werden daher bevorzugt als dynamisch hoch belastbare Sicherheitsbauteile z.B. in den Bereichen höchster Beanspruchung für Komponenten in Motor, Getriebe, Fahrwerk und Lenkung, eingesetzt (Bild 1-1). Dem technologischen Wettbewerb mit konkurrierenden Fertigungsverfahren (z.B. Gießen, Blechumformung, Spanen) konnte die Schmiedetechnik in den klassischen Bereichen dynamisch hoch belastbarer Bauteile bislang erfolgreich standhalten [1, 2, 3].

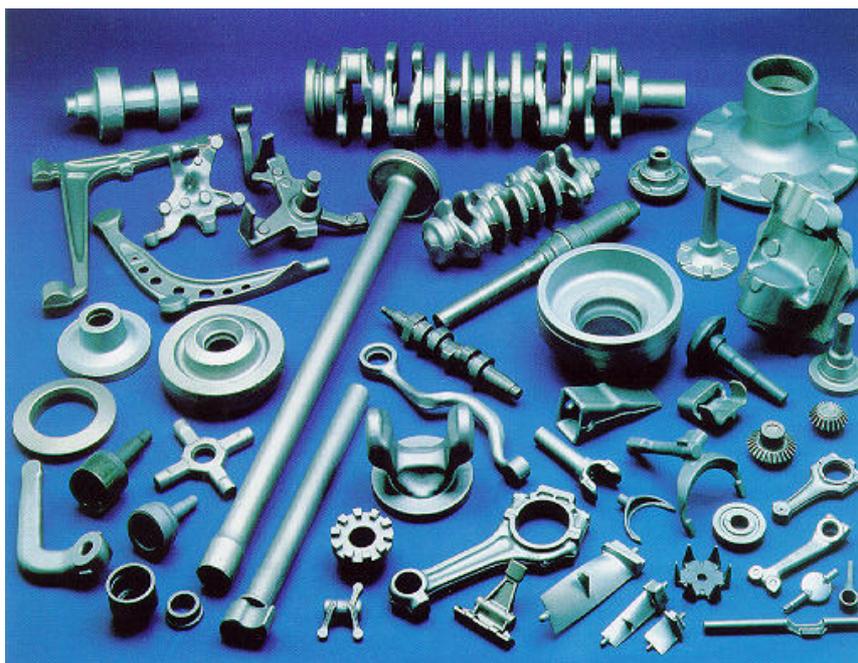


Bild 1-1: Spektrum mechanisch hoch belastbarer Schmiedeteile [4]

Im Wettbewerb der Fertigungsverfahren verfügt das Gesenkschmieden über eine Vielzahl von Potentialen: so zeichnen sich beispielsweise im Werkstoffbereich durch zunehmende Nutzung von Leichtbauwerkstoffen neue Anwendungen für Schmiedeteile ab (z.B. Streben, Gelenkverbindungen, Hebel aus Al-Legierungen). Ebenso ergeben sich durch die Weiterentwicklung von Stahlwerkstoffen und der damit verbundenen Möglichkeit der Eigenschaftsverbesserung auch neue Möglichkeiten zur Verkürzung der Prozeßkette, z.B. durch dispersoid ausscheidende AFP-Stähle, die die kosten- und zeitintensiven Vergütungsprozesse durch kontinuierliche Abkühlprozesse

ersetzen. Das „Cracken“ von Pleuelstangen wird durch Legierungsfortentwicklung ermöglicht und reduziert Durchlaufzeiten und Fertigungskosten nachhaltig. Die gegenüber konkurrierenden Fertigungsverfahren überlegenen Festigkeitseigenschaften der Schmiedeteile –bei Verzahnungsbauteilen ca. 20%- können für eine kleinere Bauteildimensionierung genutzt werden [5, 6, 7, 8, 9, 10].

Ein bedeutsames wirtschaftliches Potential liegt darüberhinaus in der Annäherung der Schmiedeteilgeometrie an die Bauteilendform, wodurch zeit- und kostenintensive Hartfeinbearbeitungsprozesse auf ein Minimum reduziert und im günstigsten Fall gänzlich eingespart werden können. Dies ist z.B. für Kegelräder bereits verwirklicht (Bild 1-2, links). Neuere Anwendungen sind präzisionsgeschmiedete Rücklaufräder (1-2, Mitte) sowie fertiggeschmiedete Kupplungszähne an Gangrädern (1-2, rechts). Neben hervorragender technologischer Eigenschaften dieser Bauteile können auch Potentiale der Energie- und Materialeinsparung optimal genutzt werden [11, 12, 13, 14, 15, 16].

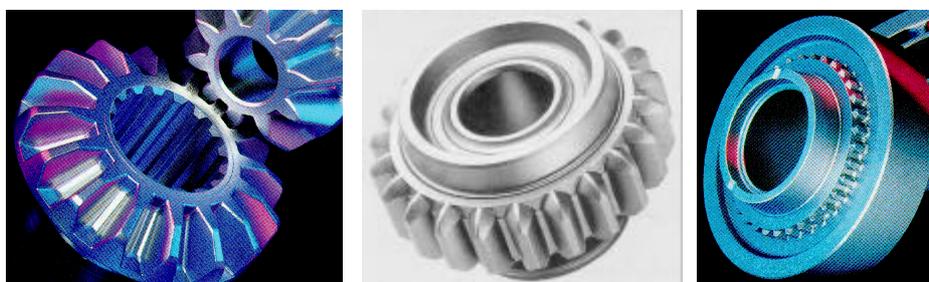


Bild 1-2: Industrielle präzisionsgeschmiedete Bauteile mit einbaufertigen Funktionsflächen [17]

Im Wettbewerb wird die Zukunft der Schmiedetechnologie wesentlich mit der durchgreifenden Erschließung dieser Nutzenpotentiale verknüpft sein. Dies gilt gleichermaßen für die deutsche Schmiedeindustrie, deren wirtschaftliche Situation wie folgt gekennzeichnet ist:

- Die Schmiedeindustrie ist Zulieferindustrie. Aufgrund der hohen Beanspruchbarkeit von Schmiedeteilen wurden diese von deutschen Betrieben 1998 zu mehr als 70% an den Fahrzeugbau geliefert. Damit ist die wirtschaftliche Situation stark an die der global operierenden KfZ-Industrie gebunden. Die zunehmende Verlagerung der Fertigung deutscher Fahrzeuge im Ausland als Folge der Globalisierung hat zu einem kontinuierlichen Anstieg der Exportrate deutscher Schmiedeteile geführt. Jedoch konnte auch die inländische Produktionsmenge etwa proportional dem stetigen Zuwachs der in Deutschland produzierten Fahrzeuge angepasst und das Absatzvolumen 1998 gegenüber 1997 im Fahrzeugbereich um mehr als 15% ausgebaut werden, obwohl durch Entwicklungen im Kraftfahrzeug-Markt der Bedarf an einigen Schmiedeteilen, z.B. im Antriebsstrang, gesunken ist [1, 18, 19].
- Die wirtschaftlichen und technologischen Anforderungen an Schmiedeteile und deren Just-In-Time (JIT)-Bereitstellung werden vom Abnehmermarkt und dessen Unternehmensstrategie definiert (z.B. Plattformstrategie, Verringerung der Fertigungstiefe und Bestände, Einkauf von montagefertigen Systemlösungen, etc.).

Als Konsequenz gewinnt die gleichwertige Betrachtung von Qualität, Kosten und Termintreue bei gleichzeitig kurzen Lieferfristen zunehmend an Bedeutung [20].

- Die globale Konkurrenz der Abnehmerindustrie zwingt auch die Zulieferer zur weltweiten Präsenz. Dies stellt die in Deutschland und Europa zu mehr als 90% mittelständisch geprägten Betriebe personell und wirtschaftlich vor Probleme [21, 22].
- Trotz „Plattformstrategie“ und großen Stückzahlen reduziert die Abnehmerindustrie im Zuge der kundenorientierten Fertigung ihre Lagerbestände, was zu kleinen Lieferlosen, d.h. zunehmender Lieferfrequenz und letztendlich auch zu einer Zunahme von Rüstvorgängen führt [20].
- Wenngleich 1997 mehr als 50% aller Schmiedeteile in Europa von deutschen Betrieben gefertigt wurden, verlagert sich der Markt für konventionelle, klassische Gesenkschmiedeprodukte zu zunehmend kompetenten Anbietern aus Schwellenländern.

Als Konsequenz haben sich in der Schmiedeindustrie der Hochtechnologieländer Japan, USA und der EU Trends zu Spezialisierungen entwickelt mit dem Ziel, die Produktionsprozesse zu optimieren und die Bauteileigenschaften zu erhöhen. Im Zuge dieser Entwicklungen ist ein gesteigerter Bedarf an innovativen und wertschöpfungssteigernden Fertigungsverfahren, wie z.B. dem Präzisionsschmieden, zu verzeichnen [5, 11-15, 23].

Bei dieser Sonderform des Gesenkschmiedens werden die Bauteile endkonturnah in wenigen Fertigungsschritten mit minimalem Nachbearbeitungsaufwand hergestellt. Die zulässigen Toleranzen sind auf ein Minimum begrenzt (IT 6-9 gegenüber IT 10-16 beim konventionellen Gesenkschmieden). Hierdurch können die wirtschaftlichen Vorteile der Prozeßkettenverkürzung wirkungsvoll genutzt und damit ein signifikanter Wettbewerbsvorteil gegenüber anderen Verfahren erzielt werden. Bild 1-3 stellt eine Auswahl von Präzisionsschmiedeteilen dar, die am Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen (IFUM) sowie am Institut für integrierte Produktion (IPH) geschmiedet wurden.

Bei der Fertigung von Präzisionsschmiedeteilen übertragen sich die hohen Qualitätsanforderungen dieser Bauteile unmittelbar auf den Schmiedeprozess. Zur wirtschaftlichen Fertigung ist daher ein lückenloses Prozeßverständnis sowie im Hinblick auf die Fertigung selbst eine exakte, prozeßoptimierte Produktionsführung erforderlich.



Bild 1-3: An IFUM und IPH präzisionsgeschmiedete Bauteile

Problematisch ist hierbei die heutige Situation in den Schmiedebetrieben, die im allgemeinen dadurch gekennzeichnet ist, daß das Betriebspersonal die Prozesse vielfach auf Erfahrungswissen basierend intuitiv führt. Dies resultiert im wesentlichen aus den vielschichtigen Wechselwirkungen zwischen den qualitätsbeeinflussenden Prozeßparametern in Abhängigkeit von Material und Geometrie. Die aufgrund der abbildenden Formgebung bedingte Regelbarkeit des Schmiedeprozesses erschwert dabei den Einsatz automatisierter Regelsysteme [24].

Eine Besonderheit des Schmiedeprozesses besteht darin, daß während des Prozeßanlaufs instationäre Betriebsphasen auftreten, die durch erhöhte Ausschußquoten gekennzeichnet sind. Der Zeitpunkt bis zur Einstellung eines stabilen, stationären Betriebszustands und demzufolge einer konstanten Fertigungsqualität wird dabei von der intuitiven Prozeßführung des Bedieners beeinflusst. Die optimierten Einstellungen werden oftmals nur durch nicht reproduzierbares Ausprobieren gefunden. Dabei muß der Bediener nicht nur die Wechselwirkungen der Prozeßparameter kennen, sondern auch das Betriebsverhalten der Schmiedeanlage korrekt beurteilen [25]. Dies steht einer prozeßoptimierten Produktionsführung entgegen.

Die Verkürzung der beim Schmieden generell auftretenden instationären Anlaufzustände wird damit zum entscheidenden Kriterium für die wirtschaftliche Fertigung von Präzisionsschmiedeteilen unter kundenseitig definierten Randbedingungen, wie z.B. der Abrufbereitschaft kleiner Lieferlose und der damit verbundenen Zunahme von Rüstvorgängen.

Vor diesem Hintergrund ergibt sich wissenschaftlicher Handlungsbedarf.

2 Stand der Technik

2.1 Instationäre Betriebszustände in Produktionsprozessen

Die Beeinflussung von Produktionsprozessen durch instationäre Betriebszustände ist in vielen Bereichen der industriellen Fertigungstechnik bekannt und hat zur Entwicklung verschiedener Lösungsansätze geführt.

Instationäre Betriebszustände treten z.B. in der Halbzeug- und Stückgutfertigung der kunststoffverarbeitenden Industrie auf, deren Fertigungsprozesse durch komplexes Prozeßverhalten gekennzeichnet sind. Aufgrund der starken Temperaturabhängigkeit des Materialverhaltens von Kunststoffen treten hier beim Anfahren, Herunterfahren und nach Unterbrechungen der Fertigungsanlagen instationäre Betriebsphasen auf, die zu verschlechterten Produktqualitäten führen. Basierend auf der Analyse der zugrundeliegenden Wirkzusammenhänge der Prozesse werden in [26, 27, 28] Konzepte zur abgestimmten Temperaturregelung der formgebenden Werkzeuge, der verarbeiteten Werkstoffe und der hierauf abgestimmten Formgebungsparameter für Extrusions-, Thermoform- und Spritzgießverfahren erarbeitet.

In der Zerspantechnik wurde die Beeinflussung der Arbeitsgenauigkeit von Werkzeugmaschinen durch thermische Effekte im Zuge des Bearbeitungsprozesses umfassend wissenschaftlich analysiert. Diese als Störgrößen wirkenden Wärmequellen entstehen z.B. durch Reibungsverlustwärme des Antriebs sowie durch Wärmeleitung aus der Zerspanzone in die Werkzeugmaschine und beeinflussen deren Wegmeßsysteme und infolgedessen die erzielten Werkstückabmessungen. Zur Kompensation sind verschiedene Methoden erarbeitet worden, die auf die direkte Messung der thermischen Verformung während des Prozesses oder auf die modellhafte Abbildung des thermischen Verhaltens der Maschine zurückgreifen [29, 30, 32, 33]. Daneben wurden konstruktive Maßnahmen zur Kompensation thermisch bedingter Störgrößen durch Einsatz von Werkstoffen mit geringem Wärmeausdehnungskoeffizienten und geringer Wärmeleitung oder das Verringern der thermischen Belastung mit Hilfe von Kühlsystemen entwickelt [34, 35].

In der Umformtechnik treten instationäre Betriebszustände in der Halbzeugherstellung z.B. an Walzstraßen auf. Knapp 90% aller schmelzmetallurgisch erzeugten Metalle werden in Walzverfahren weiterverarbeitet, um die beim Urformen entstandenen Materialfehler (z.B. Lunker, Poren, etc.) durch die stufenweise Umformung beim Walzen zu verschweißen und die technologischen Eigenschaften und Abmessungen des Halbzeugs einzustellen. In Mehrgerüstanlagen zur Herstellung von Flachprodukt-erzeugnissen werden die Ausgangsbrammen zum Teil bis zu Blechdicken von z.B. 0,8...1,2 mm reduziert, wobei im letzten Stich maximalen Dickentoleranzen von 5% der Blechdicke zulässig sind. Diese Qualitätsanforderung ist nur durch aufwendige Prozeßregelungsmaßnahmen aufgrund des komplexen Zusammenwirkens zwischen Walzguttemperatur, Walzengeschwindigkeit, Reibungszustand, Walzabstand, etc., zu gewährleisten. Auch in Kaltwalzstraßen kommt es zur Erwärmung der Walzen auf bis zu 80 °C, was eine permanente Nachregelung des Achsabstands erfordert. Nach routinemäßigen Wartungsarbeiten treten instationäre Hochlaufzustände ein, während derer Bänder ungenügender Qualität gefertigt werden [36, 37].

Instationäre Betriebszustände sind auch aus der Blechumformung bekannt. So werden in [38] Einstellprozesse nach Werkzeugwechseln an GT-Pressen analysiert. Es wird festgestellt, daß beim Anfahren von umgerüsteten Pressen vermehrt Teile minderer Qualität gefertigt werden. Dies gilt gleichermaßen beim Anlauf ohne Wechsel des Ziehwerkzeugs nach Unterbrechungen aus dem fehlerfreien stationären Betrieb, währenddessen sich die untersuchten Werkzeuge je nach Hubzahl auf 37...70 °C erwärmt haben. Beim Anlauf wurden thermische Analysen der Werkzeuge durchgeführt und ein Zusammenhang zwischen Werkzeugtemperaturfeld, Schmierzustand, Hubzahl und Blechdicke festgestellt. Die Betriebsbeobachtungen wurden in einer Wissensbasis erfaßt und als Katalog von Handlungsanweisungen zur Unterstützung des Bedienpersonals beim Anlauf bereitgestellt.

Die vorgestellten Lösungsansätze sind spezifisch und auf die jeweiligen Technologien (Kunststoffverarbeitung, Zerspantechnik, Blechumformung, Walzen) bezogen. Sie können daher nicht für die Reduzierung instationärer Betriebszustände beim Gesenkschmieden genutzt werden.

Beim Gesenkschmieden sind Anfahrzustände stets mit der Ausbildung instationärer Betriebsphasen verbunden. Technisch bedingte Fertigungsunterbrechungen werden dabei vorrangig durch das Werkzeug verursacht (Bild 2-1). Dies wird u.a. durch den hohen manuellen Bedienaufwand infolge ungenügender Reproduzierbarkeit, z.B. hinsichtlich Schmierung und Kühlung, begünstigt. Aufgrund der rauen Umgebungsbedingungen beim Schmieden bezüglich Temperatur, Schmutz und Erschütterung ist die Umformpresse an zweiter Stelle ursächlich für Unterbrechungen. Zahlenmäßig nahezu gleichwertig sind die an peripheren Aggregaten hervorgerufenen Störungen, wobei nicht ordnungsgemäß erwärmte Rohteile sowie Störungen in der Rohteilzufuhr hauptsächlich zu Unterbrechungen führen [39, 40, 41, 42].

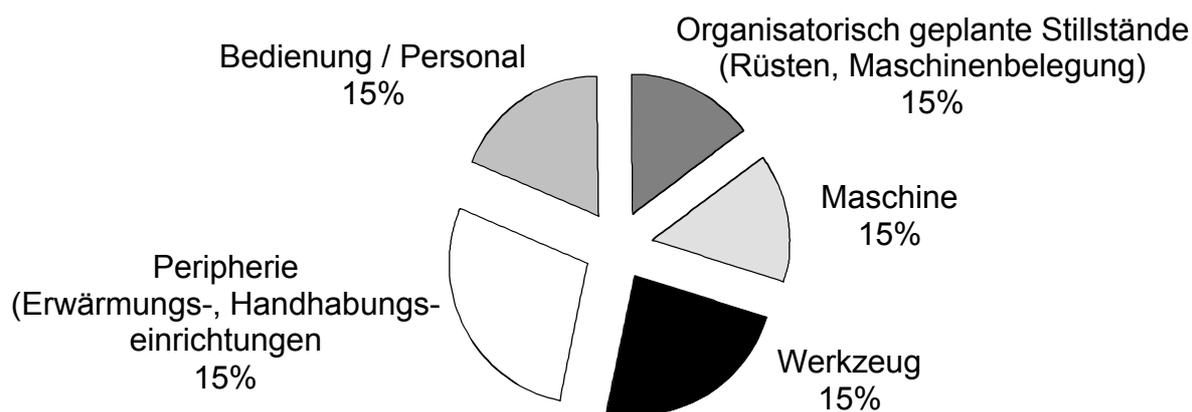


Bild 2-1: Fertigungsunterbrechungen beim Gesenkschmieden [39]

Bei Betriebsanalysen wurde jedoch festgestellt, daß der reale Anteil technisch bedingter Störungen geringer ist, da diese teilweise auf organisatorische Fehlerursachen zurückzuführen sind. So konnte z.B. eine vom Schmiedebediener als technisch klassifizierte Störung (Beschickung von gratbehafteten Rohteilen zum Erwärmungsaggregat) tatsächlich auf Fehler in der Rohteilvereinzelung zurückgeführt werden, was ursprünglich durch Bereitstellung fehlerhafter Schnittparameter verursacht wurde [39].

2.2 Organisatorisch basierte Maßnahmen zur Reduzierung instationärer Betriebszustände

Hierunter werden Maßnahmen verstanden, die zur Vermeidung oder Minimierung von Fertigungsunterbrechungen führen und somit die Auftretenshäufigkeit der eigentlichen Problemursache, den Anlaufzustand, auf ein Mindestmaß begrenzen. Die angeführten Methoden ermöglichen somit, bereits im Vorfeld der Fertigung, organisatorische und technische Fehlermöglichkeiten zu lokalisieren, Fehlerquellen zu minimieren sowie Rüstvorgänge aus logistischer Sicht zu optimieren.

In diesem Zusammenhang sind an erster Stelle die zahlreichen Methoden des Qualitätsmanagements zu nennen, die durch Bereitstellung vielfältiger methodischer Werkzeuge in allen Bereichen des Produktlebenszyklus organisatorische und technologische Abläufe wirkungsvoll optimieren helfen [43, 44, 45].

In [46] werden verschiedene Methoden des Qualitätsmanagements hinsichtlich ihrer optimalen Einsatzfähigkeit beim Gesenkschmieden untersucht. Insbesondere werden die Methoden des Quality Function Deployment (QFD), des Design Review, der Fehler-Möglichkeiten- und Einflußanalyse (FMEA), der Fehlerbaumanalyse sowie der statistischen Versuchsplanung hinsichtlich der Vermeidung unmittelbar systematischer, mittelbar systematischer und zufälliger Fehler in allen Bereichen der Schmiedeprozesskette analysiert.

Die Durchführung und Dokumentation von Qualitätssicherungsmaßnahmen wird von der Fahrzeugindustrie zunehmend von der Auftragsvergabe an die Zulieferer abhängig gemacht [47, 48, 49]. Wie in [50] analysiert wird, setzten 1998 bereits ca. 50% der deutschen Automobilzulieferer QFD ein. Dies ist u.a. darauf zurückzuführen, daß QFD im Rahmen der QS 9000 indirekt gefordert wird, welche jedoch mittlerweile Standard in der Fahrzeugindustrie geworden ist. Als Motivation zur Einführung von QFD gilt daher überwiegend die Zertifizierung nach QS 9000. Auf die Produktion bezogen stellt die FMEA ein wirkungsvolles Instrument zur Erkennung von möglichen Fehlern und Ausfallursachen dar [51]. Da das Ausfallverhalten von Fertigungsanlagen durch Instandhaltungsmaßnahmen beeinflusst werden kann, wird in [52] eine instandhaltungsbezogene FMEA, die iFMEA, vorgestellt, mit deren Hilfe potentielle Verschleißursachen identifiziert und die Auswirkung von verschlissenen Maschinenelementen auf die Funktionsfähigkeit einer Anlage abgeschätzt werden können.

Darüberhinaus stellen logistische Werkzeuge, wie z.B. Werkzeuge zur Durchlaufoptimierung, des Produktions-Controlling und Monitoringsysteme, eine wirkungsvolle Möglichkeit zur Fertigungsoptimierung dar [53, 20]. So werden z.B. in [54, 55, 56] Instrumente zur Erhöhung der Logistikleistung in Schmiedebetrieben untersucht. Aus der Berechnung von Risiko-Prioritätszahlen (RPZ), die auftretende Fehler nach der Wahrscheinlichkeit des Auftretens, der Kundenbedeutung und der Entdeckungswahrscheinlichkeit gewichten, werden Verbesserungsansätze erarbeitet, deren Wirtschaftlichkeit beurteilt und geeignete Maßnahmen ausgewählt.

Darüberhinaus sind auch eine Reihe von datenbankbasierten Anwendungen zur Unterstützung des Bedienpersonals vor Produktionsanlauf bzw. bei Störungen bekannt.

In [57] wird ein Datenbanksystem zur Optimierung des Ringwalzprozesses aufgebaut, welches durch Auswertung von Sensorsignalen Abmessungsfehler an gewalzten Ringen erkennt und den Maschinenbediener mit Anweisungen zu optimierten Maschineneinstellungen zur Fehlerkompensation in nachfolgenden Stufen unterstützt.

Beim Gesenkschmieden sind aufgrund der abbildenden Formgebung derartige kompensatorische Maßnahmen nicht möglich. Jedoch wurde speziell für das Schmieden ein Umformtechnisches Informationssystem UTIS entwickelt, das neben produkt-spezifischen Daten hinsichtlich Konstruktion, Werkzeugbau, Werkzeugwerkstoffe und Prozeßdaten auch Fehlerinformationen dokumentiert und somit den Bediener in der Fertigung unterstützt [58].

Als Weiterführung wurde in [59] eine Datenbank aufgebaut, um den Maschinenbediener während An- und Leerfahrphasen bei Produktwechseln durch Anwendung organisatorischer Maßnahmen zu unterstützen sowie im Falle von Störungen ein Störungsmanagementwerkzeug bereitzustellen. Hier werden konkrete Maßnahmen zur Störungsbehebung vorgeschlagen sowie im Falle von längerfristigen, nicht vom Bediener behebbaren Störungen, Maßnahmen zur Fehlervermeidung und zur Überbrückung des Störungszeitraums mit anschließender Fortsetzung der Produktion angeboten. Im Rahmen dieser Arbeit wurde eine Betriebsdatenerfassung in einem Schmiedebetrieb zur Ventilherstellung durchgeführt [60, 61]. Hierbei wurde für verschiedene Fließpreßteile ein Zusammenhang zwischen Gutteilproduktion, Anzahl aufgetretener Störungen und eingesetzter Presse beobachtet. Basierend auf dieser Erkenntnis konnte eine Produkt-Pressen-Matrix erarbeitet werden, die zur Optimierung der Maschinenbelegungsplanung genutzt wurde und zur nachhaltigen Reduktion der Störungshäufigkeit führte.

2.3 Technologisch basierte Maßnahmen zur Reduzierung instationärer Betriebszuständen

Parallel mit dem Zuwachs von Datenbank- und Expertensystemanwendungen ist auch die Anzahl von automatisierten Systemen zur Maschinenüberwachung gestiegen und wird in der Umformtechnik zunehmend als notwendiges Instrumentarium zur Erzielung erhöhter Prozeßstabilitäten verstanden [62].

In [63] wird ein Pressenbediensystem zur Visualisierung, Bedienung, Steuerung und Überwachung von Fertigungssystemen zur Herstellung von Formteilen, Schrauben und Muttern vorgestellt. Hierbei handelt es sich um ein komplexes Betriebsterminal, welches den Bediener z.B. durch die graphische Darstellung von Kraftverläufen als signifikante Informationsträger und deren Lage im Toleranzbereich, sowie durch Statusmeldungen von in der Produktionsmaschine integrierten Steuereinheiten, über den Fertigungsablauf informiert. Die graphische, vom Maschinenbediener individuell abrufbare Bereitstellung zentraler Maschinensignale ist im bemannten Fertigungs-

betrieb Grundvoraussetzung zur sicheren Prozeßbeurteilung und zur Vermeidung von Störungen.

In der Schraubenfertigung werden extreme Stückzahlen von bis zu 6 Mio. Teilen/Tag erreicht. Nach Rüstvorgängen besteht die Notwendigkeit, schnellstmöglich Gutteilproduktion zu erreichen. Im Rahmen des Einrichtens und Hochfahrens der Anlagen treten in der Praxis jedoch als Überwalzungen bezeichnete Fehler am Gewinde auf. Zu Beginn des Walzhubes entstehende Konturfehler werden hier am Ende des Walzvorgangs bei fast ausgeprägtem Gewinde übergewalzt. Die Detektion dieser Fehlerquelle sowie die Behebung durch Optimierung der Walzeneinstellung ist zeitintensiv. Zur schnellen und sicheren Feststellung der Überwalzungsfreiheit wird in [64] eine elektronische Walzeneinstellhilfe vorgestellt. Diese nutzt eine durch Beobachtung erkannte Korrelation zwischen Überwalzung und Kraftsignal, welches im Einrichtbetrieb visualisiert und vom Maschinenbediener auf einen Optimalverlauf eingestellt wird.

Auch beim Schmiedeprozeß sind zahlreiche Arbeiten mit der Zielsetzung bekannt, durch Überwachung von signifikanten Prozeßsignalen auf die Güte des Prozesses zu schließen und somit Prozeßstörungen zu minimieren. So werden z.B. in [65, 66] Prozeßüberwachungen beim Schmieden mit Grat durch Analyse von Kraft- und Körperschallsignalen vorgestellt. Auch hier werden fehlerfreie Prozeßzustände spezifischen Signalverläufen zugeordnet, die zuvor in einer Lern- und Einrichtphase experimentell ermittelt wurden und zu fehlerfreien Produkten führten. Die im Schmiedebetriebe beobachteten Signalstreuungen insbesondere der hochauflösenden Körperschallsensoren erschweren eine verlässliche Beurteilung der erzielten Bauteilqualität.

Für schnellaufende Horizontalschmiedepressen der Warmmassivumformung wird in [67] ein Überwachungsmodul zur Störungserkennung und Prozeßbeurteilung vorgestellt. Diese im vollautomatischen Betrieb arbeitenden Anlagen verarbeiten im Taktzyklus warmgescherte Knüppelabschnitte. Das Verschmieden von Stangenrestabschnitten bzw. vom ersten Stangenabschnitt muß vermieden werden, da deren Rohteillänge fehlerhaft ist, Materialfehler an den Stirnseiten auszuschließen sind und hierdurch die Schmiedewerkzeuge beschädigt werden können. Zur Vermeidung wird durch elektronische Zähler die Knüppelanzahl in Abhängigkeit der Rohteillänge pro Stange berechnet und die Restabschnitte ausgeschleust. Dennoch werden in der betrieblichen Praxis Restabschnitte verschmiedet, was oftmals nicht sofort erkannt wird und z.B. durch Verkleben von Abschnitten am Warmschermesser und/oder am Anschlag verursacht werden kann. Durch Applikation von im Kraftfluß liegenden, stationär in der Maschine applizierten Kraftsensoren an den einzelnen Umformstufen und durch Verknüpfung der Kraftinformationen mit der Maschinen- und Zählereinheit konnten Prozeßstörungen infolge fehlerhafter Rohteile drastisch reduziert werden.

Beim konventionellen Gesenkschmieden auf weggebundenen Pressen werden in [68] ausschlußverursachende Streuungen der Schmiedeteildicke während des ungestörten Prozeßablaufs beobachtet. Die Streuungen werden auf Schwankungen der Rohteiltemperatur und Rohteilmasse zurückgeführt, welche unterschiedliche elastische Auffede-

rungen des Systems Werkzeug-Pressen verursachen. Die entwickelte Kompensationsmaßnahme basiert auf der Messung der Stößellage im Kraftmaximum des unteren Totpunkts. Liegt der gemessene Abstand zwischen Ober- und Unterwerkzeug außerhalb der vorgegebenen Toleranz, wird die Stößellage im lastfreien Betrieb zwischen den Schmiedezyklen in OT auf den Sollwert nachgeregelt.

Eine umfassende Prozeßüberwachung beim Präzisionsschmieden wird in [69] vorgestellt. Die dort beschriebene Anlage ermöglicht das Schmieden von geradzahnten Zylinderrädern im geschlossenen Gesenk im vollautomatisierten Prozeßablauf. Während des Schmiedeprozesses wird in einem rechnergestützten Meßwert-erfassungs- und Diagnosesystem die erzielte Fertigungsqualität durch Analyse relevanter Prozeßparameter ermittelt. Dies erfolgt indirekt durch Korrelation zwischen gemessenen Prozeßparametern und erzielten Qualitätsmerkmalen des Verzahnungsbauteils. Durch die vollautomatisierte Prozeßführung und -überwachung kann einerseits die Prozeßfähigkeit kontinuierlich ermittelt und andererseits Trendentwicklungen im Anlagenverhalten schnellstmöglich erkannt werden. Durch die erzielte Reproduzierbarkeit des vollautomatisierten Ablaufs können Fertigungsunterbrechungen wirkungsvoll minimiert werden.

Die durch automatisierten Betrieb erzielbaren Vorteile der Reproduzierbarkeit des Prozeßablaufs und der Reduzierung von Störungen stützen sich auch auf die hierdurch erwirkte Konstanz in den Schmierungs- und Kühlungsbedingungen der Schmiedewerkzeuge, die nach [39] die Hauptursache für Fertigungsunterbrechungen darstellen. Neben der Beeinflussung des Prozeßablaufs durch werkzeugbedingte Störungen wirkt sich eine Konstanz des thermomechanischen Belastungskollektivs auch standzeit-erhöhend aus.

In der industriellen Praxis wird die Temperaturführung von Schmiedewerkzeugen jedoch immer wieder als Problem hinsichtlich stabiler Prozeßzustände identifiziert [70, 71, 72]. In diesem Zusammenhang geht [73] auf die Bedeutung der Vorwärmung von schweren Schmiedegesenken ein. Diese ist technologisch erforderlich, um die Bildung thermisch induzierter Risse beim Verschmieden der auf ca. 1200 °C erwärmten Rohteile zu vermeiden. Als Erwärmungsarten werden in der Praxis Öfen, Gasringbrenner oder, in seltenen Fällen, auch Heizmanschetten oder Widerstandsheizpatronen verwendet. Da bei schweren Schmiedegesenken der Rüstvorgang nach Ofenerwärmung problematisch ist, wird in [73] die Zielsetzung verfolgt, solche Werkzeuge kalt zu rüsten und in der Presse schnell und homogen hochzuwärmen. In den Untersuchungen wurden in einen schweren Gesenkhalter mit Einsatz der Außenabmessungen 720*710*245 mm 19 Heizpatronen eingebracht, welche in 6 Heizkreise unterschiedlicher Leistungseinspeisung aufgeteilt wurden. Zielsetzung war die homogene Durchwärmung des Gesenkeinsatzes in minimaler Zeit. Für die untersuchte Vorwärmtemperatur von $T = 200 \text{ °C}$ konnte dies in ca. 1 h erreicht werden.

Die Werkzeugpräparation mit derartigen Hezelementen sowie deren differenzierte Leistungsregelung macht hohe Aufwendungen im Werkzeugbau erforderlich und verursacht nach wie vor erhebliche Vorwärmzeiten. Aus diesem Grund wird die Produktion in der schmiedebetrieblichen Praxis oft mit nur unzureichend vor-

gewärmten Werkzeugen begonnen, um die langen Vorwärmzeiten einzusparen und nach gerüstetem Werkzeug schnellstmöglich die Produktion aufzunehmen.

2.4 Fazit

Fertigungsprozesse, die unter der Einwirkung von inneren und äußeren Wärmequellen stehen, besitzen instationäre Anlaufzustände. Diese bilden sich bei Unterbrechungen des stationären Produktionsbetriebs oder beim Hochlaufen der Prozesse aus. Die instationären Zustände sind in allen betrachteten Prozessen durch erhöhte Störungen im Prozeßablauf sowie durch mangelnde Fertigungsqualitäten gekennzeichnet.

Kompensatorische Maßnahmen zur Reduzierung instationärer Betriebszustände untergliedern sich in zwei Gruppen:

- Durch Einsatz organisatorischer und produktionslogistischer Maßnahmen werden bereits im Vorfeld der Fertigung organisatorisch und technisch bedingte Unterbrechungsursachen lokalisiert und ausgeschlossen sowie Rüstvorgänge minimiert. Hierdurch wird dem Auftreten von Anlaufzuständen selbst entgegengewirkt. Datenbank- und Expertensysteme unterstützen den Bediener im Störfall bei der Störungssuche und geben Handlungsanweisungen zur Wiederaufnahme der Produktion.
- Durch technologische Maßnahmen der Prozeßüberwachung, Visualisierung und Regelung während des stationären Prozesses kann das Auftreten von Störungen und damit von Anlaufzuständen minimiert werden.

Bislang sind keine spezifisch auf den Anlaufbetrieb von Gesenschmiedeprozessen bezogenen Arbeiten durchgeführt worden. Vielmehr konzentrieren sich die im Schmiedebereich entwickelten Maßnahmen auf die Analyse und Optimierung des stationären Betriebs mit der Zielsetzung, Störungen zu vermeiden, die Fertigungsqualität zu überwachen bzw. im Falle von Störungen diese schnellstmöglich zu erkennen.

Mit der Entwicklung von Maßnahmen zur Reduzierung instationärer Anlaufzustände beim Gesenschmieden leitet sich daher ein wichtiger Beitrag zur Erhöhung der Wirtschaftlichkeit von Schmiedeprozessen ab.

3 Zielsetzung und Lösungsansatz

Ziel der Arbeit ist die wissenschaftliche Analyse instationärer Betriebszustände beim Gesenkschmieden sowie die methodenbasierte Entwicklung von Maßnahmen zur Reduzierung dieser Zustände.

Da sich organisatorisch geplante Fertigungsunterbrechungen, wie z.B. Rüstvorgänge, routinemäßige Wartungs- und Instandhaltungsmaßnahmen, etc., nicht vermeiden lassen, werden in der Schmiedeproduktion immer Anlaufzustände auftreten.

Ziel ist daher, beim Produktionsanlauf sowie beim Start nach Unterbrechungen Anlaufzustände zeitlich weitestgehend zu minimieren, um somit schnellstmöglich zur Gutteilproduktion zu gelangen. Das zu erschließende Anlaufpotential ist in Bild 3-1 dargestellt. Dabei symbolisiert Kurve 1 die Ausgangssituation, die durch erhöhte Ausschußquoten beim Durchlaufen des instationären Anlaufs gekennzeichnet ist. Das Anlaufpotential soll durch weitestgehende Annäherung an den Idealverlauf von Kurve 2, d.h. durch Gutteilproduktion vom ersten Prozeßtakt an, erschlossen werden.

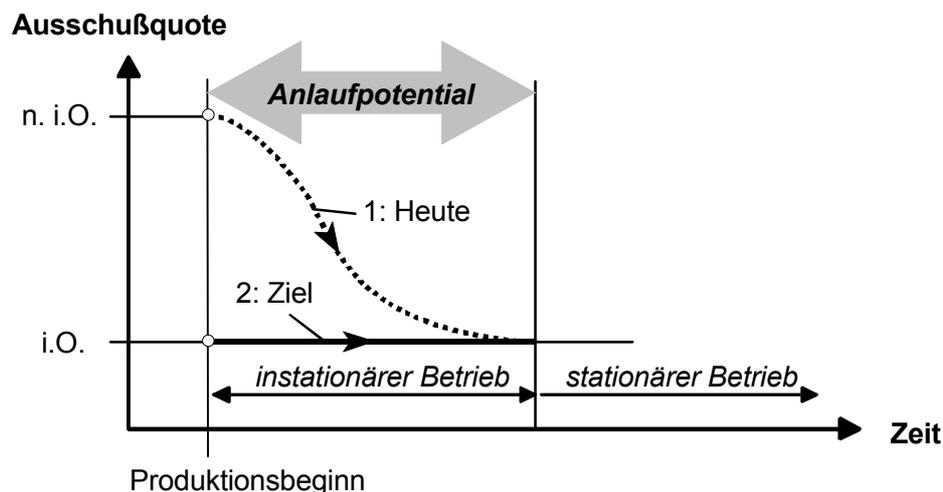


Bild 3-1: Zu erschließendes Anlaufpotential nach Produktionsbeginn

Als Anlaufpotential wird die Zeit verstanden, in der infolge instationärer Anlaufzustände Ausschußteile produziert werden und die durch geeignete Maßnahmen minimiert werden kann.

Zur Erschließung des Anlaufpotentials wird folgender Lösungsansatz gewählt:

- *Erarbeitung einer Methodik zur strukturierten Analyse der Betriebszustände*
Die Methodik umfaßt die Strukturierung der Vorgehensweise bei der Analyse der Betriebszustände sowie die Auswahl geeigneter Werkzeuge zur Versuchsplanung, Durchführung und Auswertung.

- *Analyse der Betriebszustände*

Es wird geklärt, welche Vorgänge während des instationären Anlaufs stattfinden und in welcher Weise sich der stationäre ungestörte Prozeßzustand hiervon unterscheidet. Aus der Analyse der Betriebszustände werden dann durch Einsatz strukturierender Methoden (Versuchsplanung-, durchführung etc.) signifikante Einflußgrößen für eine Reduzierung instationärer Anlaufzustände identifiziert.

- *Ableitung und beispielhafte Anwendung von Lösungsansätzen zur Reduzierung instationärer Betriebszustände*

Basierend auf der Analyse der Betriebszustände werden Lösungsansätze zur Reduzierung instationärer Betriebsphasen abgeleitet. Dabei werden die signifikant identifizierten Einflußgrößen derart auf Sollwerte geführt, daß instationäre Betriebsphasen schnellstmöglich durchlaufen werden.

4 Vorgehensweise

4.1 Methodik zur Analyse von Betriebszuständen beim Gesenkschmieden

Der Schmiedeprozess zur Herstellung endabmessungsnaher Bauteile stellt ein komplexes System dar, in dem Aggregate unterschiedlicher Technologie, wie z.B. Einrichtungen zur Beschickung, Erwärmung, Handhabung, Kühlung, Schmierung, Umformung, zeitlich starr miteinander verkettet sind (Bild 4-1). Im ungestörten, stationären Prozeßablauf führt das definierte Zusammenwirken dieser Aggregate zur Gutteilproduktion. Um instationäre Betriebszustände zu reduzieren, muß systematisch untersucht werden, in welcher Art und Weise das Betriebsverhalten der Aggregate während der Anlaufphasen vom Sollzustand abweicht und welche Bauteilqualitäten hieraus resultieren.

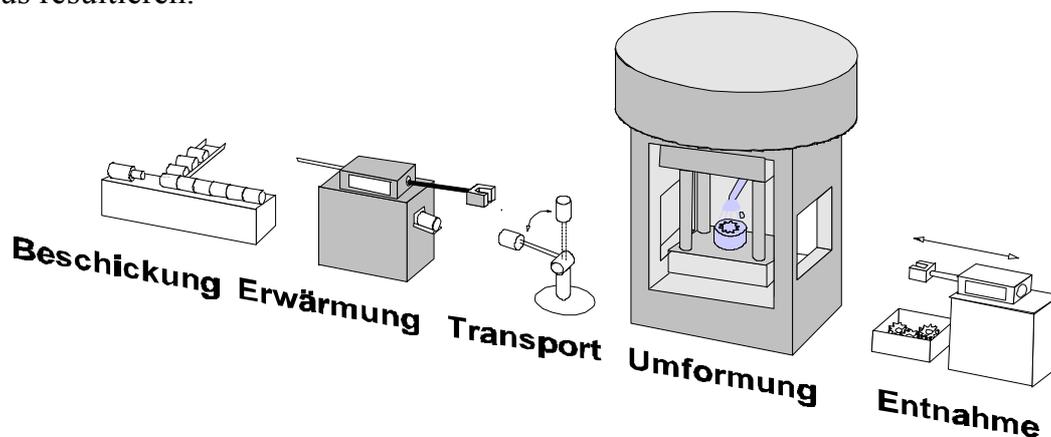


Bild 4-1: Gesamtsystem „Schmiedeanlage“

Um die komplexen Zusammenhänge strukturiert untersuchen zu können, wird das Gesamtsystem in abgegrenzte Teilsysteme untergliedert. Als Teilsysteme werden nicht weiter trennbare Einheiten der Schmiedeanlage verstanden, die Einfluß auf die erzielbaren Form- und Maßtoleranzen der Schmiedeteile ausüben. Diese werden im folgenden als *Systemkomponenten* bezeichnet. Systemkomponenten sind z.B. die Induktionserwärmung, die Umformpresse, das Umformwerkzeug (Bild 4-2).

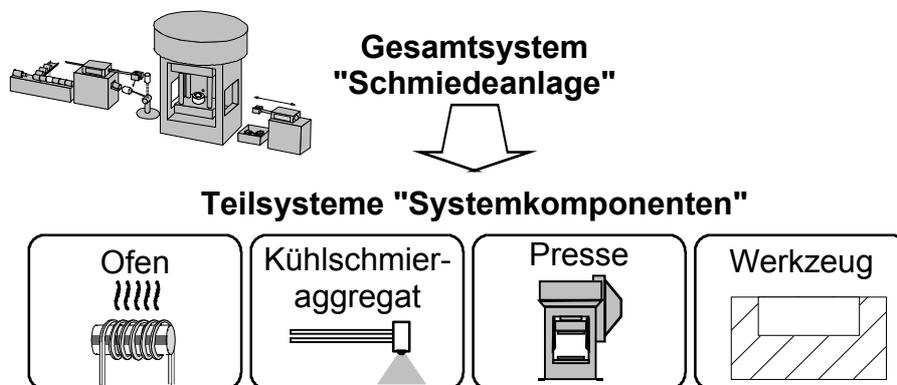


Bild 4-2: Untergliederung des Gesamtsystems „Schmiedeanlage“ in Teilsysteme

Zur zielgerichteten Umsetzung des Lösungsansatzes wird folgende Methodik gewählt:

- Definition des Schmiedeprozesses

Da instationäre Anlaufzustände durch erhöhte Ausschußquoten gekennzeichnet sind, basiert die Beurteilung des Betriebszustands der Schmiedeanlage letztlich auf der Identifikation der gefertigten Bauteilqualität. Ausgangspunkt der Schmiedeprozessdefinition ist daher die Maß- und Formdefinition des Schmiedeteils. Die Toleranzanforderungen des Teils übertragen sich dabei auf das abbildende Werkzeug sowie auf die Anforderungen an die Prozeßführung (Bild 4-3).

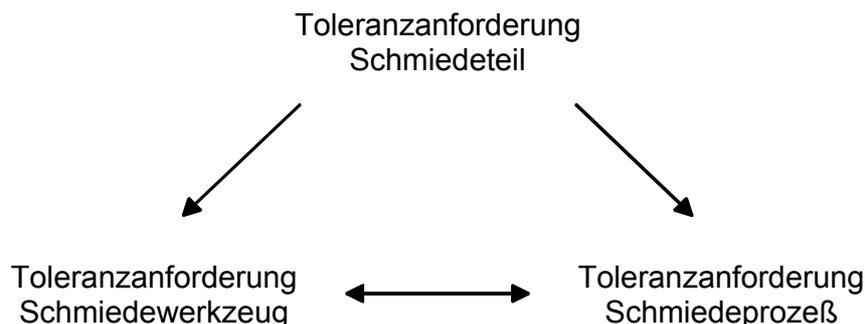


Bild 4-3: Toleranz des Schmiedeteils ist Ausgangspunkt der Werkzeug- und Schmiedeprozessdefinition

- Nachweis der Prozeßfähigkeit

Die Toleranzanforderungen an das Schmiedeteil können im Prozeß nur dann erfüllt werden, wenn die Systemkomponenten der Schmiedeanlage reproduzierbar arbeiten, d.h. „prozeßfähig“ sind. Für die Induktionserwärmung ist z.B. zu analysieren, ob diese in der Lage ist, die im Rahmen der Prozeßdefinition festgelegten Toleranzgrenzen (UTG, OTG) der Rohteiltemperaturen reproduzierbar einzuhalten. Prozeßfähigkeit liegt vor, wenn die Prozeßstreuung 6σ den Toleranzbereich ganz ausfüllt (Bild 4-4). Dann liegen 99,73% aller Rohteiltemperaturen innerhalb der Toleranzgrenzen.

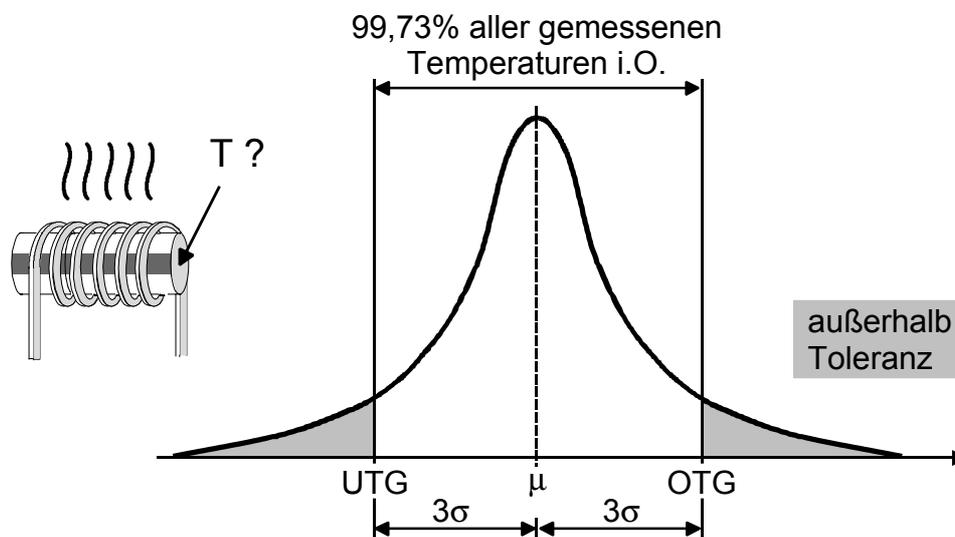


Bild 4-4: Gegebene Prozeßfähigkeit bei Ausschußquote $< 0,27\%$ [44]

- Definition einer Untersuchungsabfolge der Systemkomponenten, geordnet nach dem Betriebszustand

Schritt I: Quantifizierung des Anlaufpotentials

Die Fertigung von Schmiedeteilen mit definierten Form- und Maßtoleranzen ist nur möglich, wenn sich der Betriebszustand der Systemkomponenten in einem zulässigen Bereich befindet. Dies ist bei Produktionsbeginn nicht der Fall (Bild 4-5, Schritt I).

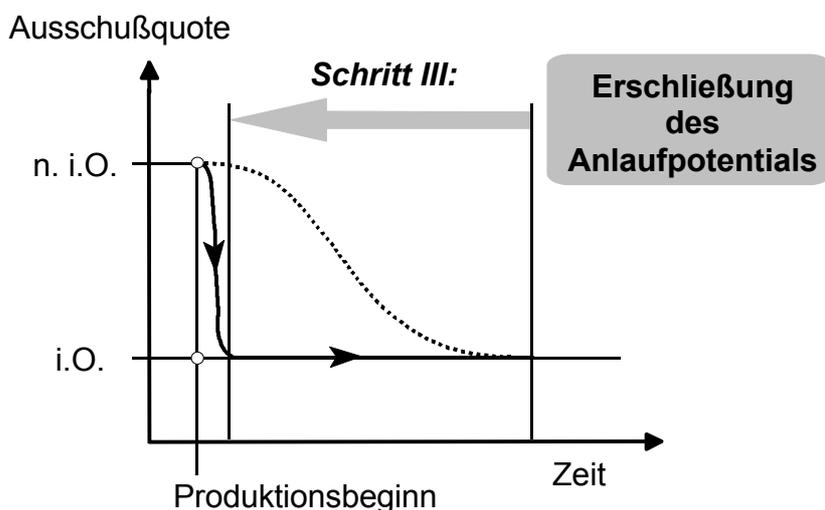
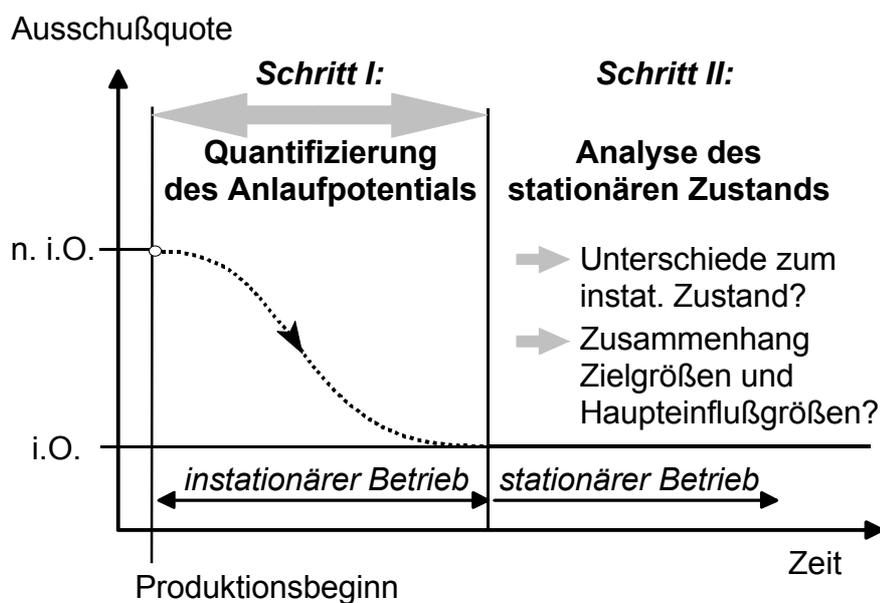


Bild 4-5: Untersuchungsabfolge der Systemkomponenten zur zielgerichteten Reduzierung instationärer Betriebszustände

Voraussetzung für die Entwicklung von Maßnahmen zur Reduzierung instationärer Betriebszustände ist daher die Kenntnis über die Abweichung des instationären vom stationären Zustand. Darüber hinaus muß bekannt sein, wie sich die Bauteilqualität in

dieser Prozeßphase entwickelt. Als Bestandsaufnahme wird daher zu Beginn der experimentellen Untersuchungen das Anlaufpotential für einen gegebenen Schmiedeprozess quantifiziert.

Die Betriebszustände der Systemkomponenten werden durch spezifische Zielgrößen charakterisiert, welche die Bauteilqualität signifikant beeinflussen. Die Definition des zulässigen Bereichs des Betriebszustands einer Systemkomponente orientiert sich demnach am zulässigen Toleranzbereich der jeweiligen Zielgröße. Diese wird aus dem zulässigen Toleranzbereich der Qualitätsmerkmale des Schmiedeteils abgeleitet.

Es gelten folgende Definitionen:

<i>Zielgröße</i>	Parameter der Systemkomponente mit signifikantem Einfluß auf die Bauteilqualität (z.B. Induktionserwärmung: „Rohteiltemperatur“)
<i>Toleranzbereich</i>	zulässige Schwankungsbreite der Zielgröße, bei der noch Gutteile gefertigt werden
<i>Instationärer Betriebszustand</i>	Zeitlich veränderlicher Zustand der Systemkomponente, währenddessen sich die jeweilige Zielgröße in den zulässigen Toleranzbereich bewegt und dort verbleibt
<i>Anlaufpotential</i>	Zeit, in der Ausschussteile infolge instationärer Anlaufzustände produziert werden und die durch geeignete Maßnahmen minimiert werden kann.

Schritt II: Analyse des stationären Zustands

In einem zweiten Schritt wird der Betriebszustand der Systemkomponenten im störungsfreien, stationären Prozeßablauf untersucht, da dieser den anzustrebenden Zielzustand einer Anlaufoptimierung darstellt (Bild 4-5, Schritt II). Dabei wird der stationäre Betriebszustand eines gegebenen Schmiedeprozesses als Referenzprozess zur Anlaufoptimierung genutzt. Es wird untersucht, in welcher Weise die Zielgrößen des stationären Zustands vom instationären Anlaufzustand abweichen. Da die Zielgrößen der Systemkomponenten i.d.R. von mehreren Einflußgrößen abhängen, ist die Isolation wesentlicher Haupteinflußgrößen Schwerpunkt des zweiten Schrittes. Um diese als Stellgrößen zur Reduzierung des instationären Anlaufs nutzen zu können, müssen sie während des Prozeßablaufs veränderlich sein. Es gelten folgende Definitionen:

<i>Einflußgröße</i>	Parameter, der Einfluß auf die Zielgröße ausübt (z.B. Induktionserwärmung: „Frequenz“)
<i>Stellgröße</i>	Während des Prozeßablaufs veränderbarer Parameter mit <i>signifikantem</i> Einfluß auf die Zielgröße (z.B. Induktionserwärmung: „Heizleistung“)

Schritt III: Erschließung des Anlaufpotentials

Basierend auf der Bestimmung der Haupteinflußgrößen wird durch geeignete Führung der Zielgrößen eine maximale Annäherung an den Zielzustand angestrebt (Bild 4-5, Schritt III). Zur Ermittlung optimierter Verläufe der Zielgrößen für den instationären Anlaufbetrieb werden kurz- und mittelfristige Fertigungsunterbrechungen analysiert. Hier liegen reduzierte Abweichungen der Zielgrößen von den jeweiligen Toleranzbereichen vor. Aus dem Zusammenhang zwischen Unterbrechungsdauer und Höhe der Zielgrößen beim Anlauf werden Maßnahmen für die Reduzierung des instationären Anlaufs abgeleitet.

Zusammenfassend ist der Ablauf zur Reduzierung instationärer Betriebszustände beim Gesenkschmieden in Bild 4-6 dargestellt.

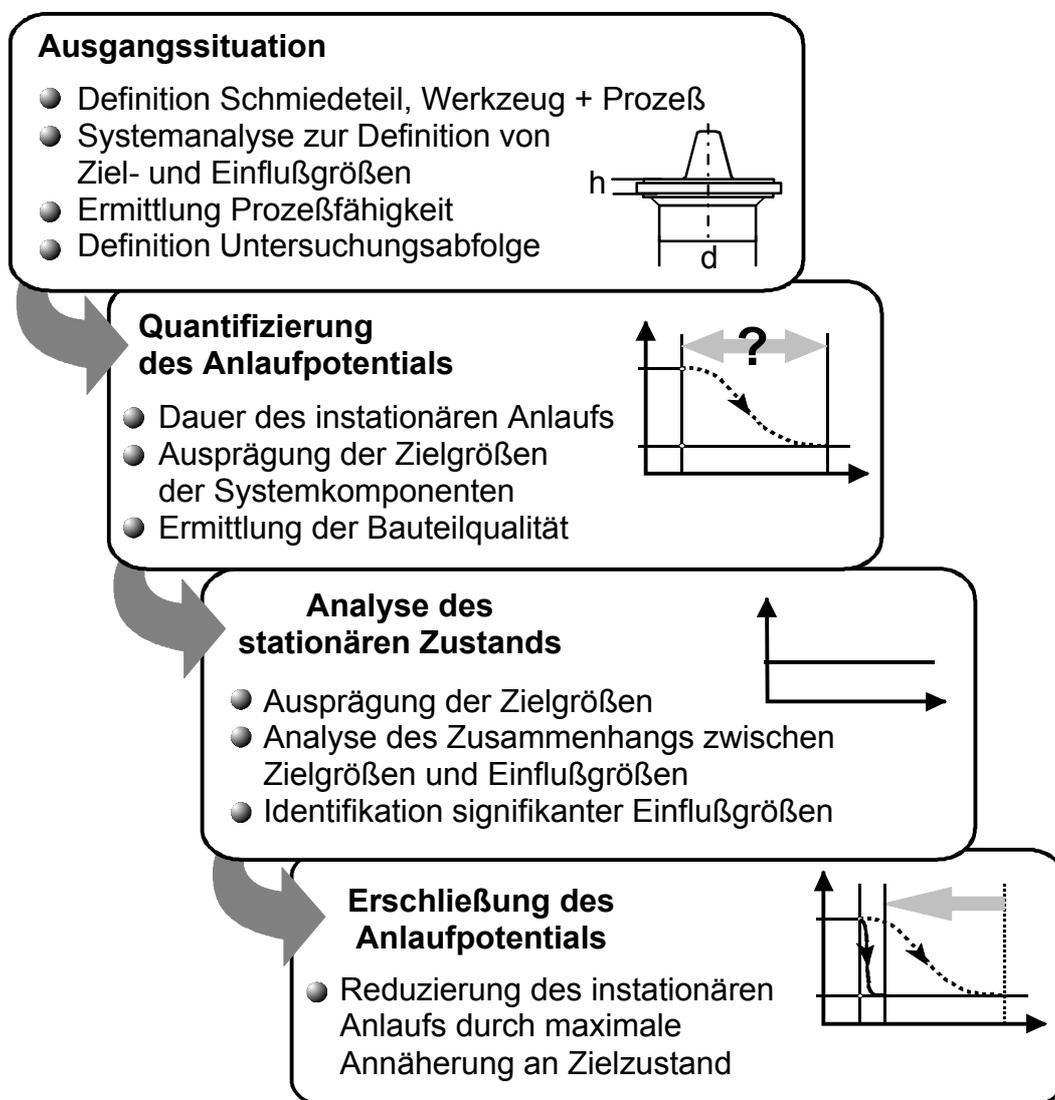


Bild 4-6: Methodik zur Reduzierung instationärer Betriebszustände beim Gesenkschmieden

Die Umsetzung der geschilderten Abläufe erfordert den Einsatz spezifischer Untersuchungsmethoden. Diese werden im folgenden Abschnitt erläutert.

4.2 Auswahl geeigneter Untersuchungsmethoden

4.2.1 Schmiedewerkzeug und Schmiedeprozess

Da sich die Beurteilung des Betriebszustands des Schmiedeprozesses aus der gefertigten Ausschußquote ableitet, steht die Definition von Schmiedewerkzeug- und prozeß, basierend auf der kundenseitigen Vorgabe der Bauteilgeometrie, am Anfang der Untersuchungen. Die Abläufe zur Werkzeugkonstruktion sind schematisch in Bild 4-7 dargestellt.

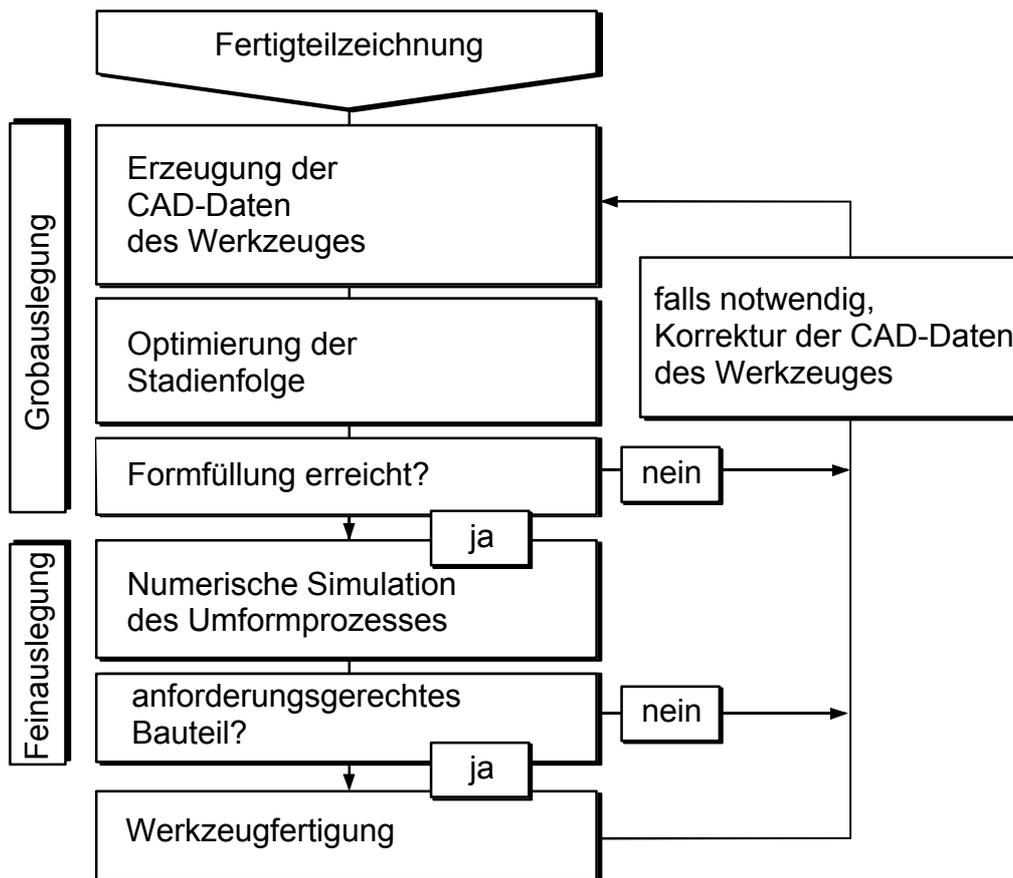


Bild 4-7: Vorgehensweise zur Werkzeugkonstruktion, nach [46]

Ausgehend von der Fertigteilzeichnung und den Toleranzanforderungen an das Schmiedeteil wird mittels CAD-Einsatz die Werkzeuggeometrie erstellt. Während der Entwurfsphase kann hierbei auf Werkzeuge zur Stoffflußvisualisierung zurückgegriffen werden, um z.B. die Formfüllung zu beurteilen [74]. Ebenso erfolgt hier eine Vorkorrektur der Werkzeuge zur Schrumpfungskompensation. Bei erfolgreicher Vorauslegung wird die finale Gravurgeometrie durch Einsatz numerischer Methoden bestimmt. Hierbei werden neben detaillierter Analyse des Stoffflusses weitere, qualitätsbeeinflussende Werkzeugeinflußgrößen erfaßt, z.B. durch

- Berechnung der Schrumpfungsbeträge des Schmiedeteils ausgehend von dessen Temperaturverteilung in UT
- Berechnung der zur Formfüllung erforderlichen Umformkraft

- Berechnung der elastischen Werkzeugdehnung infolge mechanischer und thermischer Spannungen während der Umformung.

Darüber hinaus können auch Fehler, wie z.B. Überlappungen während der Formfüllung, erkannt und durch Optimierung der Rohteilvorform im Vorfeld der Werkzeugfertigung eliminiert werden [75].

Da für die FEM-Simulation zur Werkzeugauslegung Prozeßparameter als Randbedingungen vorgegeben werden müssen (Rohteilmasse, -form, -temperatur, Stößelgeschwindigkeit, Werkzeugschließlage, Kühlschmierung, etc.), wird parallel zur FEM-gestützten Werkzeugauslegung auch der Schmiedeprozess definiert. So beeinflusst z.B. die temperaturabhängige Fließspannung k_f des Rohteils direkt die Werkzeugdehnung. Im Zuge der Werkzeugauslegung kann z.B. bereits diejenige Schwankungsbreite der Rohteiltemperatur definiert werden, die bei maschinenseitig vorgegebener maximaler Umformkraft eine fehlerfreie Ausformung der Gravur ermöglicht.

4.2.2 Prozeßfähigkeit

Als Beurteilungskriterium für die „Fähigkeit“ einer Systemkomponente zur reproduzierbaren Produktion von Zielwerten dient der Prozeßfähigkeitsindex c_p , der nach statistischen Methoden ermittelt wird [76, 45]. Der Index ist ein Maß für die Genauigkeitsfähigkeit der Maschine oder des Prozesses unter Produktionsbedingungen und gibt somit Aufschluß über die Streuung des Zielwerts.

Die Prozeßfähigkeit wird beschrieben durch

- den Streuungsindex
$$c_p = \frac{OTG - UTG}{6 \cdot \sigma} \quad (4.1) [45]$$

- und den Niveauindex
$$c_{pk} = \frac{\min(OTG - \mu; \mu - UTG)}{3 \cdot \sigma}, \quad (4.2) [45]$$

Der Niveauindex c_{pk} gibt Aufschluß über die Lage des Mittelwertes μ der Zielgröße innerhalb der Toleranzgrenzen. Der Streuungsindex c_p setzt die Schwankungsbreite des Zielwerts zur Prozeßstreuung ins Verhältnis. Für beide Indizes gilt, daß die Systemkomponente um so besser in der Lage ist, die Streuung des Zielwerts innerhalb der zulässigen Schwankungsbreite zu halten, je höher die Index-Werte sind. Prozeßfähigkeit ist gegeben, wenn c_p mind. ≥ 1 ist [45, 76]. Dies entspricht der „3 σ -Qualität“: in diesem Fall sind 99,73% aller Merkmalswerte im Toleranzbereich (Bild 4-4).

Die oberen und unteren Eingriffsgrenzen (OTG, UTG) beziehen sich auf die Merkmalswerte, d.h. hier auf die Zielgrößen der Systemkomponenten. Diese werden im Abschnitt 5 – „Versuchsanlage“ definiert.

4.2.3 Betriebsuntersuchung

Empirische Methoden

Zur systematischen Untersuchung und Analyse der komplexen Wirkzusammenhänge im Schmiedeprozess stehen empirische Methoden zur Verfügung. Hier werden die Zusammenhänge zwischen Ziel- und Einflußgrößen direkt im Prozeß gemessen. Die Meßgrößen ergeben sich zwangsläufig aus den dem Prozeß zugrundeliegenden physikalischen Gesetzmäßigkeiten. Bei meßtechnisch zugänglichen Prozessen ist ein wesentlicher Vorteil dieser Methoden die einfache und schnelle Durchführbarkeit.

Als bedeutende empirische Methode ist die statistische Versuchsmethodik zu nennen. Sie bietet Verfahren, um Ziel- und Einflußgrößen im Vorfeld der eigentlichen Versuchsplanung zu ermitteln, Zusammenhänge zwischen Zielgrößen und Einflußfaktoren systematisch zu untersuchen, signifikante Einflußgrößen zu identifizieren, statistisch abzusichern sowie auf optimale Werte einzustellen [44]. Die Vorgehensweise bei der Anwendung statistischer Versuchsmethodik gliedert sich in die folgenden 4 Schritte (Bild 4-8):

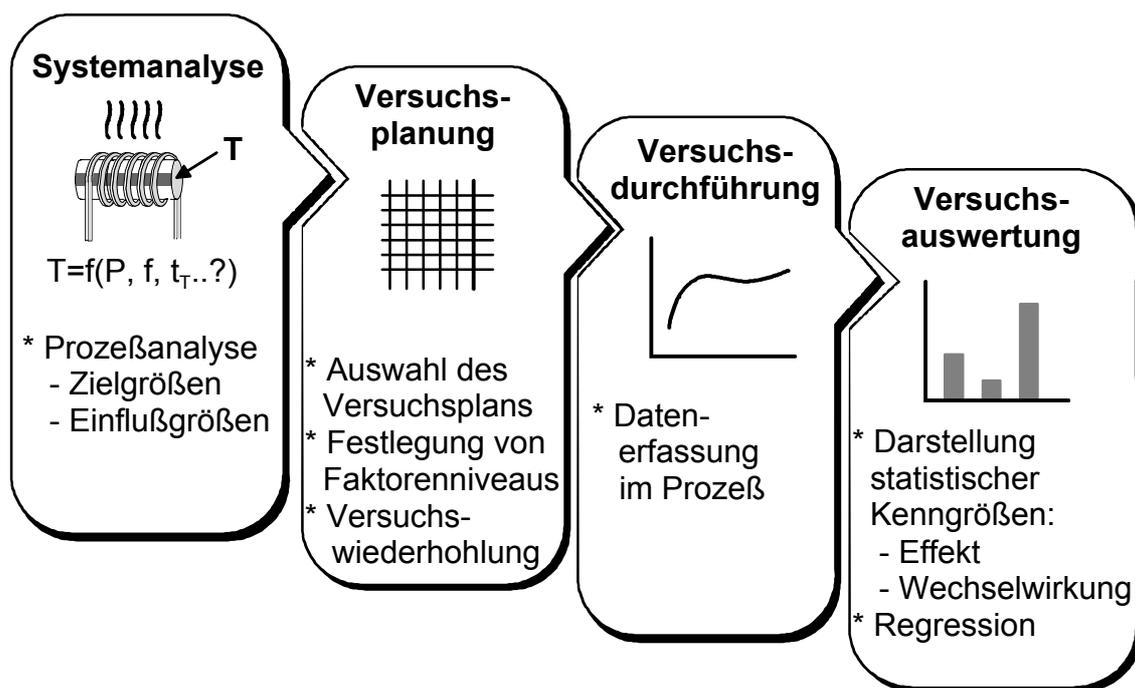


Bild 4-8: Vorgehensweise bei der statistischen Versuchsmethodik [44]

- *Systemanalyse:* Definition der Problem- und Zielstellung, Eingrenzung und Ermittlung von Zielgrößen, Einflußgrößen und Wechselwirkungen zwischen Einflußgrößen
- *Versuchsplanung:* Festlegung eines geeigneten Versuchsplans, Definition von Faktorstufen, Versuchswiederholungen sowie der einzusetzenden Meßmittel

- *Versuchsdurchführung* Abarbeiten und Dokumentation des Versuchsplans, der Parameterkombinationen und Signalverläufe
- *Versuchsauswertung* Ermittlung von Effekten, Wechselwirkungen und Identifikation von signifikanten Einflußgrößen als Stellgrößen einer Anlauf-optimierung

Für die Versuchsdurchführung stehen unterschiedliche Versuchspläne zur Verfügung:

Einfaktorielle Versuche

In diesen Versuchsplänen wird pro Versuchsreihe jeweils nur eine Einflußgröße (=Faktor) variiert, während die übrigen konstant gehalten werden. Man erhält auf diese Weise Versuchsergebnisse, die die Abhängigkeit der Zielgröße von jeweils einer Einflußgröße erkennen lassen. Wechselwirkungen zwischen den Einflußgrößen lassen sich nicht ermitteln. Lauffähige Einstellungen von Prozeßparametern müssen daher meist durch Ausprobieren gefunden werden [44].

Vollfaktorielle Versuche

Vollfaktorielle Versuchspläne ermöglichen die systematische Untersuchung und Beurteilung aller Einflußparameter und Wechselwirkungen zwischen den Faktoren. Sind k Einflußfaktoren vorhanden, die auf jeweils n Stufen variiert werden, sind dazu n^k Versuche durchzuführen. Es werden demnach alle Faktorstufen systematisch miteinander kombiniert. Als Effekt wird die Wirkung einer einzelnen Einflußgröße auf die Zielgröße bezeichnet. Eine Wechselwirkung liegt vor, wenn der Einfluß eines Faktors auf die Zielgröße von den Einstellungen anderer Faktoren abhängig ist. In der Praxis werden die zu untersuchenden Einflußparameter meist auf einem hohen und einem niedrigen Niveau variiert (symbolisiert durch die Indizes '+' bzw. '-'). Die zu wählenden Niveaustufen ergeben sich aus Prozeßrandbedingungen, Expertenwissen oder müssen durch Vorversuche abgeschätzt werden.

Da der Versuchsumfang mit wachsender Zahl von Faktoren exponentiell ansteigt und die Aussagekraft von Wechselwirkungseffekten bei mehr als 4 Faktoren stark eingeschränkt ist, werden in der Praxis vollfaktorielle Versuche sinnvoll nur bis zu einer maximalen Anzahl von 4 Faktoren durchgeführt [44].

Teilfaktorielle Versuche

Besonders bei einer größeren Anzahl von Einflußfaktoren ist es z.T. unumgänglich, den Versuchsaufwand durch eine Reduktion der Versuchsanzahl zu senken. Da eine Verringerung der Versuchsanzahl aber auch einen Informationsverlust bedeutet, darf nur auf unwichtige Informationen verzichtet werden, d. h. es dürfen nur solche Versuche entfallen, von denen man begründet annehmen kann, daß sie nur einen vernachlässigbaren Anteil am Gesamtergebnis liefern [44]. Teilfaktorielle Versuchspläne werden bei Problemstellungen mit 4 oder mehr Einflußfaktoren angewandt, insbesondere wenn einzelne Wechselwirkungen als vernachlässigbar bekannt sind.

5 Versuchsanlage

5.1 Aufbau

Für die experimentellen Untersuchungen stand die in Bild 5-1 dargestellte Schmiedeanlage mit einer automatisierten 3,15 MN Exzenterpresse zur Verfügung. Der vollautomatisierte Ablauf ermöglicht eine höchstmögliche Reproduzierbarkeit von Ziel- und Einflußgrößen bei der Versuchsdurchführung.

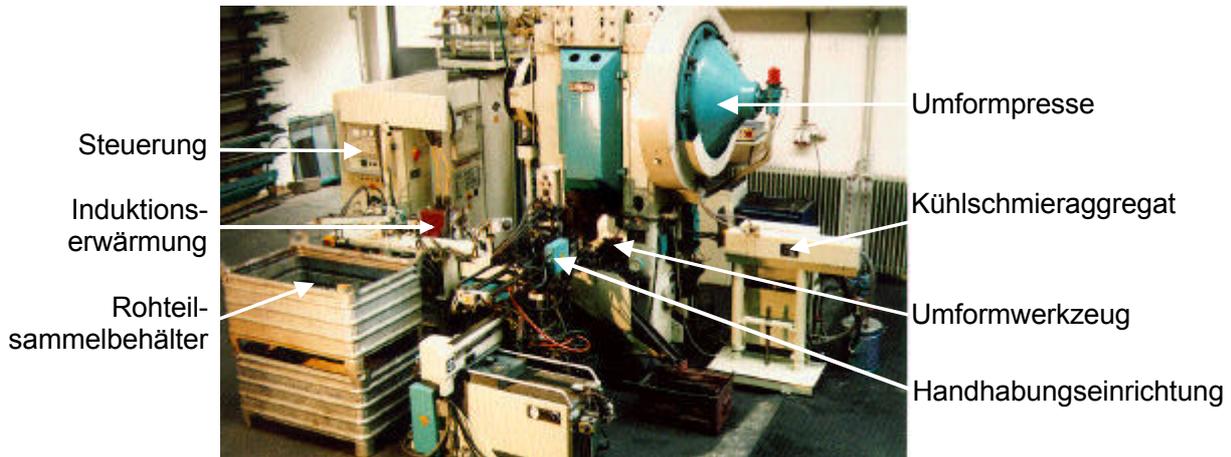


Bild 5-1: Für die Untersuchungen eingesetzte Schmiedeanlage

Im hier untersuchten Schmiedeprozess werden kaltgescherte Stangenabschnitte aus C45 mit den Abmessungen $d_0 = 30 \text{ mm}$, $h_0 = 45 \text{ mm}$ und einer Masse von $m = 220 \text{ g}$ als Rohteile eingesetzt. Die Masseschwankungen der Scherabschnitte liegen aufgrund des vorschubgeregelten Antriebs der eingesetzten Knüppelschere unterhalb 0,5%. Die Rohteile werden über eine Beschickungseinrichtung diskontinuierlich im Takt des Schmiedeprozesses einem induktiven Erwärmungsaggregat mit temperaturgesteuerter Ausschußweiche zugeführt. Hier erfolgt die Erwärmung auf die für Schmiedeprozesse typischen Prozeßtemperaturen (Schmieden: $T = 1100 \dots 1200 \text{ °C}$). Die erwärmten Rohteile werden von einem Handhabungsaggregat in das Schmiedegesenk eingelegt, nach dem Umformvorgang von diesem entnommen und das Werkzeug hierauf wieder neu beschickt. Zwischen den Schmiedezyklen wird das Werkzeug von einem automatisierten Kühlschmieraggregat mittels Druckluft von Zunderresten gereinigt und mit einer Graphit-Wasser-Dispersion geschmiert (Schmierstoff DELTAFORGE 31, Fa. ACHESON). Die Umformung erfolgt einstufig auf einer weggebundenen Exzenterpresse (Fa. *EUMUCO*) bei einer mittleren Umformgeschwindigkeit von $\dot{\varphi} = 25 \frac{1}{s}$.

5.2 Definition der Schmiedeteilgeometrie

Die Quantifizierung des Anlaufpotentials sowie die Beurteilung, ab wann der stationäre Betriebszustand vorliegt, erfordert die Definition einer Schmiedeteilgeometrie und der zugehörigen Qualitätsmerkmale.

Die Untersuchungen erfolgen am Beispiel des in Bild 5-2 dargestellten Modellbauteils. Als Qualitätsmerkmale werden

- der Zylinderdurchmesser $d_Z = 32,65$ mm und
- die Flanschdicke $h_F = 6$ mm

festgelegt, da diese schnell, aufwandsarm und exakt z.B. auf einer 3D-Koordinatenmeßmaschine erfaßt werden können.

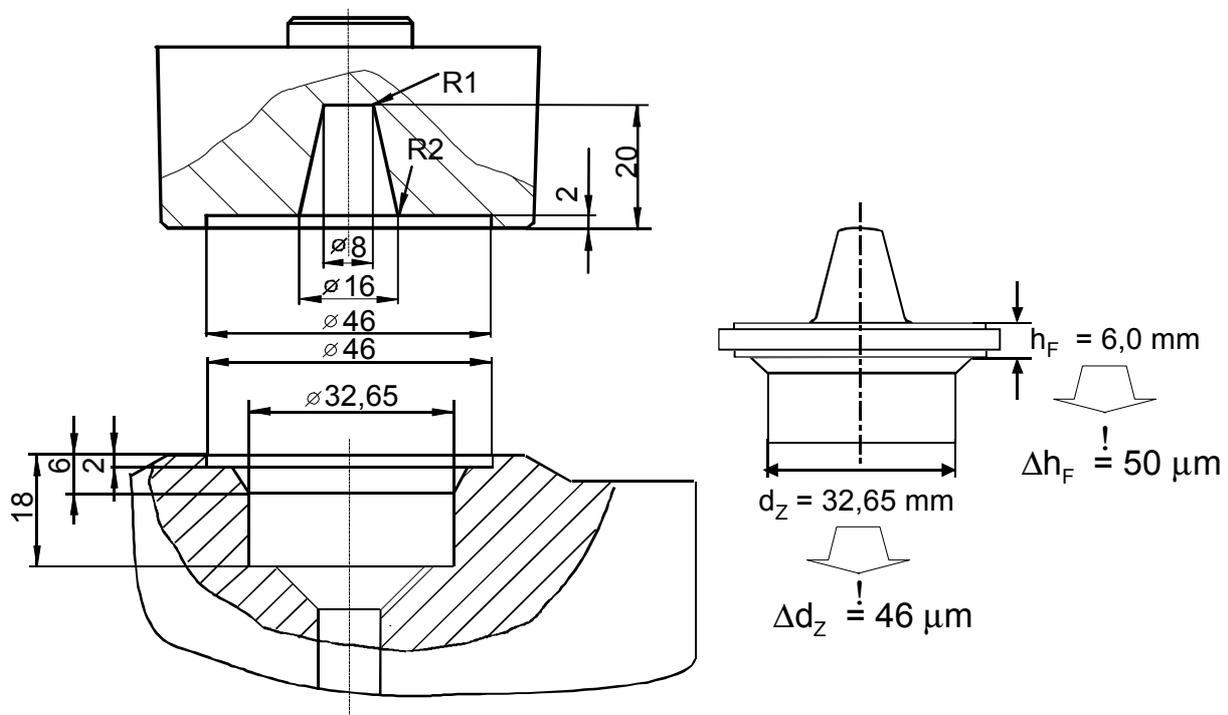


Bild 5-2: Werkzeug und untersuchtes Modellschmiedeteil mit den Qualitätsmerkmalen Zylinderdurchmesser d_Z und Flanschdicke h_F

Da instationäre Anlaufzustände erhöhte Ausschußquoten insbesondere bei der schmiedetechnischen Herstellung von eng tolerierten Near-Net-Shape-Bauteilen verursachen, soll bei der Vorgehensweise zur Reduzierung instationärer Anlaufzustände auf Maß- und Formtoleranzen von Präzisionsschmiedeteilen zurückgegriffen werden. Hierdurch ist die Übertragbarkeit der Untersuchungen auf Präzisionsschmiedeteile sichergestellt. Den Qualitätsmerkmalen werden daher folgende Toleranzgrenzen zugrundegelegt:

- Zylinderdurchmesser $\Delta d_Z = 46 \mu\text{m}$
- Flanschdicke $\Delta h_F = 50 \mu\text{m}$

5.3 Systemkomponenten

Im folgenden werden die Funktionsprinzipien der Systemkomponenten und die zugrundeliegenden physikalischen Vorgänge dargestellt, da hierauf die Ermittlung von Ziel- und Einflußgrößen sowie die Festlegung von Versuchsplänen basiert.

5.3.1 Induktionserwärmung

- Funktionsprinzip

Die Induktionserwärmungsanlage besteht aus einer Spule, die von hochfrequentem Wechselstrom (10 kHz) durchflossen wird. Nach dem Induktionsgesetz baut sich in der Spule ein sich zeitlich änderndes Magnetfeld auf. Beim Eintauchen eines elektrisch leitfähigen Rohteils in das Feld der Spule wird eine Spannung im Rohteil induziert. Das Rohteil kann als Anordnung kurzgeschlossener Leiterschleifen aufgefaßt werden und erwärmt sich infolge des in geschlossenen Bahnen verlaufenden Kurzschlußstromes. Dieser erzeugt seinerseits ein (Sekundär) Magnetfeld, welches gemäß der Lenz'schen Regel der Ursache des primären Magnetfeldes entgegenwirkt. Infolgedessen reduziert sich die Feldstärke vom Rand zur Mitte des Werkstückes. Dieser als Skin-Effekt bekannte Vorgang erklärt den in Bild 5-3 dargestellten Verlauf der Stromdichte, die sich proportional zur Feldstärke verhält [77].

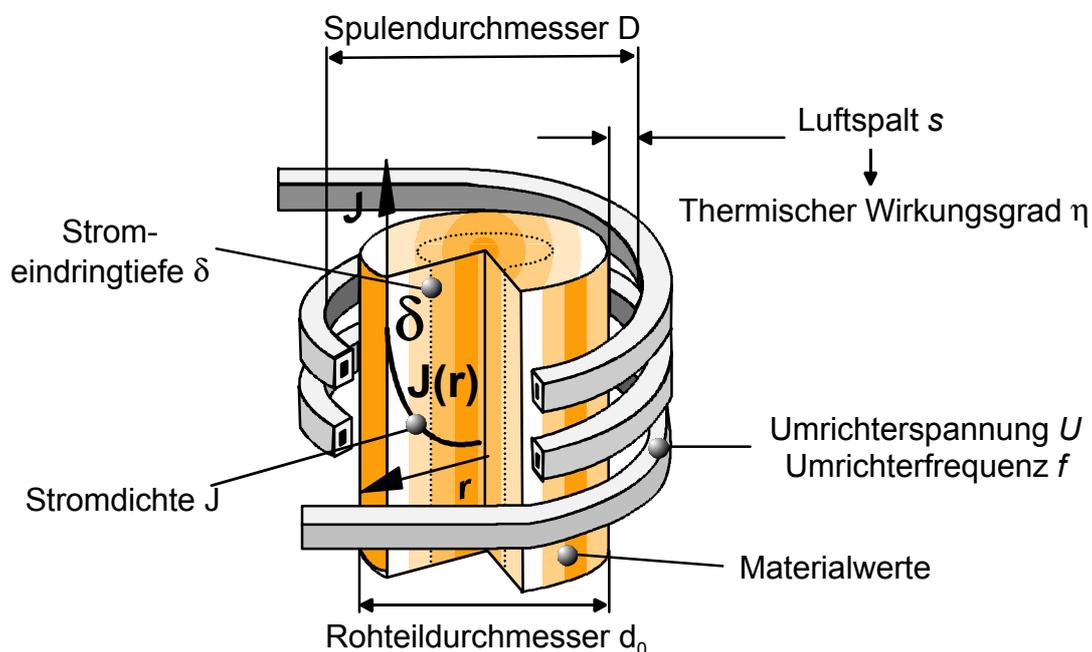


Bild 5-3: Physikalische Einflußgrößen auf die Temperaturentwicklung bei der Induktionserwärmung [77]

Die Stromdichte J , die "flächenhafte" Verteilung der Kurzschlußströme, nimmt von ihrem Maximalwert J_0 an der Rohteiloberfläche zum Werkstückinneren hin kontinuierlich nach einer Exponentialfunktion (Gl. 5.1) ab. Ein wesentlicher Teil der elektri-

schen Leistung wird daher in der Randzone in Wärme umgesetzt. Die Erwärmung des Materialkerns erfolgt hingegen durch Wärmeleitung.

$$J(r) = J_0 \cdot e^{-\frac{r}{\delta}} \quad (5.1)$$

Kennzeichnende Größe bei der induktiven Erwärmung ist die (Strom-) Eindringtiefe δ , s. Gl. 5.2. Sie fällt gemäß der e-Funktion von der Oberfläche gerechnet zur Mitte kontinuierlich ab [77].

$$\delta = 50,3 \cdot \frac{\rho}{\sqrt{f \cdot \mu_r}} \quad (5.2)$$

Je größer die Stromeindringtiefe, desto schneller wird der Kern erwärmt und die Erwärmungsendtemperatur erreicht. Da ρ und μ materialabhängig sind, kann die Eindringtiefe nur durch die Umrichterfrequenz beeinflusst werden. Die auftretenden Stromdichten sind prinzipiell um so größer, je näher das Rohteil an der Induktionsspule liegt. Die Rohteilabmessungen beeinflussen daher unmittelbar den thermischen Wirkungsgrad, der mit steigendem Rohteildurchmesser (bei gleichem Spulendurchmesser) zunimmt, s. Gl. 5.3 [77].

$$\eta_{th} = \frac{1}{1 + \frac{D_0^2}{d_0^2} \cdot \left(1 + 6,25 \cdot \frac{\delta^2}{d^2} \right)} \cdot \sqrt{\frac{\rho_{Spule}}{\mu_r \cdot \rho_{Rohteil}}} \quad (5.3)$$

Permeabilitätszahl μ_r und spezifischer Widerstand ρ sind als temperaturabhängige, nichtlineare Materialwerte nicht beeinflussbar.

Die für die Untersuchungen eingesetzte Induktionserwärmungsanlage wird im Durchstoßbetrieb gefahren, wobei die Rohteile in einem Keramikrohr horizontal durch die Spule transportiert werden. Die Rohteiltemperatur folgt aus der manuellen Vorgabe der Umrichterspannung bei gegebener Taktzeit. Die Temperatur der erhitzten Rohteile wird berührungslos durch ein Pyrometer am Ofenausgang überwacht. Die Meßgenauigkeit des Pyrometers beträgt 1% vom Meßbereichsendwert des Pyrometers (1500 °C) [78]. Jedes Temperatursignal wird demzufolge mit einer Unsicherheit von ± 15 °C erfaßt. Dies ist bei der Definition des Toleranzbereichs der Erwärmungsendtemperatur zu berücksichtigen.

- Ziel- und Einflußgrößen

An die Erwärmungsanlage werden folgende Anforderungen gestellt:

- Reproduzierbare Erwärmung der Rohteile auf Solltemperatur
- homogene Durchwärmung der Rohteile
- schnellstmögliche Bereitstellung von auf Solltemperatur erwärmte Rohteile aus jedem Betriebszustand heraus

Zentrale Zielgröße der Erwärmungsanlage ist demzufolge die Rohteiltemperatur im erwärmten Zustand. Diese beeinflusst über die Fließspannung des Werkstoffs den zur Formfüllung erforderlichen Kraftbedarf und bestimmt wesentlich den Schrumpfungsbetrag des Bauteils. Damit hat sie signifikanten Einfluß auf die erzielbaren Maß- und Formtoleranzen der Schmiedeteile [79].

Der zulässige Toleranzbereich der Rohteiltemperatur leitet sich verfahrensbedingt aus dem temperaturabhängigen Schrumpfungsbetrag des Schmiedeteils sowie der zugrundegelegten Toleranzbreite der Qualitätsmerkmale des Schmiedeteils ab und wird im Abschnitt „Quantifizierung des Anlaufpotentials“ definiert.

Die Auswahl geeigneter Einflußgrößen auf die Rohteiltemperatur folgt sowohl aus dem dargestellten Funktionsprinzip sowie aus den anlagentechnischen Gegebenheiten des untersuchten Aggregats. Sie sind in Tabelle 5-1 zusammengestellt.

Tabelle 5-1: Beispielhafte Einflußgrößen der Rohteiltemperatur

Einflußgröße		beeinflusst Rohteiltemperatur infolge....
1	Umrichterspannung	Betrag der im Rohteil induzierten Spannung
2	Umrichterfrequenz	Stromeindringtiefe
3	Taktzeit	Verweilzeit der Rohteile im Ofen
4	Materialparameter	Stromeindringtiefe, Betrag induzierter Spannung

Die elektrischen Größen Leistung, Strom und Spannung sind nach dem Ohm'schen Gesetz direkt miteinander gekoppelt (1), [77]. Die Umrichterspannung bestimmt direkt den Betrag der im Rohteil induzierten Spannung und damit die Höhe des Kurzschlußstromes I sowie die resultierende Rohteilendtemperatur. Wie aus der Berechnung der Stromeindringtiefe ersichtlich (5.2), stehen Frequenz (2) und Stromeindringtiefe im umgekehrten Verhältnis: eine Erhöhung der Frequenz bewirkt eine Verringerung der Stromeindringtiefe. Demzufolge dauert bei vergleichsweise identischer Erwärmungszeit im Falle einer hohen Frequenz der Wärmetransport vom Rand zur Rohteilmitte länger als bei einer niedrigeren Frequenz. Hieraus resultiert bei konstanter Taktzeit eine geringere Rohteilendtemperatur. Die Taktzeit (3) bestimmt die Verweilzeit der Rohteile im Erwärmungsaggregat. Sie beeinflusst somit direkt die Rohteilendtemperatur. Die Materialparameter (4) haben zwar Einfluß auf die erzielbare Rohteiltemperatur, sie sind jedoch werkstoffabhängig und daher nicht im Sinne einer Anlaufoptimierung beeinflussbar.

- Meß- und Versuchsaufbau

Der zur Versuchsdurchführung installierte Meßaufbau ist in Bild 5-4 dargestellt. Für die Quantifizierung des Anlaufpotentials können alle zentralen Prozeßsignale des Umrichters (Leistung, Strom, Spannung, Frequenz), das Temperatursignal des Pyrometers sowie die Taktzeit zur Referenzierung erfaßt werden. Hinsichtlich der später erfolgenden Erschließung des Anlaufpotentials können vom Prozeßrechner auch Signale, z.B. Umrichterspannung oder Taktzeit, vorgegeben werden.

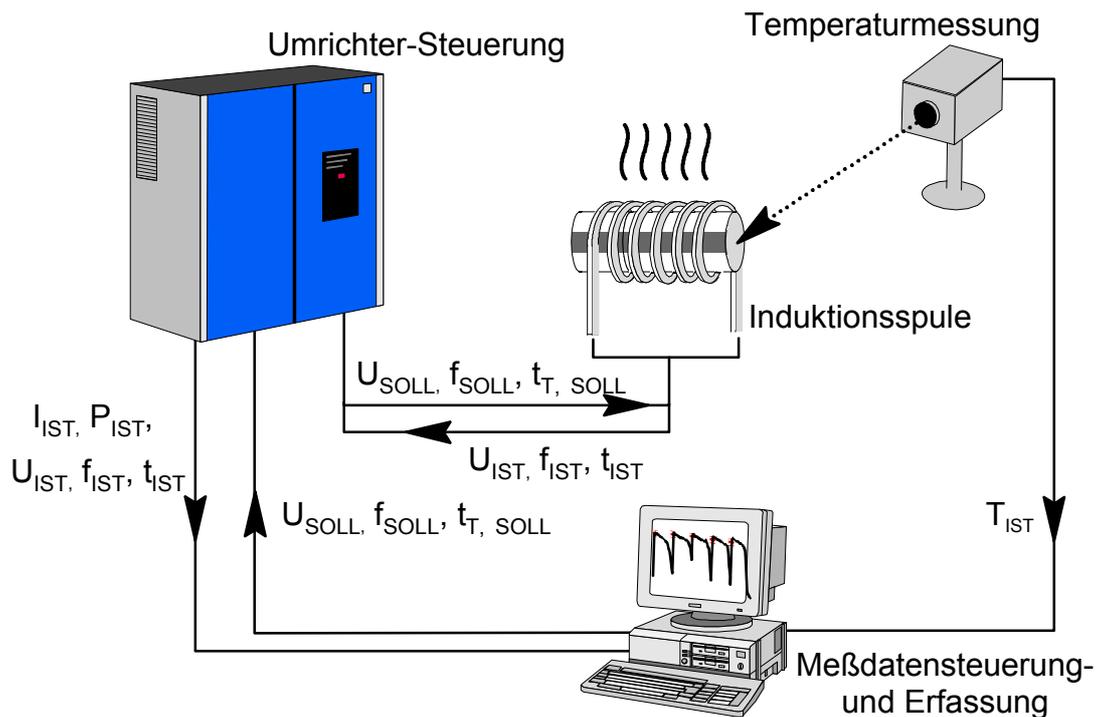


Bild 5-4: Versuchsaufbau zur Datenerfassung und Signalvorgabe für die Induktionserwärmung

5.3.2 Umformwerkzeug

- Funktionsprinzip

Während des Schmiedevorgangs überträgt das Umformwerkzeug seine Negativform auf das Rohteil. Aufgrund der abbildenden Formgebung bestimmt die Gravurgeometrie in signifikanter Weise die erzielbare Genauigkeit des Schmiedeteils. Grundvoraussetzung zur Erfüllung der Maß- und Formtoleranzen des Schmiedeteils ist daher an erster Stelle die korrekte Auslegung der Gravurgeometrie. Diese wird im Rahmen der Werkzeug- und Prozeßauslegung definiert (s. Bild 4-7). Mit der ordnungsgemäß ausgelegten Gravurgeometrie werden im Schmiedeprozess jedoch nur dann Gutteile gefertigt, wenn weitere wichtige werkzeugseitige Voraussetzungen erfüllt werden.

Hierzu zählt im wesentlichen die Konstanz der thermischen und mechanischen Belastungen des Werkzeugs im Prozeßablauf, da hierdurch der Dehnungszustand und somit die Abmessung der Hohlform beeinflusst wird [79].

Hierbei ist generell zwischen der Gravurdehnung während des Schmiedevorgangs selbst, d.h. während der Druckberührzeit, sowie der Dehnung infolge trendartiger Änderung der thermischen Beanspruchung des Werkzeugs während des Schmiedeprozesses zu unterscheiden. Dies wird aus der Betrachtung der in Bild 5-5 dargestellten Temperaturverläufe im untersuchten Werkzeug deutlich. Hierbei wurden

die Temperaturen gravurnah sowie tiefer im Gesenckblock mittels NiCr-Ni Thermo-
elementen im ungestörten Prozeßablauf während des Anlaufbetriebs erfaßt.

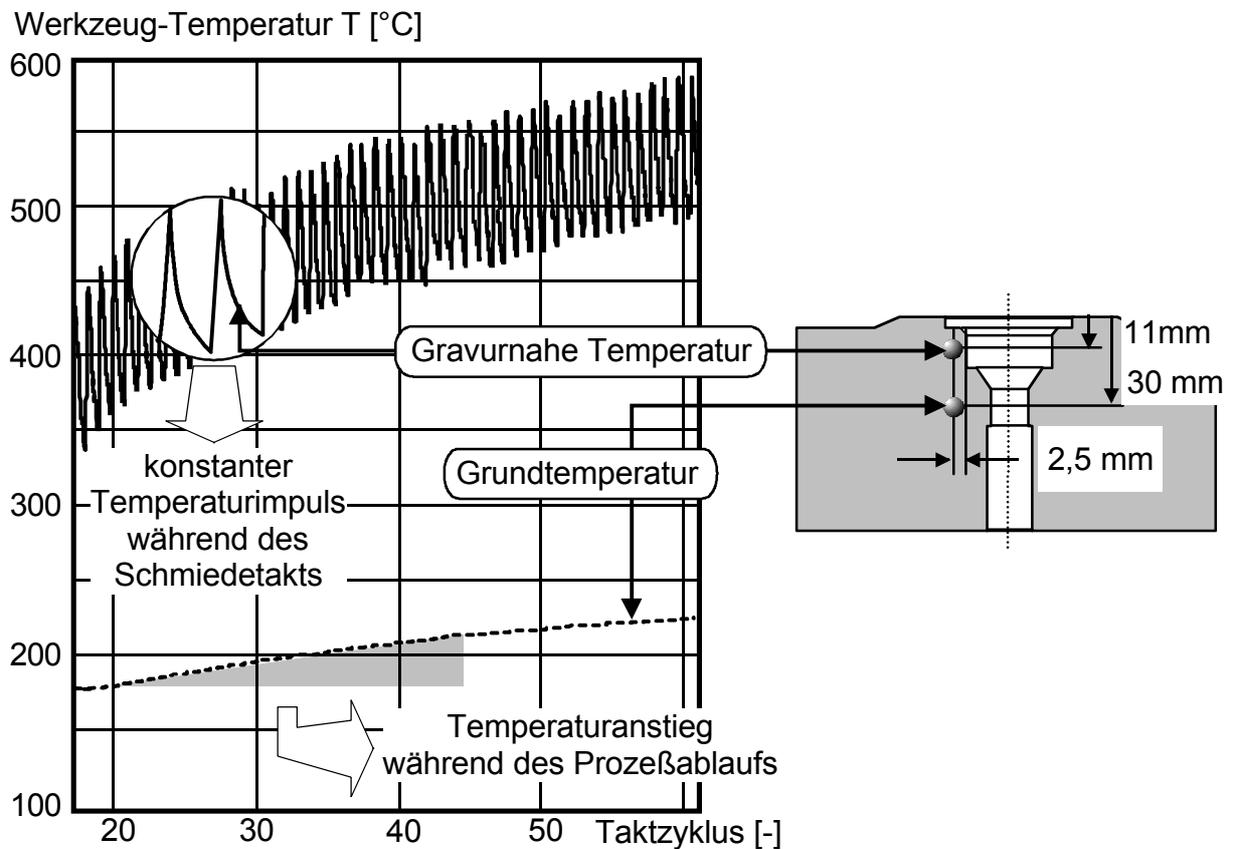


Bild 5-5: Oberflächennahe Temperatur und Grundtemperatur des Versuchswerkzeugs

Die zyklischen Temperaturimpulse von oberflächennahen Temperatursignalen sind die Folge der hohen Wärmeeinbringung vom umgeformten Rohteil in das Werkzeug während der Druckberührzeit t_p (hier: $t_p = 80$ ms) sowie der hieran anschließenden Abkühlung der Gravuroberfläche infolge Wartezeiten und Kühlschmierung (Bild 5-6).

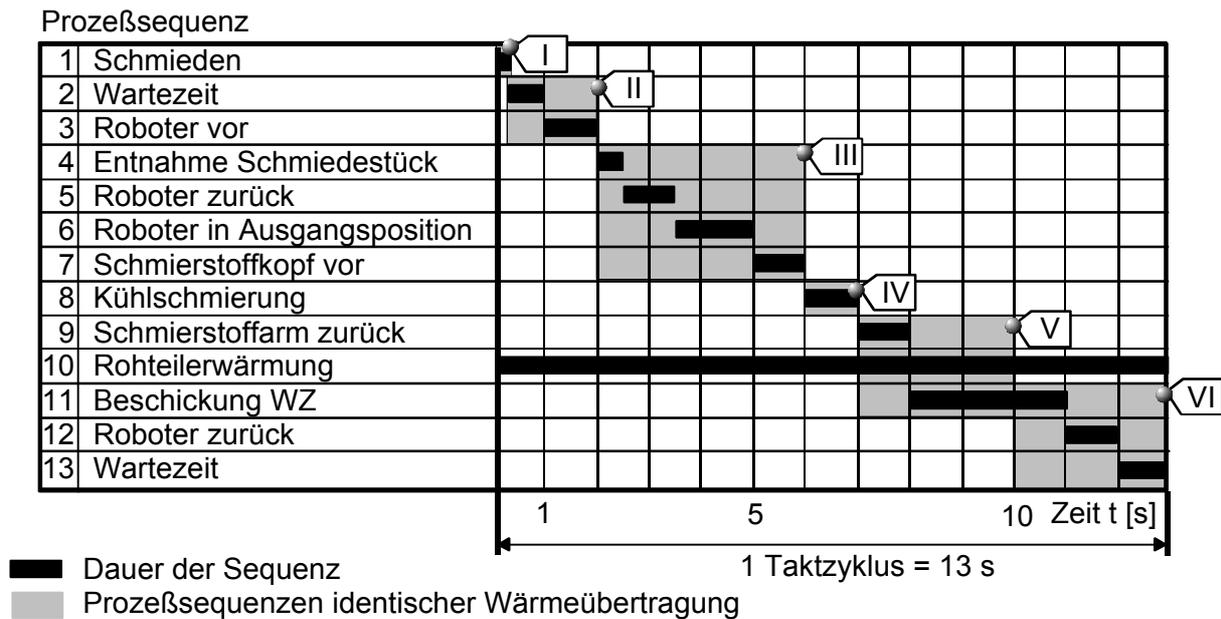


Bild 5-6: Prozeßsequenzen während eines Taktzyklus

Während der Prozeßsequenzen wird Wärme über die drei Übertragungsgrundarten *Wärmeleitung* - *Wärmestrahlung* - *Konvektion* zu- bzw. abgeführt. Prozeßsequenzen, in denen die Wärmeübertragung auf den selben Mechanismen beruht, sind in Bild 5-7 den Phasen des Schmiedetaktzyklus zugeordnet.

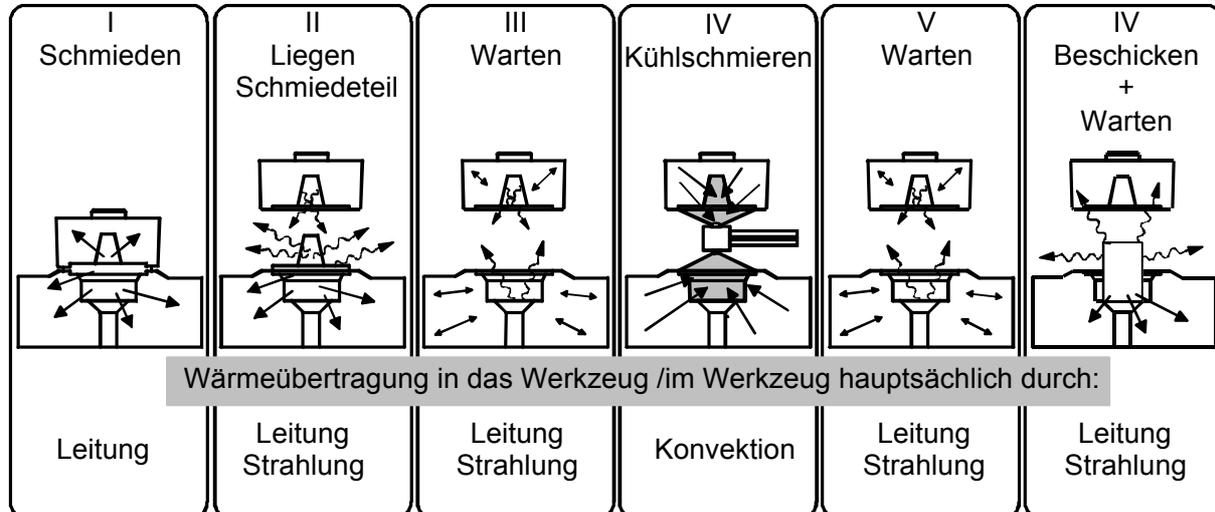


Bild 5-7: Prozeßsequenzen identischer Wärmeübertragungsart während eines Taktzyklus

Die Gravuroberfläche ist somit einer permanenten Temperaturwechselbelastung ausgesetzt. Die Amplitude des oberflächennahen Sensorsignals beträgt im vorliegenden Fall ca. $100\text{ °C} = \text{const.}$ (Bild 5-6). In Extremfällen können an Gravurstellen, die direkt unter der stirnseitig gedrückten Gravurfläche liegen (Randabstand ca. 1 mm), Temperaturgradienten von bis zu $450\text{ °C}/0,1\text{ s}$ auftreten [80].

Diese Temperaturbelastungen induzieren im Werkzeug thermische und mechanische Spannungen, welche zu einer Dehnung der Hohlform führen. Im Rahmen der in Bild 4-7 dargestellten Vorgehensweise zur Werkzeugauslegung ist daher durch geeignete Dimensionierung des Gesenks sicherzustellen, daß die Werkzeugbelastungen während der Druckberührzeit ausschließlich zu elastisch reversiblen Formänderungen der Gravur führen und somit keine bleibenden Formänderungen am Schmiedeteil verursachen.

Im Gegensatz zu diesen zyklischen mechanisch-thermisch induzierten Wechselbelastungen während der Schmiedetaktzyklen wirkt der in Bild 5-5 dargestellte trendartige Temperaturanstieg auf das gesamte Gesenkvolumen. Nach den Gesetzen der Wärmelehre ist dies mit Abmessungsänderungen des Gesenks und demzufolge mit Gravuränderungen verbunden [81]. Der Wärmehaushalt von Gesenken wird allgemein durch deren Grundtemperatur repräsentiert [82]. Die Grundtemperatur ist diejenige Betriebstemperatur, die sich im ungestörten Prozeßablauf als Energiegleichgewicht zwischen zu- und abgeführter Wärme einstellt. Der in Bild 5-8 dargestellte Zusammenhang zwischen Grundtemperatur und Gravurdurchmesser wurde basierend auf Gleichung

$$\epsilon_{\text{THERM}} = \alpha_w \Delta T \quad (5.4)$$

zur thermisch induzierten Dehnung im Temperaturbereich von $20^\circ\text{C} < T_G < 250^\circ\text{C}$ elementar berechnet ($\alpha_w = 17 \cdot 10^{-6} \cdot (1/\text{K})$, Gesenkwerkstoff 1.2365, $T = 200^\circ\text{C}$, [81]).

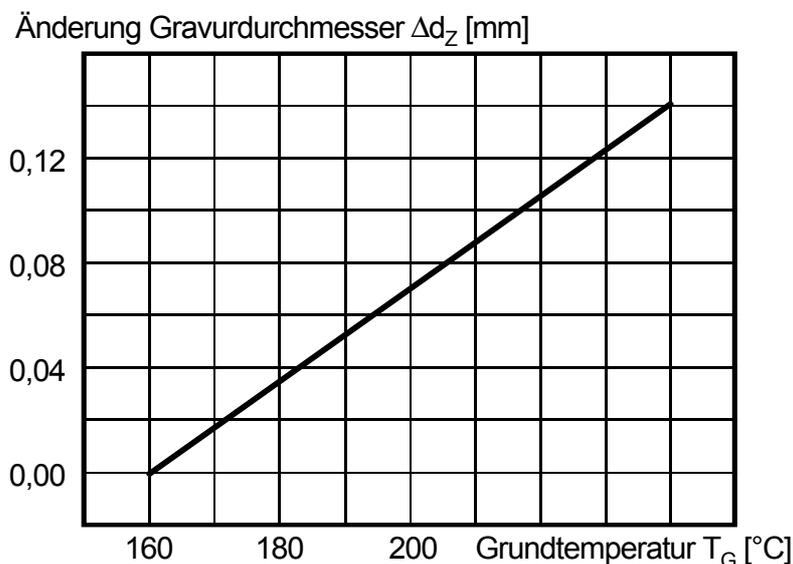


Bild 5-8: Elementar berechneter Zusammenhang zwischen Grundtemperatur und Gravurgeometrie

- Ziel- und Einflußgrößen

Zielgröße einer Anlaufoptimierung ist für das Umformwerkzeug die Grundtemperatur, die den stationären Dehnungszustand und somit die Abmessungen der Gravur im ungestörten Prozeßablauf repräsentiert. Die Anlaufoptimierung muß in der Lage sein, die Grundtemperatur aus jedem Prozeßzustand heraus durch flexible Beeinflussung

schnellstmöglich auf ihren Sollwert zu führen. Zielgröße ist demnach weiterhin der maximal erzielbare Gradient der Temperaturbeeinflussung. Als Sollwert der Grundtemperatur wird hier diejenige Temperatur zugrundegelegt, die sich im untersuchten automatisierten Schmiedeprozess einstellt. Die zulässige Schwankungsbreite der Grundtemperatur wird dann aus dem in Bild 5-8 dargestellten Zusammenhang abgeleitet.

Die Werkzeug-Grundtemperatur ist von den in Tabelle 5-2 zusammengestellten Einflußgrößen abhängig.

Tabelle 5-2: Beispielhafte Einflußgrößen der Grundtemperatur T_G

Einflußgröße		beeinflusst Grundtemperatur infolge....
1	Rohteiltemperatur	<ul style="list-style-type: none"> • Kontakttemperatur • Höhe des übertragenen Wärmestroms • Druckabhängigkeit des Wärmeübergangs: Kontaktdruck wird von temperaturabhängiger Fließspannung beeinflusst
2	Rohteilmasse	<ul style="list-style-type: none"> • Druckberührzeit und Kontaktdruck infolge Maschinen- und Werkzeugauffederung
3	Umformgeschwindigkeit	<ul style="list-style-type: none"> • im Rohteil umgesetzte innere Reibung • Dauer des Wärmeübergangs
4	Umformgrad	<ul style="list-style-type: none"> • innere Reibung im Rohteil
5	Oberfläche Rohteil / Gravur	<ul style="list-style-type: none"> • Wärmeübertragungskoeffizient
6	Taktzeit	<ul style="list-style-type: none"> • Zeitabfolge der zu-/abgeführten Wärmemengen
7	Prozeßnebenzeiten (z.B. Handlingszeiten)	<ul style="list-style-type: none"> • Wärmeverluste
8	Kühlschmierung	<ul style="list-style-type: none"> • Konvektionsabhängigkeit von zu- und abführbaren Wärmemengen

Die Einflußgrößen Rohteiltemperatur und Rohteilmasse (1, 2) sind durch den Prozeß vorgegeben. Zudem ist eine flexible Beeinflussung der Grundtemperatur durch eine angepaßte Temperaturführung der Rohteile aufgrund des Funktionsbetriebs industrieller Durchstoßerwärmungsaggregate nicht möglich, da sich z.B. Spannungsänderungen an Induktionsanlagen immer auf die gesamte Rohteilsäule auswirken. Die Umformgeschwindigkeit (3) ist in erster Linie maschinenseitig durch den Stößelantrieb vorgegeben. Umformgeschwindigkeit und Umformgrad (4) sind im Werkstoffvolumen vom geometriebedingten Stofffluß während der Formfüllung abhängig. Verunreinigte Oberflächen von Werkzeug und Rohteil (5), z.B. durch Zunderbildung oder Schmierstoffrückstände, sind generell zu vermeiden und nicht als gezielt veränderbare Einflußgröße der Grundtemperatur zu verstehen. Die Taktzeit sowie die Prozeßnebenzeiten (6, 7) sind prozeßseitig vorgegeben und infolge der starren zeitlichen Kopplung mit der Induktionserwärmung nicht veränderbar.

Als flexibel veränderliche Einflußgröße der Grundtemperatur ist der Kühlschmiervorgang zu nennen.

Dieser hat zwei wesentliche Funktionen:

- tribologische Funktion: Reduzierung des Werkzeugverschleißes durch Schaffung eines trennenden, nicht zerreibbaren Schmierfilms und Unterstützung der Formfüllung
- thermische Funktion: Kühlung der erhitzten Werkzeugoberfläche durch Verdampfung des zerstäubten Schmierstoffträgermediums. Hierzu wird i.d.R. Wasser eingesetzt, welches durch feine Zerstäubung eine maximale Oberfläche besitzt und infolge von Verdampfung dem Werkzeug Wärme entzieht.

Während des Kühlschmiervorgangs wird dem Werkzeug Wärme infolge Konvektion entzogen. Der dem Werkzeug hierbei entziehbare Wärmestrom berechnet sich allgemein nach der Beziehung [81]:

$$\dot{Q} = \alpha_K A (T_1 - T_2) \quad (5.5)$$

wobei A die Fläche des Wärmeaustauschs, T1 die Werkzeugtemperatur sowie T2 die Temperatur des Fluids ist.

Es wird zwischen *Erzwungener Konvektion* sowie *Erwärmung / Verdampfung* unterschieden.

Erzwungene Konvektion liegt bei Zwangsströmungen aufgrund der Wirkung äußerer Kräfte vor (hier: Düsenströmung der Kühlschmierung). Die Höhe des Wärmestroms, der dem Werkzeug entzogen werden kann, ist vom Wärmeübergangskoeffizienten α_K abhängig. Dieser steht mit der dimensionslosen, den konvektiven Wärmeübergang charakterisierenden Nußelt-Zahl Nu nach

$$\alpha_K = (Nu \cdot \lambda) / l \quad (5.6)$$

im Verhältnis [81].

Da die Nußelt-Zahl eine Funktion der Reynoldszahl Re ist, ist der Wärmeübergangskoeffizient vom Strömungszustand des Fluids und somit von den Parametern des Kühlschmiervorgangs Schmierstoffmenge m sowie Sprühdruk p abhängig [81]:

$$\alpha_K = \frac{\lambda \cdot 0,037 \cdot \left(\frac{p \cdot l}{v \cdot m}\right)^{0,8} \cdot Pr}{1 + 2,443 \cdot \left(\frac{p \cdot l}{v \cdot m}\right)^{-0,1} \cdot (Pr^{2/3} - 1)} \cdot \frac{1}{l} \quad (5.7)$$

Bei konvektivem Wärmeübergang infolge Erwärmung und Verdampfung ist aus der Härtetechnik bekannt, daß die Wärmeübertragung beim Kühlen von Metallen mittels verdampfender Flüssigkeiten bzw. bei Spritzwasserbeaufschlagung bedeutsamen Einfluß auf den Wärmestrom \dot{Q} ausübt, z.B. [82, 83, 84]. Die dem Werkzeug während

Erwärmung und Verdampfung entziehbare Wärmemenge setzt sich additiv aus beiden Anteil zusammen [82, 83, 84]:

$$\dot{Q}_{GES} = \dot{Q}_{ERW} + \dot{Q}_{VERD} \quad (5.8),$$

wobei:

$$\dot{Q}_{ERW} = m \cdot c \cdot \Delta T \quad (5.9)$$

$$\dot{Q}_{VERD} = r \cdot m \quad (5.10)$$

Die abführbaren Wärmemengen sind in beiden Fällen von der Masse des Kühlschmierstoffs abhängig.

Fazit

Aus den dargestellten Mechanismen des konvektiven Wärmeübergangs folgt, daß durch Beeinflussung des Kühlschmiervorgangs eine flexible Beeinflussung der Werkzeug-Grundtemperatur zu erwarten ist.

- Meß- und Versuchsaufbau

Der für die Versuchsdurchführung installierte Meßaufbau ist in Bild 5-9 dargestellt. Für die Quantifizierung des Anlaufpotentials können die Temperatursignale des Werkzeugs sowie die Parameter des Kühlschmiervorgangs erfaßt werden. Hinsichtlich der später erfolgenden Erschließung des Anlaufpotentials können die Parameter des Kühlschmiervorgangs vom Prozeßrechner vorgegeben werden.

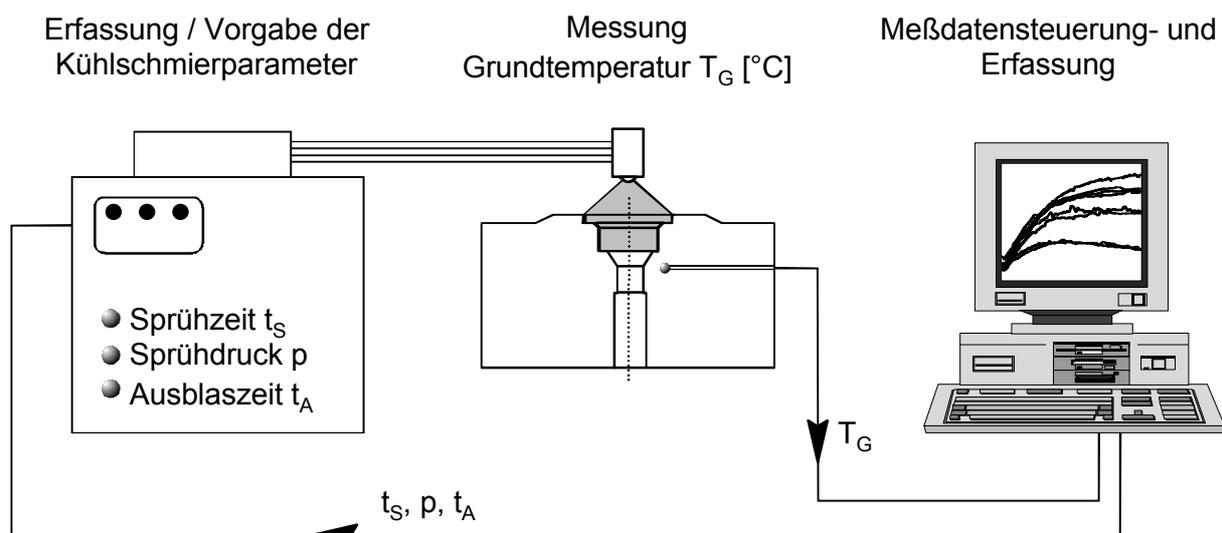


Bild 5-9: Versuchsaufbau zur Datenerfassung und Signalvorgabe für das Umformwerkzeug

5.3.3 Kühlschmieraggregat

- Funktionsprinzip

Der Kühlschmiervorgang erfolgt nach der Entnahme des Schmiedeteils (s. Bilder 5-6, 5-7). Er besteht aus den Teilvorgängen

- (a) Ausblasen der Gravur mit Druckluft, sowie in unmittelbarem Anschluß
- (b) Aufbringen des Graphit-Wasser-Gemisches.

Kern des Kühlschmieraggregats ist dabei der Sprühkopf, in dem ein Luft- und ein Kühlschmierkreislauf zusammengeführt werden (Bild 5-10). Die Druckluft wird dem Hallennetz entnommen. Der Druck im Kühlschmierkreislauf wird durch eine separate Pumpe aufgebracht. In beiden Kreisläufen wird Druck gegen die Ventile V1, V2 aufgebracht, die zur Aktivierung der Teilvorgänge (a) und (b) zeitversetzt geschaltet werden.

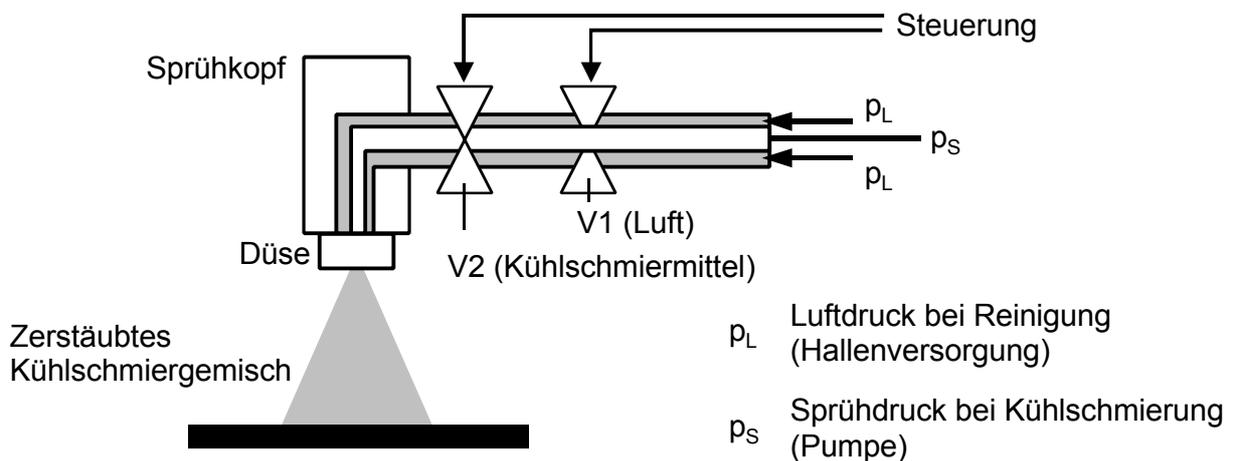


Bild 5-10: Funktionsprinzip des Kühlschmieraggregats

Nach Freischalten des Luftdruckventils (V1) und erfolgter Teilaktion (a) wird das Kühlschmierventil V2 bei weiterhin geöffnetem Ventil V1 geöffnet. Hierdurch kommt es zur Zerstäubung des Kühlschmierstoffes in der Düse.

Das Ausblasen mit Druckluft dient dem Entfernen von Zunderresten, die während des Schmiedebetriebs in die Gravur gelangen können. Ein Entfernen des Zunders ist technologisch erforderlich, da Zunder sehr hart ist und während der Formfüllung Abrasivverschleiß an der Gravur verursachen kann. Darüberhinaus kann er zu Kerb- und Riefenbildung führen, die sich sowohl im Schmiedeteil abbildet als auch die Werkzeugoberfläche beschädigt.

Flexibel beeinflussbare Parameter des Kühlschmiervorgangs sind

- Ausblasdauer t_A
- Sprühdruk p_S
- Sprühdauer t_S

- Ziel- und Einflußgrößen

Während der Teilvorgänge „Ausblasen“ (a) und „Kühlschmieren“ (b) wird dem Werkzeug Wärme entzogen. Damit beeinflusst der Kühlschmiervorgang die Werkzeuggrundtemperatur. Da diese zur Erzielung reproduzierbarer Maß- und Formtoleranzen der Schmiedeteile konstant sein muß, leitet sich als Zielgröße des Kühlschmiervorgangs die Konstanz der Kühlschmiermenge m ab. Diese wird maschinenseitig durch die oben genannten Einflußgrößen Ausblasdauer t_A , Sprühdruck p und Sprühdauer t_S eingestellt.

Der Meß- und Versuchsaufbau ist in Bild 5-9 bereits dargestellt.

5.3.4 Umformpresse

- Funktionsprinzip

Während die Funktionsprinzipien der Induktionserwärmung z.B. auf komplexen physikalischen Zusammenhängen beruhen, ist das Funktionsprinzip der untersuchten Kurbelpresse durch mechanische Abläufe vorgegeben. Es handelt sich hierbei um eine weggebundene Presse, deren Stößelweg-Zeitverlauf einer Sinuskurve entspricht und durch die Pleuellängen und den Kurbelradius des Antriebs starr vorgegeben ist. Die Grundlagen des Maschinenantriebs und der Funktionsweise sind in der Literatur umfassend beschrieben, auf welche an dieser Stelle verwiesen wird, z.B. [79].

- Ziel- und Einflußgrößen

Die Umformpresse bildet zusammen mit dem Umformwerkzeug eine starre mechanische Einheit, weshalb die Zielgrößen der Presse nicht losgelöst von den Zielgrößen des Werkzeugs betrachtet werden können.

Da die Schmiedepresse das Oberwerkzeug vertikal gegen das auf dem Maschinentisch montierte Unterwerkzeug verfährt, gibt sie die Schließlage der Werkzeuge in UT vor. Da hierdurch direkt das Qualitätsmerkmal Flanschdicke h_F beeinflusst wird, ist die wesentliche Zielgröße der Umformpresse die Konstanthaltung von qualitätstolerierten Bauteilmaßen in Richtung der Stößelbewegung, d.h. der Sicherstellung einer konstanten Werkzeug-Schließlage.

Die bereits in Tabelle 5-2 genannten Einflußgrößen der Grundtemperatur des Umformwerkzeugs beeinflussen auch die Schließlage der Umformpresse. So führen z.B. veränderliche Rohteilmassen- und -temperaturen zu veränderlichen elastischen Auffederungen des Systems Maschine \diamond Werkzeug, wodurch z.B. die Schließlage der Werkzeughälften in UT und somit das Qualitätsmerkmal Flanschdicke h_F beeinflusst wird.

- Meß- und Versuchsaufbau

Zur Überwachung des Umformvorgangs sowie der Umformpresse selbst erfolgt die Erfassung der Umformkraft, des Stößelwegs sowie der Temperaturen an diversen Stellen der Presse (Bild 5-11).

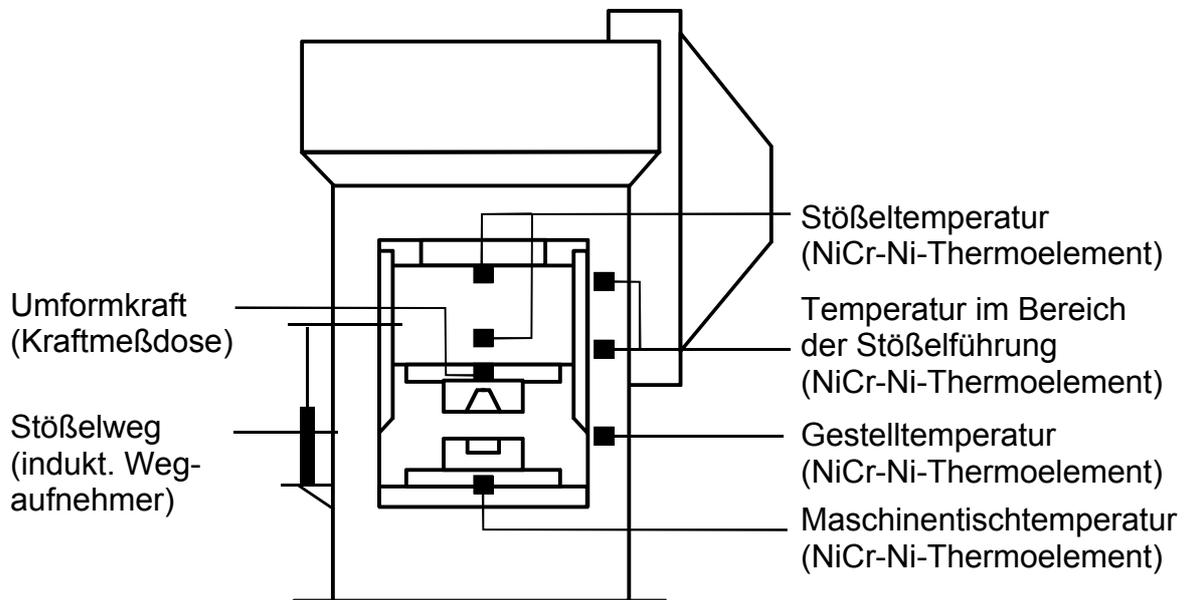


Bild 5-11: Installierte Sensorik in der Umformpresse

5.4 Nachweis der Prozeßfähigkeit

Das Kriterium der Prozeßfähigkeit ist für die hier untersuchte Schmiedeanlage erfüllt. Zur Verdeutlichung der in Abschnitt 4 „Vorgehensweise“ zugrundegelegten Methodik zur Reduzierung instationärer Betriebszustände beim Gesenkschmieden wird die Prozeßfähigkeit an dieser Stelle jedoch beispielhaft für die Induktionserwärmung nachgewiesen.

Zielgröße Rohteiltemperatur

Mit dem in Bild 5-4 dargestellten Meßaufbau werden im stationären Betrieb des in den Abschnitten 6-9 umfassend untersuchten Schmiedeprozesses 3 Stichproben (Stichprobenumfang = 15) aufgezeichnet (Bild 5-12). Dargestellt sind die beim Ofenaustritt vom Pyrometer erfaßten Rohteiltemperaturen sowie deren Toleranzbereich, der mit $\Delta T = 70 \text{ }^\circ\text{C}$ die zugrundegelegte Schwankungsbreite des Zylinderdurchmessers gemäß der linearen Wärmedehnung $\epsilon_{\text{THERM}} = \alpha \Delta T$ abdeckt und im Abschnitt 6 „Quantifizierung des Anlaufpotentials“ hergeleitet wird. Der Temperatursollwert beträgt $T = 1150 \text{ }^\circ\text{C}$, die Meßunsicherheit des Pyrometers 1% vom Meßbereichsendwert (=1500 °C), d.h. $\pm 15 \text{ }^\circ\text{C}$.

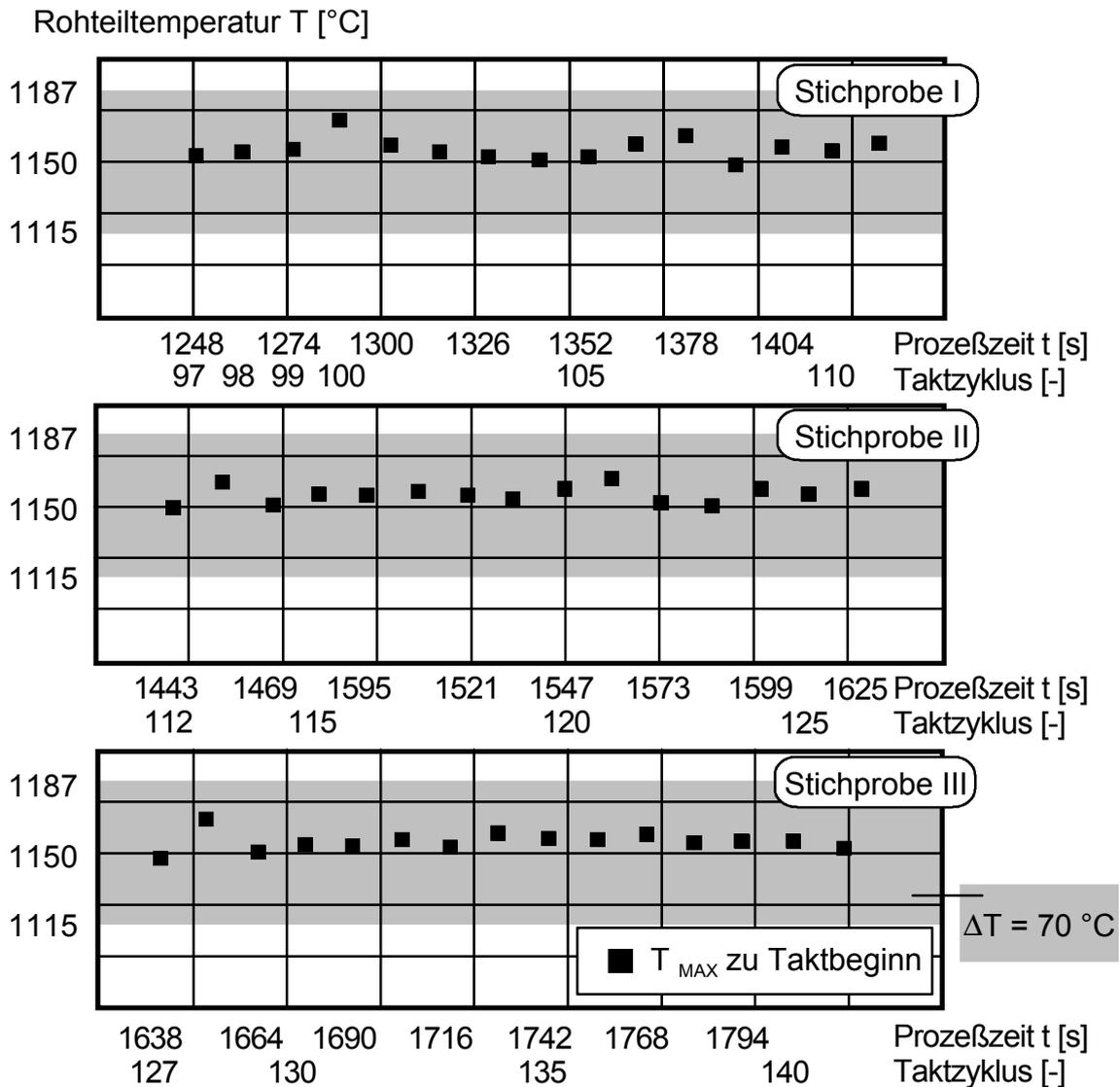


Bild 5-12: Stichprobenmessung von Rohteiltemperaturen zur Bestimmung der Prozeßfähigkeit der Induktionserwärmung

In Tabelle 5-3 sind die berechneten Werte für Niveau- und Streuungsindex zusammengefaßt.

Tabelle 5-3: Auswertung der Stichprobenversuche zur Rohteiltemperatur

Stichprobe	Mittelwert \bar{x} der Stichprobe [°C]	Standardabweichung der Stichprobe s [°C]	Streuungsindex c_p	Niveauindex c_{pk}
1	1157,2	9,3	0,97	<1,33
2	1157,1	4,6	1,35	<1,33
3	1157,9	3,6	2,4	1,8

Mit Ausnahme der ersten Stichprobe sind die Werte zwar >1, die Streuungen weisen jedoch auf eine zunderbedingte Beeinflussung der Pyrometersignale hin. Daher wird im folgenden ergänzend das elektrische Umrichtersignal Wirkleistung ausgewertet.

Zielgröße Wirkleistung

In Bild 5-13 sind die zeitgleich erfaßten Wirkleistungssignale dargestellt.

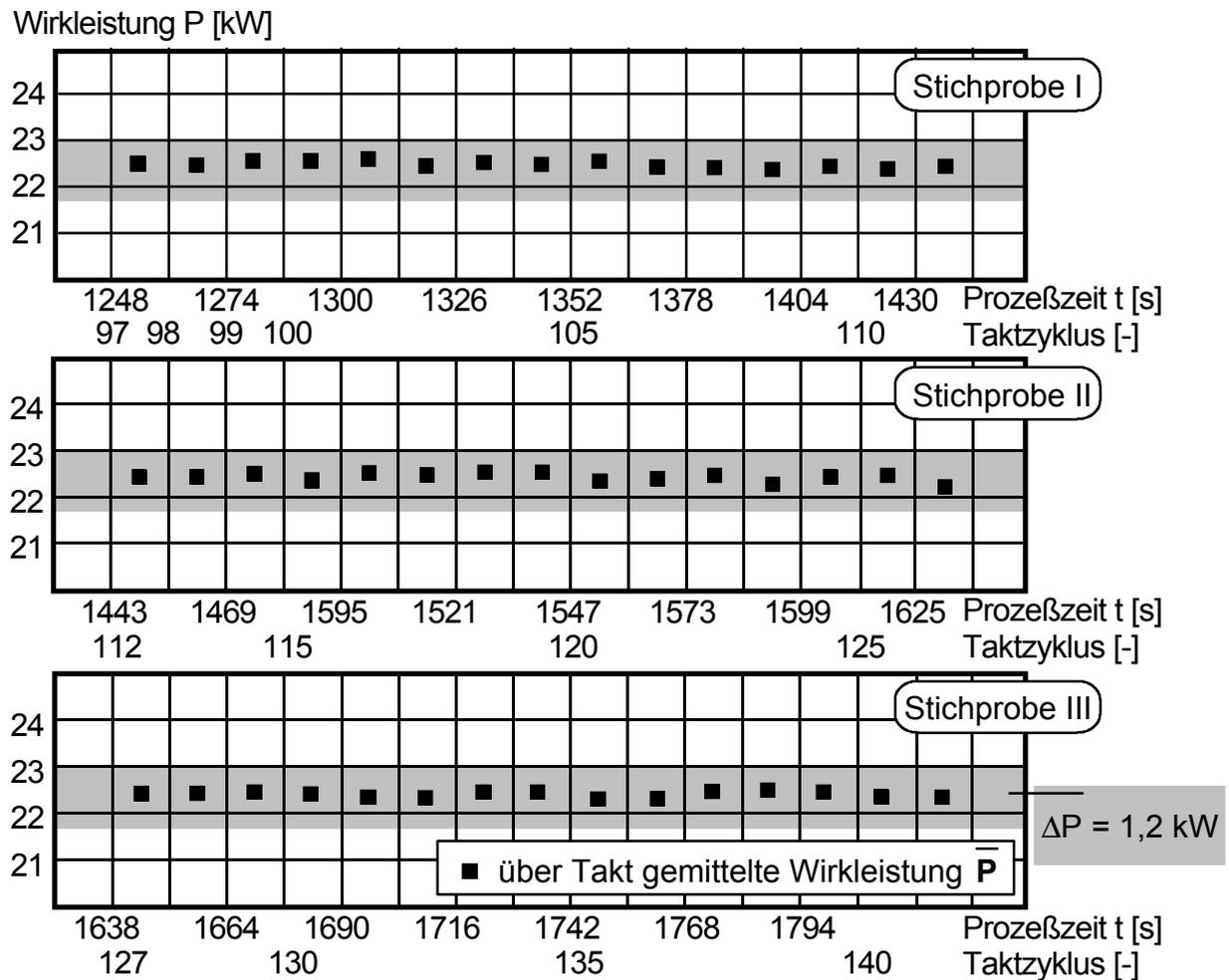


Bild 5-13: Stichprobenmessung der Wirkleistung zur Bestimmung der Prozeßfähigkeit der Induktionserwärmung

In Tabelle 5-4 sind die Ergebnisse der Stichprobenauswertung zusammengefaßt.

Tabelle 5-4: Auswertung der Stichprobenversuche zur Wirkleistung

Stich- probe	Mittelwert \bar{x} der Stich- probe [kW]	Standard- abweichung der Stichprobe s [kW]	Streuungsindex c_p	Niveauindex c_{pk}
1	22,38	0,085	2,35	1,96
2	22,41	0,095	2,1	1,68
3	22,41	0,092	2,35	1,81

Die in Tabelle 5-4 berechneten Werte sind deutlich größer als die festgelegten Grenzwerte ($c_{p, \min} = 1$). Das Kriterium der Prozeßfähigkeit ist hinreichend erfüllt.

6 Quantifizierung des Anlaufpotentials

Als Ausgangspunkt der experimentellen Untersuchungen wird als Bestandsaufnahme das Anlaufpotential, geordnet nach Systemkomponenten, für den untersuchten Schmiedeprozess quantifiziert.

6.1 Induktionserwärmung

Zielgröße der Induktionserwärmung ist die Rohteiltemperatur, hier: $T = 1150\text{ °C} = \text{const.}$ Da das größte Anlaufpotential bei der maximalen Differenz zum stationären Betrieb zu erwarten ist, wird die Anlage aus dem kalten Zustand mit konstanten Einstellungen in Betrieb genommen.

Dabei ergibt sich die in Bild 6-1 dargestellte Entwicklung der Rohteiltemperaturen.

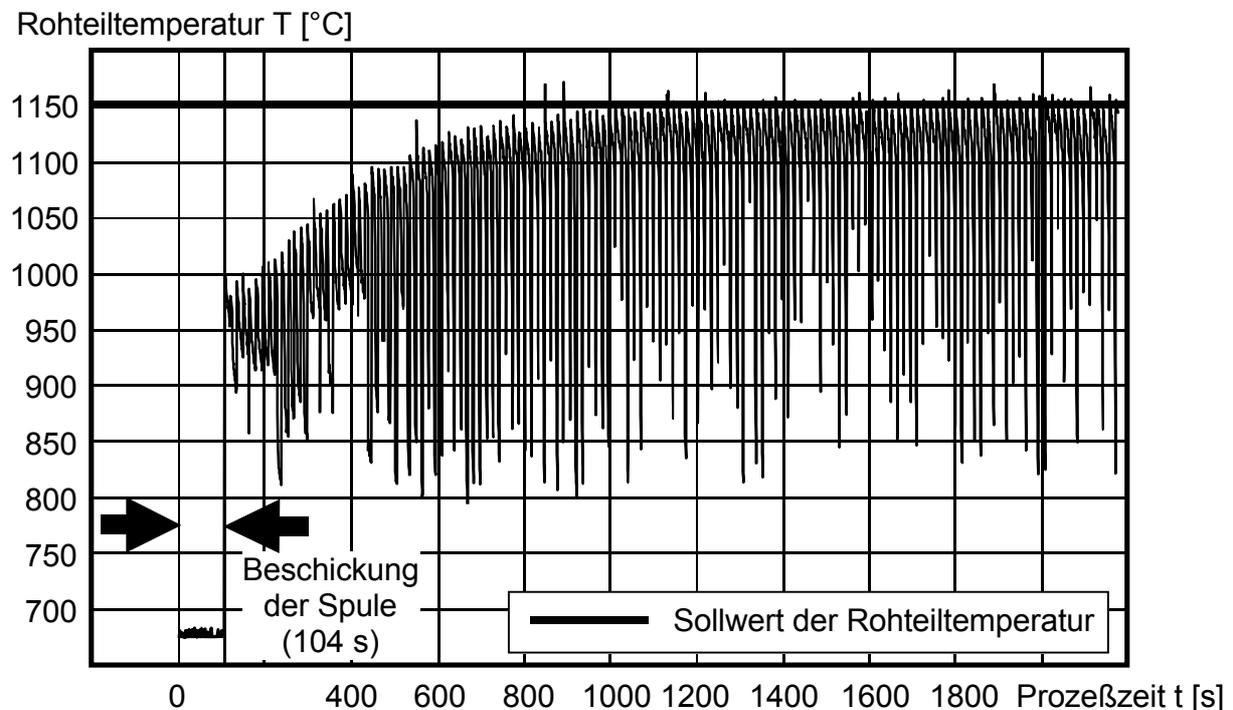


Bild 6-1: Rohteiltemperaturen beim Anfahren der Induktionserwärmung aus dem kalten Zustand

Da die Anlage mit leerer Spule angefahren wird, werden während der ersten 8 Prozeßtakte ($8 \cdot t_T = 104\text{ s} = 1.7\text{ min}$) vom Pyrometer noch keine Temperaturen erfaßt. Die in Bild 6-1 dargestellte Temperatur $T = 650\text{ °C}$ entspricht der unteren Meßwert-erfassungsgrenze des Pyrometers.

Die Erfassung der instationären Anlaufphase beginnt demnach mit dem 9. Prozeßtakt nach 104 s Prozeßzeit, bei dem die erste Rohteiltemperatur gemessen wird. Der starke Abfall der Temperatursignale innerhalb der Prozeßtakte ist auf fortschreitende Zunderbildung am Meßort der Temperatur, d.h. auf der Scherfläche des Knüppels, zurück-

zuführen und ist in Bild 6-2 im Detailausschnitt dargestellt. Im letzten Prozeßtakt vor dem Ofenaustritt erreichen die Rohteile ihre maximale Temperatur und die längste Verweilzeit im Ofen ($t = 8 \cdot 13 \text{ s}$). Da Zunderbildung zeit- und temperaturabhängig ist, setzt im letzten Prozeßtakt intensive Zunderbildung ein. Die dunkelgrau erscheinende Zunderhaut verändert das Abstrahlungsverhalten der Stahloberfläche, was sich in einer deutlichen Zunahme des Emissionsgrads von $\varepsilon = 0,3$ (zunderfreie Stahloberfläche) auf $\varepsilon = 0,8$ (verzunderte Stahloberfläche) widerspiegelt [85].

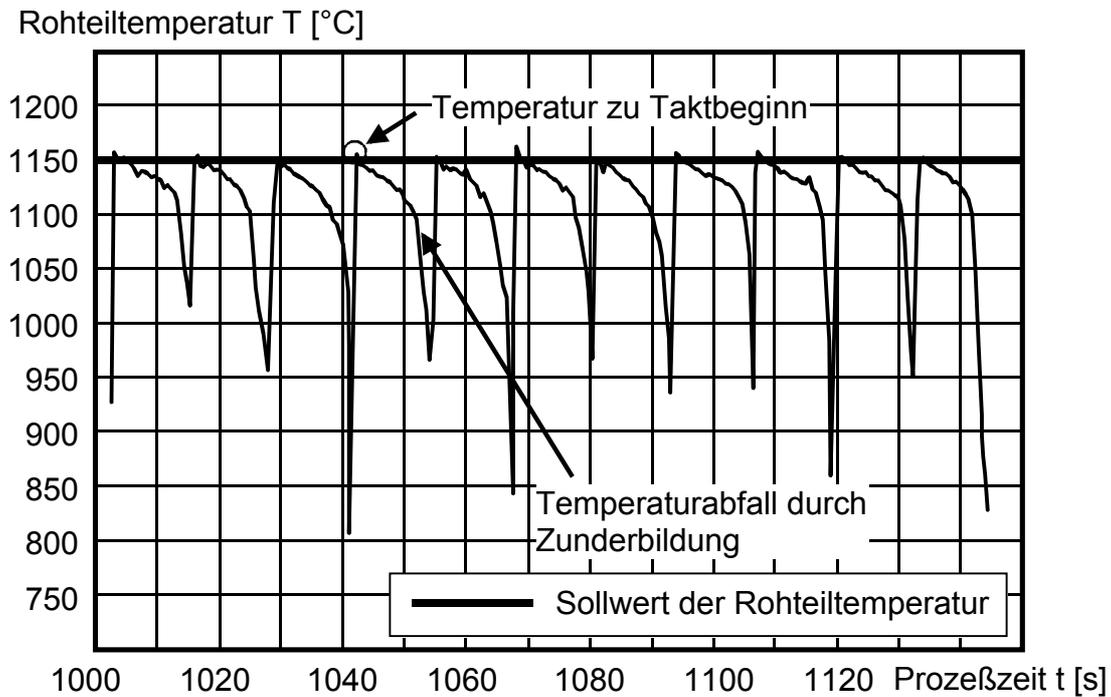


Bild 6-2: Zunderbedingte Abnahme des Temperatursignals über dem Prozeßtakt

Die in Pyrometern eingesetzten Strahlungsempfänger detektieren die vom Meßobjekt emittierte elektromagnetische Strahlung in einem definierten Wellenlängenbereich. Ist das Abstrahlungsverhalten des Meßobjekts bekannt, wird dessen Temperatur aus dem Zusammenhang zwischen der emittierten Strahlung und der detektierten Wellenlänge ermittelt. Da der Emissionsgrad wellenlängenabhängig ist (Bild 6-3), industriell eingesetzte Pyrometer jedoch mit einem manuell einzustellenden Emissionsgrad arbeiten und die verzunderte Oberfläche gegenüber der zunderfreien Oberfläche in einem veränderten Wellenlängenbereich emittiert, interpretiert das Pyrometer die detektierte Strahlung des Rohteils fehl und drückt dies in reduzierten Temperaturwerten aus [85].

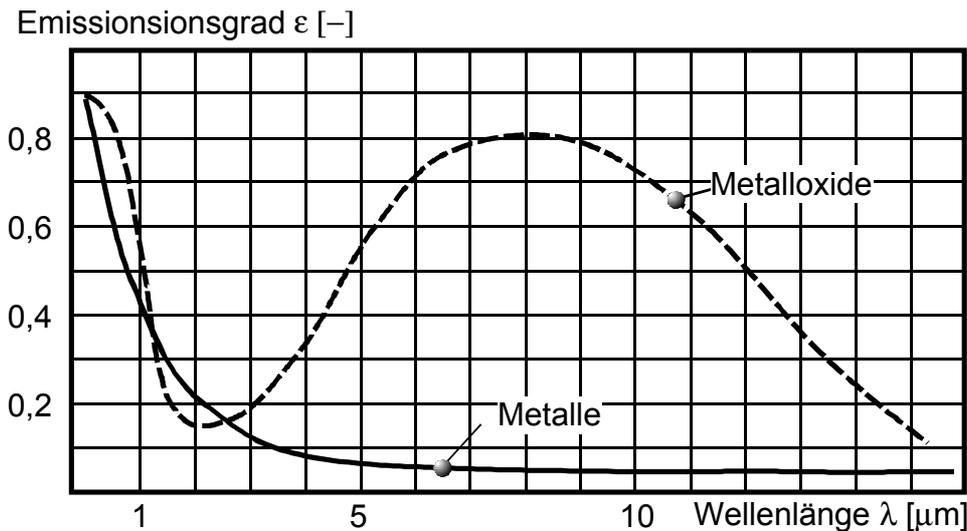


Bild 6-3: Schematisierte Darstellung der Emissionsgrade von Metallen und Metalloxiden in Abhängigkeit der Wellenlänge [86]

Zur Quantifizierung des Anlaufpotentials muß die Schwankungsbreite der Rohteiltemperatur festgelegt werden. Der stationäre Betriebszustand ist erreicht, wenn die Induktionserwärmung die Bedingung der Prozeßfähigkeit erfüllt. Hierfür wird derjenige Prozeßzeitpunkt ermittelt, nach dem 99.73% aller nachfolgenden Rohteiltemperaturen in der zulässigen Schwankungsbreite liegen. Von diesem Zeitpunkt an erfüllt die Anlage das Kriterium der „3σ-Qualität“ (s. Abschnitt 5.4 „Nachweis der Prozeßfähigkeit“). Hierbei ist jedoch die Meßunsicherheit des eingesetzten Pyrometers zu berücksichtigen. Diese beträgt 1% vom Meßbereichsendwert des Pyrometers (1500 °C) [78]. Jedes Temperatursignal wird demzufolge mit einer Unsicherheit von ±15 °C erfaßt.

Die zulässige Schwankungsbreite wurde für den Zylinderradius Δd_Z auf $\Delta d_Z = 46 \mu\text{m}$ festgesetzt. Wird angenommen, das Schmiedeteil schrumpfe bei Solltemperatur ($T = 1150 \text{ °C}$) auf das Zylinder-Sollmaß ($d_Z = 32.5 \text{ mm}$), so dürfen Schrumpfungen, die aus Schwankungen der Rohteiltemperatur resultieren,

- die obere Toleranzgrenze $d_{Z,MAX}$: $32.65 \text{ mm} + 23 \mu\text{m}$ nicht über- bzw.
- die untere Toleranzgrenze $d_{Z,MIN}$: $32.65 \text{ mm} - 23 \mu\text{m}$ nicht unterschreiten.

Basierend auf linearer thermischer Wärmeausdehnung

$$\varepsilon_{\text{THERM}} = \alpha \Delta T$$

wird nach (5.4) das Toleranzband der Erwärmungsendtemperatur zu

- $T_{MAX} = 1150 \text{ °C} + 35 \text{ °C} = 1185 \text{ °C}$ sowie
- $T_{MIN} = 1150 \text{ °C} - 35 \text{ °C} = 1115 \text{ °C}$, d.h. $\Delta T = 70 \text{ °C}$ berechnet.

(mit $\alpha_w = 19 \cdot 10^{-6}$ (1/K) für Rohteilwerkstoff C45, $T = 1150$ °C, [81]). Diese Rohteiltemperatur-Schwankungsbreite ist ein üblicher Wert beim Präzisionsschmieden verzahnter Antriebsbauteile [87].

Aufgrund der Zunderbildung werden im folgenden nur die Spitzentemperaturwerte zu Taktbeginn betrachtet, da nur diese als "wahre Rohteiltemperaturen" interpretiert werden können. Bild 6-4 stellt die Spitzentemperaturen je Takt dar, erweitert um den Bereich der Meßunsicherheit des Pyrometers (± 15 °C). Ebenfalls dargestellt ist die zulässige Schwankungsbreite der Rohteiltemperatur von $\Delta T = \pm 35$ °C. Der Beschickungsvorgang der Spule wird nicht betrachtet.

Die Auswertung ergibt, daß nach ca. $t = 1000$ s Prozeßzeit die für Erfüllung der Maschinenfähigkeit geforderten 99.73% aller darauffolgenden Temperaturmeßwerte im Toleranzbereich liegen.

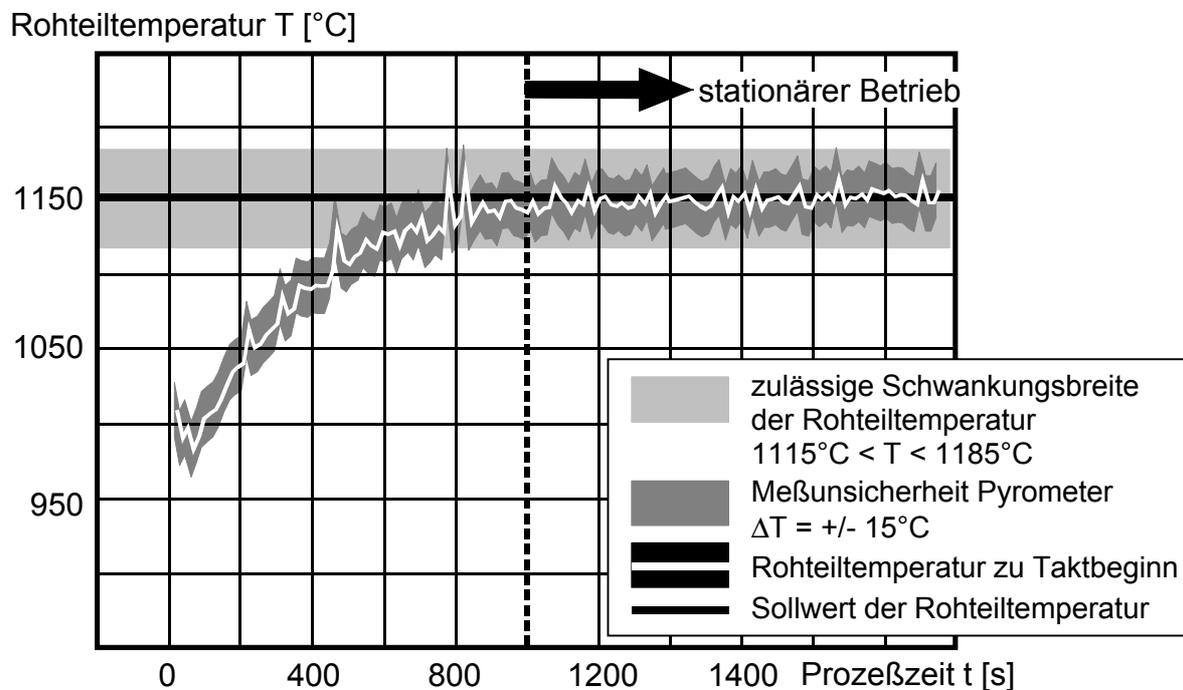


Bild 6-4: Gemessene sowie um die Meßunsicherheit des Pyrometers erweiterte taktbezogene Maximalwerte der Rohteiltemperatur beim Anfahren der Induktionserwärmung aus dem kalten Zustand

Eine Ausschnittsvergrößerung in Bild 6-5 zeigt, daß die Pyrometersignale starken Streuungen unterliegen, obwohl die Induktionserwärmung mit konstanten Einstellungen betrieben wird. Die um die Meßunsicherheit erweiterten Pyrometersignale (Kurven 1 bzw. 2) sind darüberhinaus in mehreren Fällen weniger als 10 °C von den zulässigen Toleranzgrenzen der Rohteiltemperatur entfernt.

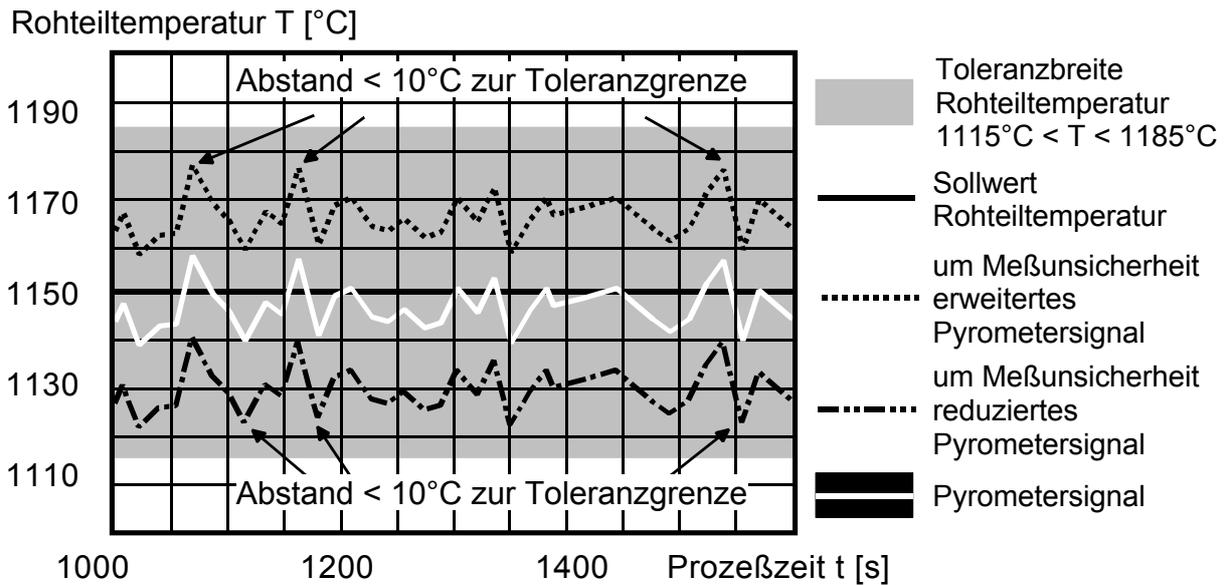


Bild 6-5: Streuung der Pyrometersignale und Annäherung an den Toleranzbereich der Rohteiltemperatur

Aufgrund des infolge Zunderbildung potentiell fehlerbehafteten Pyrometersignals wird, wie bereits im Abschnitt 5.4 „Nachweis der Prozeßfähigkeit“ angeführt, die Umrichter-Wirkleistung analysiert, die frei von den geschilderten Störeinflüssen ist. In **Bild 6-6** ist das Wirkleistungssignal des Umrichters beim Anfahren aus dem kalten Zustand dargestellt. Das Leistungssignal fällt nach dem Beschickungsvorgang kontinuierlich ab und erreicht analog zum Temperatursignal nach ca. $t = 1000$ s Prozeßzeit ein stationäres Niveau.

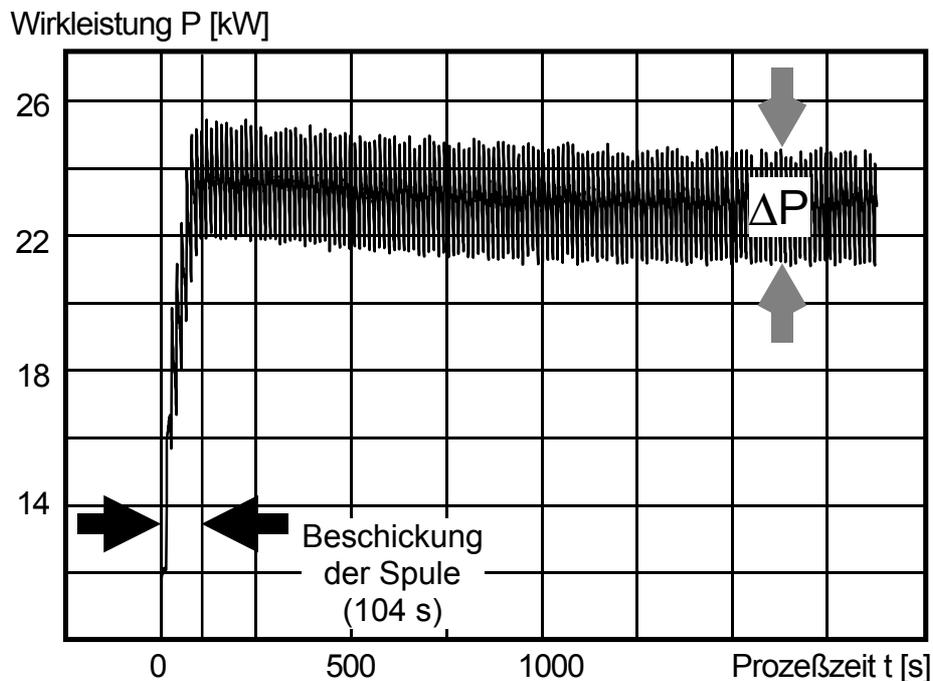


Bild 6-6: Wirkleistungssignal der Induktionserwärmung beim Anfahren aus dem kalten Zustand

Die Signalschwankungen ΔP sind physikalisch bedingt. Da der spezifische Widerstand von Stahl temperaturabhängig ist, wird bei niedrigen Temperaturen und niedrigem spezifischen Widerstand mehr Wirkleistung von der Rohteilsäule aufgenommen als bei hohen Temperaturen [77]. Da zu Beginn eines jeden Taktes ein kaltes Rohteil in den Ofen befördert und ein erwärmtes entnommen wird, erniedrigt sich zu Taktbeginn die Mitteltemperatur und damit der mittlere Widerstand der Rohteilsäule. Diese nimmt demzufolge zu Taktbeginn mehr Wirkleistung auf (Bild 6-7).

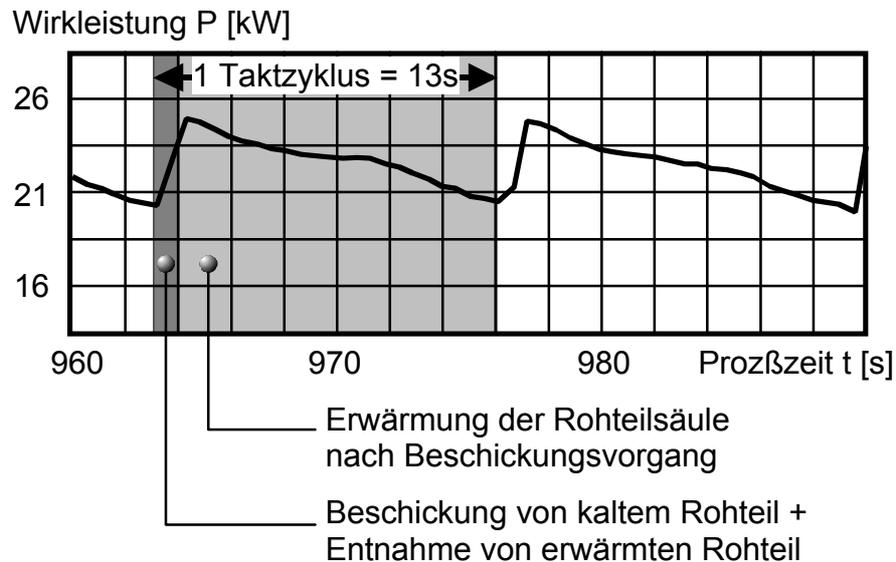


Bild 6-7: Ausschnittsvergrößerung des Verlaufs der Wirkleistung

Zur Überwachung und Beurteilung des Betriebszustands ist der taktbezogene Wirkleistung-Mittelwert \bar{P} zu bilden (s. Abschnitt 5.4 „Nachweis der Prozeßfähigkeit“). Während der Sollwert des taktbezogenen Wirkleistungs-Mittelwerts bereits während des stationären Zustands ab Prozeßzeit $t = 1000$ s zu $\bar{P} = 22.4$ kW gemessen wurde, werden obere und untere Toleranzgrenze aus Temperatur-Kalibrierversuchen bestimmt. Dabei wird der maximale und minimale Wirkleistungs-Mittelwert bestimmt, der zu Rohteiltemperaturen auf der oberen ($T_{MAX} = 1185$ °C) und unteren Toleranzgrenze ($T_{MIN} = 1115$ °C) führt. Die Rohteiltemperatur wird hierbei taktlich gemessen, um strahlungspyrometrische Meßunsicherheiten auszuschließen.

Die Toleranzgrenzen von \bar{P} ergeben sich zu:

$$\begin{aligned}\bar{P}_{MIN} &= 21.8 \text{ kW} \\ \bar{P}_{MAX} &= 23.0 \text{ kW}\end{aligned}$$

Das Umrichtersignal wird mit einer Meßunsicherheit von 0.35 kW erfaßt. In **Bild 6-8** ist der Verlauf des taktbezogenen Wirkleistungs-Mittelwerts beim Anfahren der Induktionserwärmung aus dem kalten Zustand dargestellt. Unter Zugrundelegung der Meßunsicherheit bei der Wirkleistungserfassung ist der stationäre Betriebszustand der Induktionserwärmung nach $t = 1000$ s (16 min) Prozeßzeit erreicht.

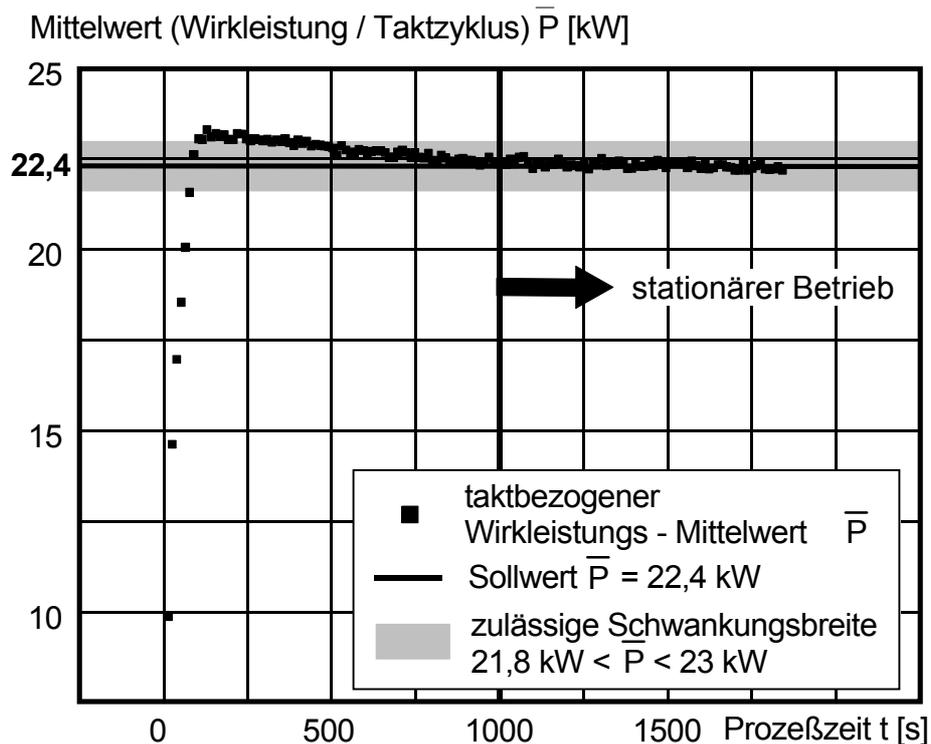


Bild 6-8: Verlauf der taktbezogenen Wirkleistungs-Mittelwerte beim Anfahren der Induktionserwärmungsanlage aus dem kalten Zustand

Fazit

Die Induktionserwärmung besitzt ein ausgeprägtes instationäres Anlaufverhalten. Der zugrundegelegte Toleranzbereich für die Erwärmungsendtemperatur und Wirkleistung wird erst nach einer Prozeßzeit von $t = 1000$ s (16 min) zuverlässig erreicht. Basierend auf der Taktzeit von $t_T = 13$ s beträgt das Anlaufpotential der Systemkomponente Induktionserwärmung demnach 77 Taktzyklen. Aufgrund der Temperaturabhängigkeit des Schrumpfungsbetrags der Schmiedeteile können in dieser Betriebsphase keine Schmiedeteile gefertigt werden, die den zugrundegelegten Toleranzen genügen.

6.2 Umformwerkzeug

Zielgröße des Umformwerkzeugs ist eine konstante Grundtemperatur. Diese stellt sich im ungestörten Schmiedeprozess als Energiegleichgewicht zwischen zu- und abgeführter Wärme ein und korreliert mit den statischen Abmessungen der abbildenden Gravur. Die Einflußgrößen sind in Abschnitt 5.3.2 aufgeführt. Um den werkzeugbedingten Einfluß auf den instationären Anlauf zu quantifizieren, werden die Versuche mit konstanten Rohteiltemperaturen durchgeführt. Hierdurch werden Störeinflüsse, wie z.B. veränderliche Schrumpfungsbeträge aufgrund schwankender Rohteiltemperaturen, ausgeschlossen.

Um einer Rißentstehung aufgrund der thermischen Belastung der Werkzeuge entgegenzuwirken, werden Schmiedewerkzeuge in der industriellen Praxis meist

vorgewärmt. Da die Werkzeuge teilweise erhebliche Gewichte aufweisen, ist das Handling und Spannen von im Ofen erwärmten Werkzeugen meist problematisch. Daher wird oft z.B. mit Gasring- oder Acetylenbrennern vor Fertigungsbeginn vorgewärmt oder erhitzte Rohteile in das Gesenk gelegt. Bei allen Vorwärmstrategien weicht die hierbei realisierbare Vorwärmtemperatur immer mehr oder weniger stark von der Gleichgewichtstemperatur während des Schmiedeprozesses ab. Erfahrungswerte zeigen, daß aus Zeitgründen i.d.R. nicht ausreichend vorgewärmt wird, d.h. die Produktion meist mit einem stark vom stationären Temperaturprofil abweichenden Startzustand der Werkzeuge begonnen wird.

Um diese Verhältnisse im Versuch nachzubilden, wird das Werkzeug mittels Acetyलगasbrenner auf eine Vorwärmtemperatur von $T = 160\text{ °C}$ erhitzt. Bild 6-9 zeigt den Verlauf der Grundtemperatur für den untersuchten Prozeßablauf.

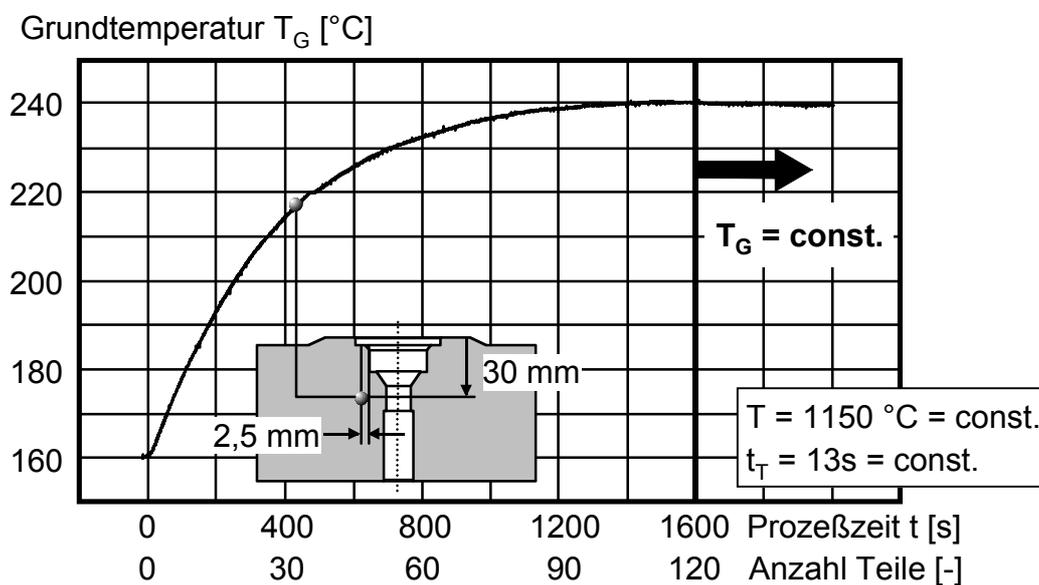


Bild 6-9: Verlauf der Grundtemperatur im Anlaufzustand nach Schmiedebeginn

Eine stationäre Grundtemperatur stellt sich nach knapp 120 Taktzyklen bzw. nach knapp 30 min. Prozeßzeit auf den Wert von ca. $T_G = 240\text{ °C}$ ein.

Zur Erzielung eines optimalen Standzeitverhaltens von Schmiedewerkzeugen sind geringere Grundtemperaturen anzustreben. So wurde in [88] nachgewiesen, daß der Werkzeugverschleiß durch Reduktion der Grundtemperatur von 220 °C auf unter 100 °C drastisch reduziert werden kann. Da die vorliegende Arbeit eine andere Zielsetzung verfolgt, wird der hier gemessene Wert als Referenzwert zur Anlaufoptimierung des Schmiedeprozesses übernommen.

Zur Quantifizierung des Anlaufpotentials des Werkzeugs muß geklärt werden, ab welcher Grundtemperatur Gutteile gefertigt werden. Wie in Bild 5-8 dargestellt, verursacht ein Anstieg der Grundtemperatur radiale Abmessungsänderungen der Gravur. Gemäß der thermischen Volumendehnung ändern sich die Gesenkmessungen jedoch auch in axialer Richtung. Da hierdurch das Maschinenverhalten,

z.B. infolge veränderlicher Schließlage, beeinflusst werden kann, ist im weiteren zunächst das Anlaufverhalten der Umformpresse zu untersuchen.

6.3 Umformpresse

Aufgrund der starren Kopplung von Werkzeug und Umformpresse ist das Anlaufverhalten beider Systemkomponenten überlagert. Die starre Verbindung des Werkzeugs mit der Presse sowie die starke Temperaturabhängigkeit des werkzeug- und ofenseitigen Anlaufverhaltens legt nahe, daß sich bei der Umformpresse ebenfalls temperaturbedingte Anlaufeffekte ausbilden. Daher wird im folgenden untersucht, worin sich das Anlaufverhalten der Umformpresse äußert und in welcher Weise die Schmiedeteilqualität hiervon beeinflusst wird.

Zur Analyse des Anlaufverhaltens werden ca. 1400 Schmiedeteile gefertigt. In Bild 6-10 sind beispielhaft die gemessenen Verläufe von Umformkraft und Temperatursignalen gegenübergestellt.

Aufgrund der Vorwärmung des Werkzeugs ist die Stößeltemperatur zu Versuchsbeginn gegenüber den Meßstellen 2 und 3 geringfügig erhöht. Kennzeichnend ist, daß sich selbst nach 1400 Taktzyklen keine stationären Signalverläufe einstellen. Dies weist darauf hin, daß es sich nicht um einen Anlaufzustand handelt.

Umformkraft

Das Kraftsignal ist großen Schwankungen unterworfen, was sowohl auf Schwankungen der Rohteiltemperatur sowie der Rohteilmasse zurückzuführen ist. Die Bildung der stichprobenbezogenen arithmetischen Mittelwerte erlaubt jedoch eine Tendenzbeurteilung.

Es ist erkennbar, daß die stichprobenbezogenen Kraft-Mittelwerte während der ersten ca. 200 Taktzyklen annähernd konstant verlaufen und dann mit zunehmender Teilezahl stetig abfallen. Dabei hat sich der Kraft-Mittelwert nach 1000 Schmiedezyklen von ursprünglich $F_0 = 600$ kN auf ca. $F_1 = 500$ kN reduziert.

Temperatur

An allen Meßstellen ist ein kontinuierlicher Anstieg der Temperatur zu verzeichnen. Dieser setzt jedoch erst nach einer Prozeßzeit von $t = 1400$ s (23 min) ein, d.h. zu einem Zeitpunkt, bei dem die Induktionserwärmung und das Umformwerkzeug bereits den konstanten Betriebszustand erreicht haben (vgl. Bild 6-1 und Bild 6-9).

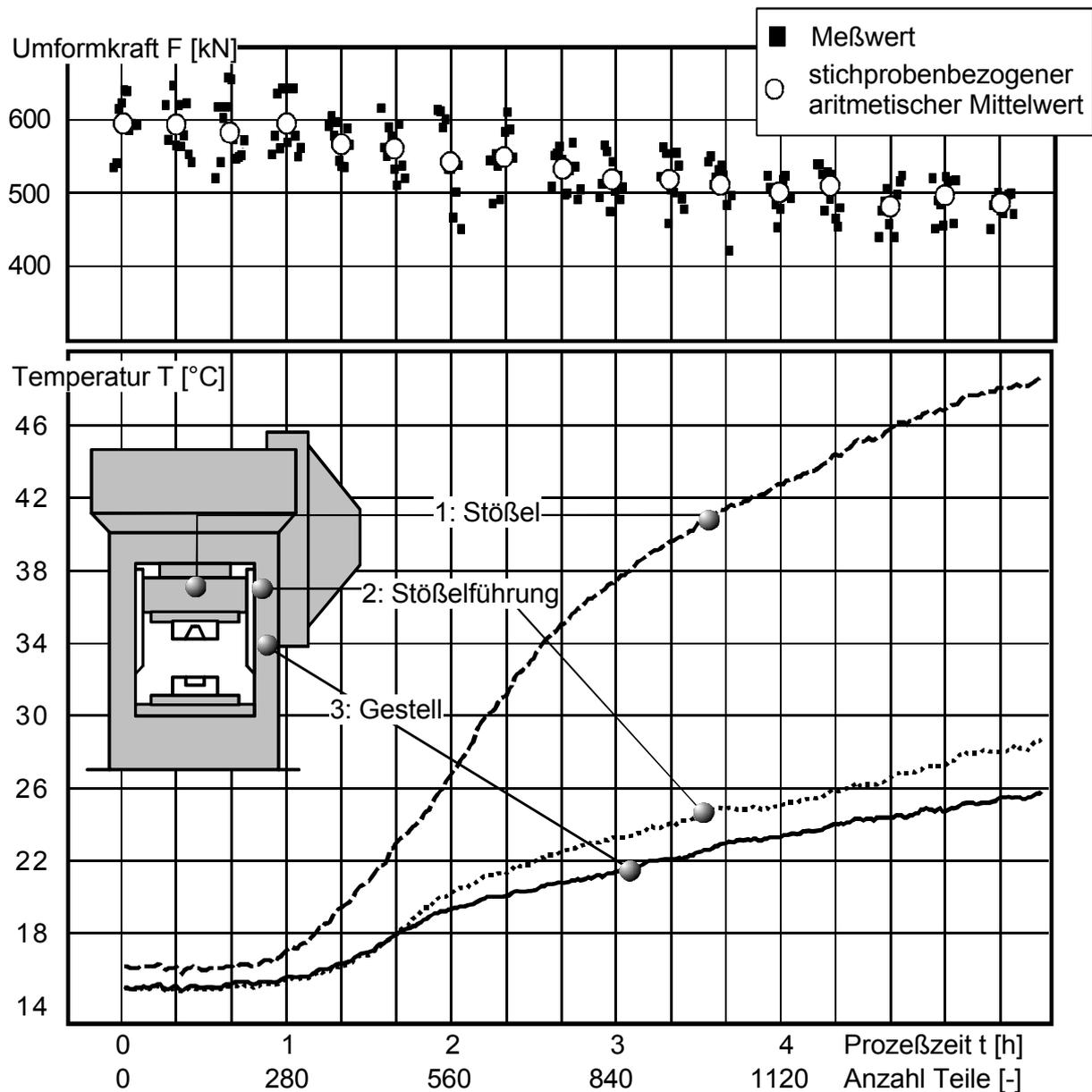


Bild 6-10: Kraft- und Temperaturverlauf der Umformpresse beim Anfahren aus dem kalten Zustand

Die höchste Temperaturdifferenz zwischen Beginn und Ende des Versuchs wird an der Stößelunterseite mit $\Delta T_{MAX} \approx 50 \text{ °C}$ gemessen (Kurve 1). Da die Meßstelle keiner Wärmestrahlung durch die erhitzten Rohteile ausgesetzt ist, ist der Anstieg auf Wärmeleitung aus dem Oberwerkzeug sowie auf Reibungswärme in den Stößelführungen zurückzuführen. Die ebenfalls strahlungsabgewandten Meßstellen der Stößelführung registrieren hingegen einen etwa nur halb so großen Temperaturanstieg (Kurven 2, 3). Dieser kann jedoch verfahrensbedingt in erster Linie nur durch Reibungswärme entstanden sein. Dies deutet darauf hin, daß die Stößelerwärmung maßgeblich durch Wärmeleitung aus dem Obergesenk verursacht wird.

Im Gegensatz hierzu sind die Meßfühler in den Pressenständen ausschließlich der Wärmestrahlung der Rohteile bzw. der Schmiedeteile ausgesetzt. Die Meßstellen sind hinreichend weit von der Stößelführung entfernt, so daß eine Beeinflussung durch die Reibungswärme der Stößelbewegung ausgeschlossen werden kann. Der Pressenrahmen erwärmt sich im Arbeitsraum infolge Strahlungswärme bis zum Versuchsabbruch auf ca. 35 °C.

Der zeitverzögerte Anstieg der Pressentemperaturen (Anstieg nach ca. 2 h) weist auf eine ausgeprägte Totzeit der Presse hin. Während z.B. Kupplungs- oder Bremssysteme nach z.T. kurzen Zeiten stationäre Temperaturverteilungen annehmen (i.d.R. < 2 h), sind am Ende des hier durchgeführten Versuchs selbst nach ca. 4 h noch keine stationären Temperaturen erreicht. Der mehrfach geprüfte Verlauf kann nur so erklärt werden, daß die eingebrachte Wärmemenge durch Strahlung der Schmiedeteile sowie infolge Reibungswärme im Vergleich zur Masse der Presse sehr gering ist. Da Wärme in nennenswerten Umfang demzufolge primär durch das Rohteil zugeführt wird, ist die ausgeprägte Totzeit auf die Massenverhältnisse von Rohteil (220g) : Presse (ca. 25t) zu erklären. Bei kürzeren Taktzeiten der industriellen Praxis (z.B. $t_T = 5$ s) wird die pro Zeiteinheit zugeführte Wärmemenge jedoch intensiviert, so daß sich stationäre Temperaturverteilungen dann vergleichsweise schneller einstellen.

Zur weiteren Beurteilung der Signalverläufe werden die erzielten Qualitätsmerkmale des Schmiedeteils mit einbezogen. Hierfür werden zu verschiedenen Zeitpunkten des Schmiedeprozesses Stichproben von Schmiedeteilen entnommen und die in Abschnitt 5.2, Bild 5-2 definierten Qualitätsmerkmale auf einer 3D-Koordinatenmeßmaschine ermittelt.

Bild 6-11 zeigt die Meßergebnisse der Prüfmerkmale Zylinderdurchmesser d_Z (oben) sowie Flanschdicke h_F (unten) der Stichproben

- I: Schmiedeteil 1-10
- II: Schmiedeteil 50-60
- III: Schmiedeteil 110-120
- IV: Schmiedeteil 500-510 sowie
- V: Schmiedeteil 1100-1110.

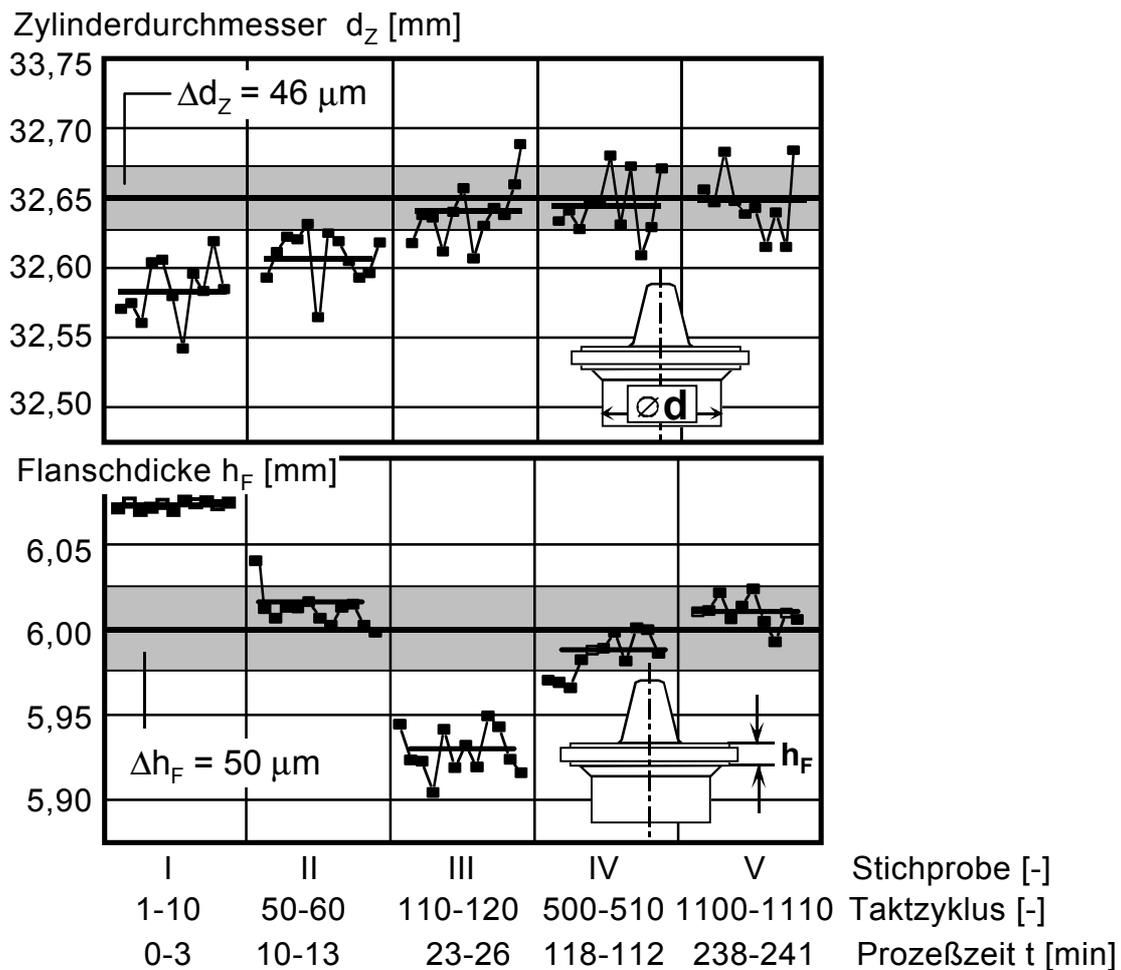


Bild 6-11: Ausprägung der Qualitätsmerkmale Zylinderdurchmesser d_z (oben) sowie Flanschdicke h_F (unten) der Stichproben I-V

Die Streuungen innerhalb der Stichproben resultieren aus Masse- und Temperaturschwankungen der Rohteile (Bild 6-1) sowie hieraus folgender unterschiedlicher elastischer Auffederungen der Maschine und unterschiedlicher Schrumpfungsbeträge der Schmiedeteile. Ihr Einfluß ist über den Versuchsumfang jedoch konstant, was am Beispiel des Zylinderdurchmessers d_z aus der Standardabweichung der Stichproben abgeleitet wird (Tabelle 6-1).

Tabelle 6-1: Standardabweichungen des Zylinderdurchmessers der Stichproben

Stichprobe / Teil-Nr.		Mittelwert d_z [mm]	Toleranzband Δd_z [mm]	Standardabweichung $s_{(d_z)}$ [mm]
I	1-10	32,583	$32,627 < d_z < 32,673$	0,026
II	50-60	32,607		0,027
III	110-120	32,640		0,033
IV	500-510	32,645		0,026
V	1100-1110	36,648		0,031

Die zeitlich veränderliche Maßentwicklung des Modellschmiedeteils in Bild 6-11 ist Ausdruck des Anlaufverhaltens des Systems Presse \leftrightarrow Werkzeug und kann unter

Bezugnahme auf die in Bild 6-9, Bild 6-11 und Bild 6-12 dargestellten Signalverläufe für die Qualitätsmerkmale Zylinderdurchmesser d_Z und Flanschdicke h_F wie folgt erklärt werden:

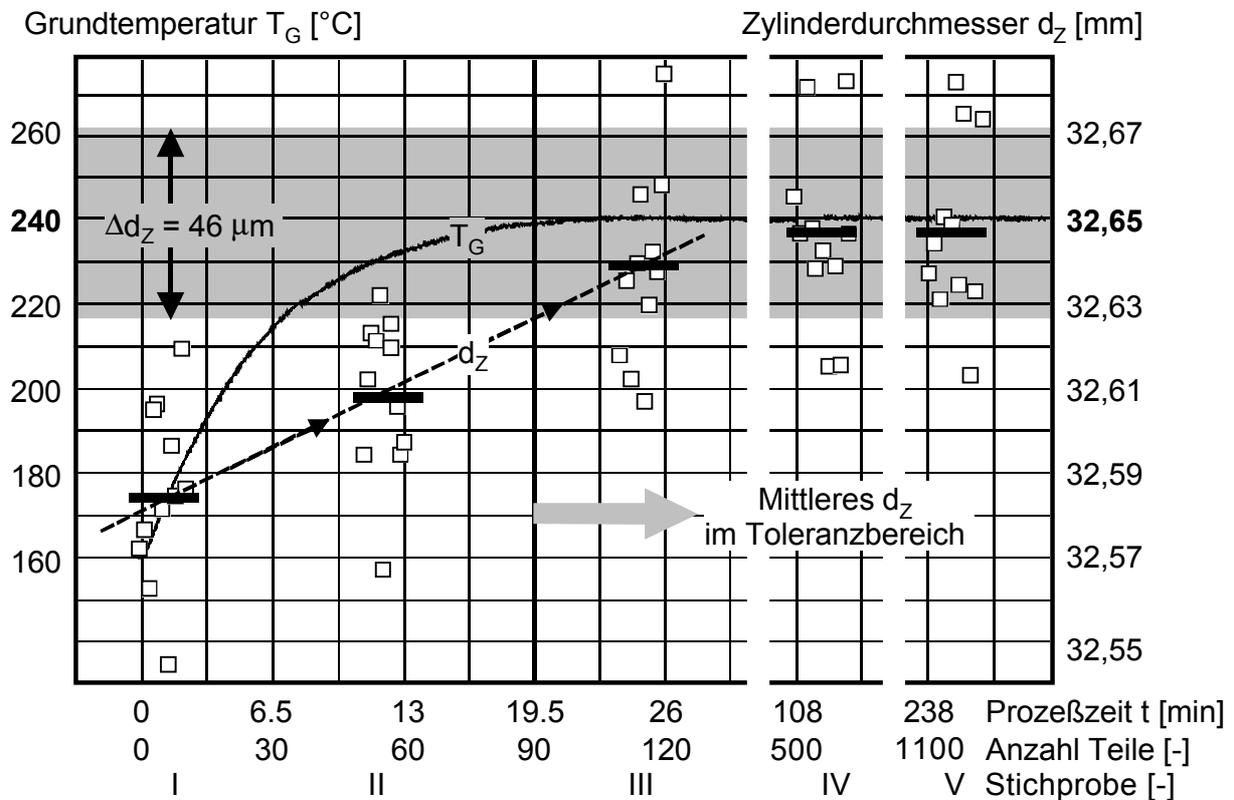


Bild 6-12: Zusammenhang zwischen Grundtemperatur und gemitteltem Zylinderdurchmesser d_Z

Zylinderdurchmesser d_Z

Das gemittelte Durchmessermaß erreicht in der dritten Stichprobe, d.h. nach ca. 110 Schmiedeteilen (ca. 23 min), das zugrundegelegte Toleranzband (Bild 6-11, Bild 6-12). Bis zum Erreichen des 110-ten Prozeßtakts ist keine Veränderung in den Kraft- und Temperatursignalen an der Umformpresse zu erkennen (Bild 6-10). Eine Beeinflussung des Maßes durch anlaufbedingte Entwicklungen an der Umformpresse können in dieser Prozeßphase somit ausgeschlossen werden. Hingegen steigt die Grundtemperatur des Umformwerkzeugs in dieser Zeit von $T_G = 160$ °C auf $T_G = 240$ °C an (Bild 6-9, Bild 6-12). Die Zunahme des Zylinderdurchmessers ist daher auf mit der ansteigenden Grundtemperatur korrelierende thermische Ausdehnung des Werkzeugblocks zurückzuführen.

Das werkzeugbezogene Anlaufpotential wird mit ca. 90 Taktzyklen (ca. 20 min) quantifiziert. Nach dieser Zeit schneidet die durch die Stichprobenmittelwerte gelegte Ausgleichsgerade die zulässige Schwankungsbreite des Zylinderdurchmessers d_Z .

Flanschdicke h_F

Aufgrund der Konstanz von Kraft- und Temperatursignalen an der Presse innerhalb der ersten 110 Prozeßtakten ist auch die Entwicklung des Flanschdickenmaßes auf das Anlaufverhalten des Umformwerkzeugs, d.h. die ansteigende Grundtemperatur, zurückzuführen. Aufgrund der geringen Größenordnung dieser Maßentwicklung ist vor dem Hintergrund der Masse- und Temperaturstreuungen keine Korrelation mit dem Kraftverlauf zu erkennen.

Während das Maß des Zylinderdurchmessers nach 110 Taktzyklen im Mittel konstant verläuft, ändert sich das Flanschdickenmaß im weiteren Prozeßverlauf (Bild 6-11). Dies ist auf die starre Antriebskinematik der Kurbelpresse zurückzuführen, an der die nach Taktzyklus 280 gemessenen Temperaturanstiege zu thermischen Dehnungen führen und eine weitere Änderung des Abstands der Werkzeughälften in UT bewirken. Hierbei überlagern sich zeitgleich thermische Dehnungen von Pressengestell und Stößel, deren Dehnungsanteile gegensinnig verlaufen (Bild 6-13). So verursacht die Stößeldehnung eine weitere Verlagerung der Schließlage in positiver Richtung, die Gestelldehnung jedoch gleichzeitig eine Verlagerung in negativer Richtung.

Die Abnahme des Kraftsignals bei gleichzeitiger Zunahme aller Temperatursignale der Umformpresse deutet auf eine stärkere Dehnung des Maschinengestells gegenüber dem Stößel hin. Dies stimmt mit der Zunahme des Flanschdickenmaßes nach Erreichen der stationären Werkzeug-Grundtemperatur überein (Bild 6-11). Obwohl die Temperaturzunahme des Stößels mehr als doppelt so groß wie diejenige des Gestells ist, überwiegt die Gestelldehnung aufgrund der größeren Länge sowie aufgrund der zusätzlichen Erwärmung des Gestells infolge Lagerreibung des Antriebs im Bereich des Pressenkopfes.

Hinsichtlich der geringen Absolutbeträge der gemessenen Dickenmaße (Betragsänderung $< 200 \mu\text{m}$) sind die aus dem Temperaturanstieg der Presse resultierenden thermisch induzierten Dehnungsanteile rechnerisch jedoch nur sehr überschlägig zu erfassen.

Der Abfall des Kraftsignals wird jedoch auch von anderen Effekten überlagert, wie z.B. der verschleißbedingten Abrundung konvexer Radien zur Abbildung des Dorns im Obergesenk [46].

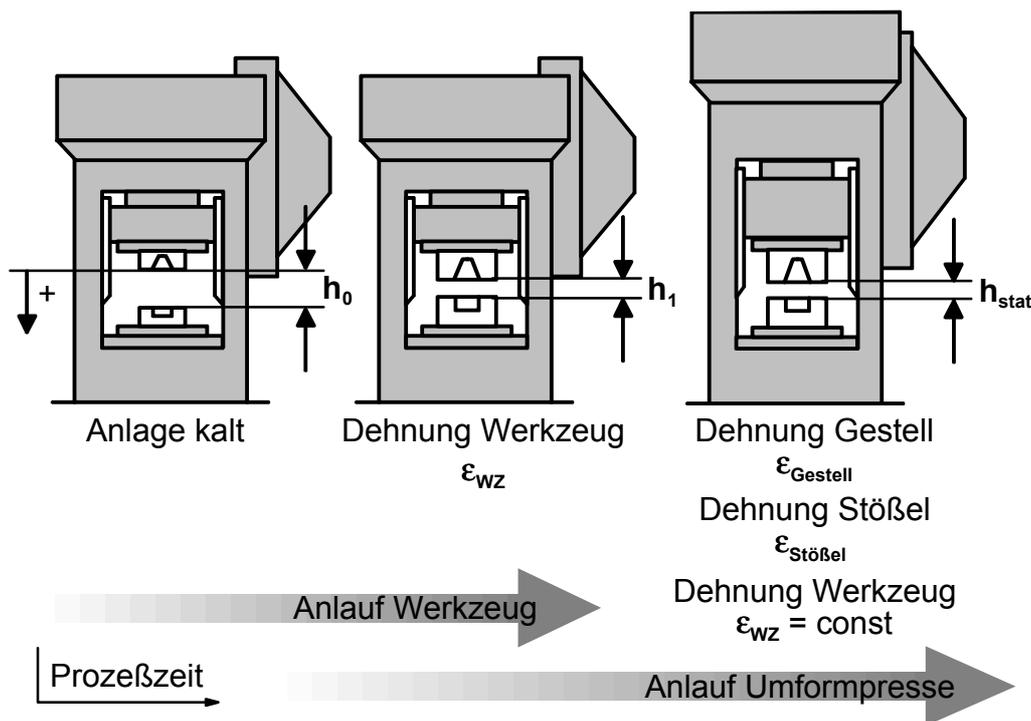


Bild 6-13: Änderung der Werkzeugschließlage infolge instationärer Wiederanlaufphasen von Umformpresse und Werkzeug (schematisch)

Fazit

Es muß festgehalten werden, daß die radialen, d.h. quer zur Stößelrichtung liegenden Gravurabmessungen, nur durch eine optimierte Temperaturführung des Werkzeugs beeinflußt werden können. Hingegen wird die Entwicklung der Dickenmaße von der thermisch induzierten Dehnung der Umformpresse beeinflußt. Dabei handelt es sich nicht um ein Anlaufproblem, sondern um ein permanent auftretendes Prozeßregelproblem. Im Gegensatz zu den Änderungen der radialen Abmessungen kann die Änderung axialer Abmessungen durch Regelung der Stößellage kompensiert werden [68].

Da der Temperaturzuwachs der Umformpresse im vorliegenden Fall selbst nach 1400 Schmiedezyklen (ca. 5 h) noch keinen stationären Zustand erreicht hat, ist zur Fertigung von Präzisionsteilen auf weggebundenen Pressen generell eine kontinuierliche Überwachung und Regelung der Stößellage erforderlich. Dies fällt in den Bereich der Prozeßregelung und wird im Rahmen des hier untersuchten Prozeßanlaufs nicht weiter verfolgt.

7 Analyse des stationären Zustands

Die Reduzierung der zuvor quantifizierten instationären Anlaufzustände setzt die Kenntnis der anzustrebenden Zielzustände voraus. Im folgenden wird untersucht, von welchen der im Rahmen der Systemanalyse identifizierten Einflußgrößen die für die jeweiligen Systemkomponenten definierten Zielgrößen signifikant abhängen. Diese werden dann zur Erschließung des Anlaufpotentials durch geeignete Führung der Zielgrößen während des instationären Anlaufs genutzt.

7.1 Induktionserwärmung

Basierend auf der Systemanalyse und den hieraus abgeleiteten Einflußgrößen Umrichterspannung, Umrichterfrequenz und Taktzeit auf die Zielgröße Rohteiltemperatur sind Wechselwirkungen dieser Einflußgrößen zu erwarten. Da die Anzahl der Einflußgrößen jedoch <4 ist, wird ein vollfaktorieller Versuchsplan für die Analyse der Induktionserwärmung angewendet.

7.1.1 Versuchsplan

Es wird ein vollfaktorieller 3^3 -Versuchsplan durchgeführt, um systematisch Haupteinflußfaktoren und mögliche Wechselwirkungen erkennen und quantifizieren zu können. Tabelle 7-1 zeigt die gewählten Parameter und Niveaustufen. Die Variation der Faktoren auf 3 Niveaus ermöglicht eine sichere Kontrolle, ob lokale Extrema zwischen den Faktorniveaus vorliegen oder ob die beim 2-stufigen Versuch angenommenen linearen Zusammenhänge bestehen.

Tabelle 7-1: Parameter und Niveaustufen bei der Analyse der Einflußgrößen der Induktionserwärmung (3 Wiederholungen)

Faktor	Parameter		Niedrige Stufe	Mittlere Stufe	Hohe Stufe
A	Umrichterspannung	U	220 V	250 V	280 V
B	Umrichterfrequenz	f	9.6 kHz	10.1 kHz	10.6 kHz
C	Taktzeit	t_T	10 s	13 s	16 s

Hieraus wird ein Versuchsplan generiert, in dem alle Parameterkombinationen berücksichtigt werden.

7.1.2 Versuchsdurchführung

Unter Verwendung des in Bild 5-4 dargestellten Meßaufbaus werden die im Prozeßrechner hinterlegten Parameterkombinationen vorgegeben und im automatisierten Erwärmungsbetrieb die sich bei der jeweiligen Parameterkombination einstellenden stationären Rohteiltemperaturen aufgezeichnet.

In Bild 7-1 sind die Versuchsergebnisse räumlich dargestellt. Die Eck- und Mittelwerte der Ebenen entsprechen den aus der jeweiligen Parameterkombination resultierenden Rohteiltemperaturen. Zwischen den Meßpunkten wurde linearisiert. Wie in der Darstellung erkennbar, ist dies zulässig, da Eck- und Mittelpunkte einer Ebene jeweils auf einer Geraden liegen.

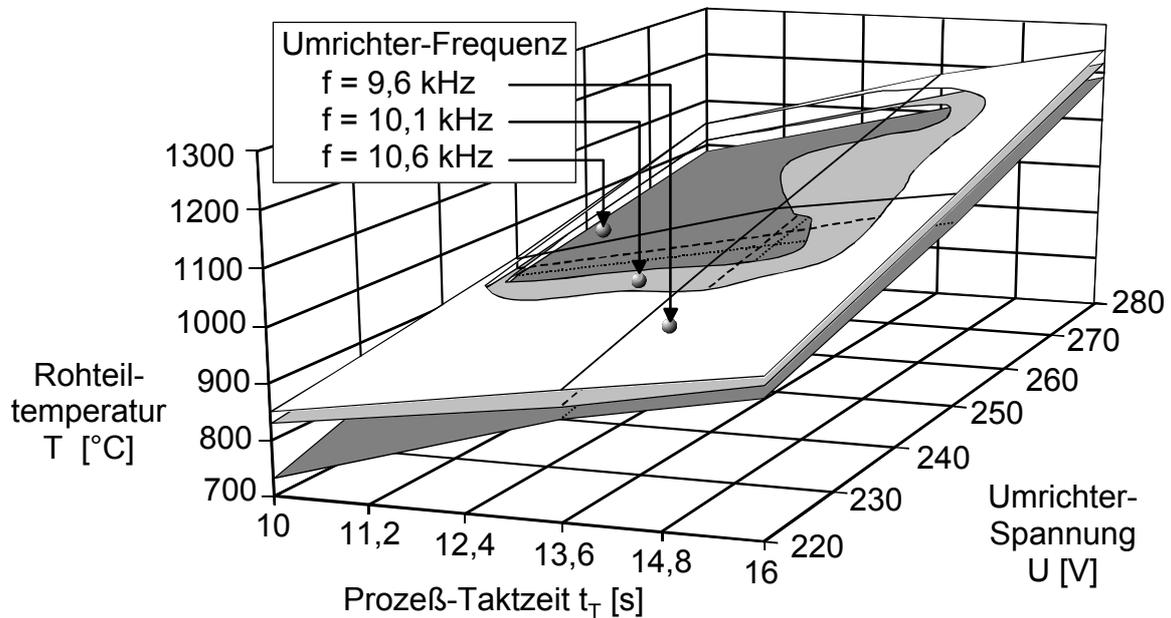


Bild 7-1: Kennfeld des stationären Betriebs für die Induktionserwärmung

7.1.3 Versuchsauswertung

Die Versuchsauswertung wird mit Hilfe des Statistikprogramms SPSS (Vers. 8.0 für Windows 98), durchgeführt. Hierbei werden Effekte und Wechselwirkungen der Faktoren auf die Zielgröße identifiziert. Aufgrund von nicht vermeidbaren Versuchsstreuungen (3 Wiederholungen) muß im Rahmen einer Varianzanalyse ermittelt werden, ob die berechneten Einflüsse der Parameter bzgl. der Zielgröße signifikant sind. Die Signifikanz eines Parameters wird hierbei im F-Test überprüft. Signifikanz liegt vor, wenn der F-Wert des Parameters die berechnete Signifikanzgrenze überschreitet.

Nur signifikante Parameter kommen als Stellgrößen zur Optimierung des instationären Betriebszustands in Betracht. In Bild 7-2 sind die berechneten Effekte der Faktoren und Wechselwirkungen dargestellt.

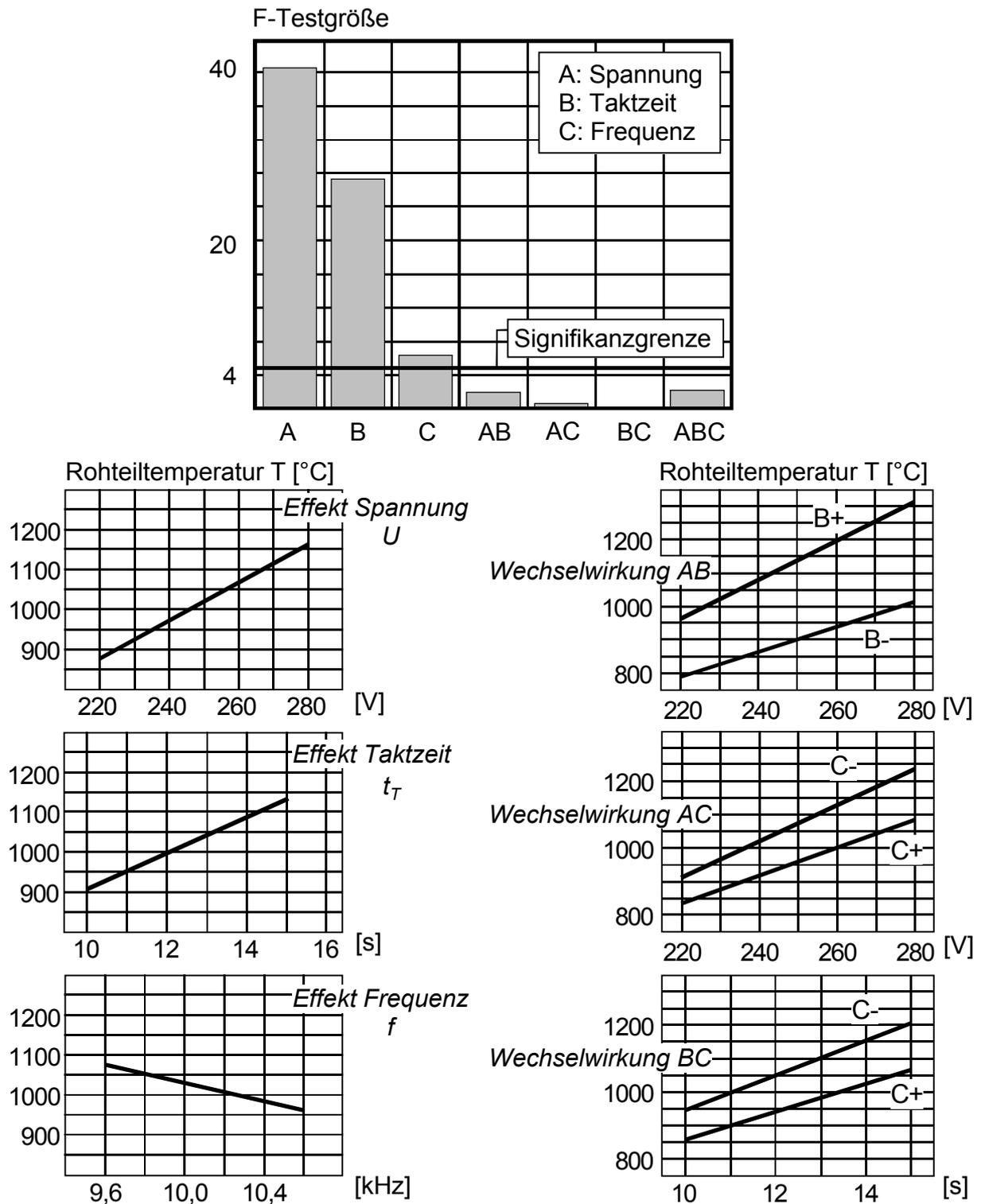


Bild 7-2: Effekte und Wechselwirkungen der Einflußgrößen auf die Rohteiltemperatur

Effekte und Wechselwirkungen

Augenscheinlich üben die Einflußgrößen Umrichterspannung und Taktzeit einen signifikanten Einfluß auf die Rohteiltemperatur aus. Der Effekt der Umrichterfrequenz ist dagegen wesentlich geringer und negativ (negative Steigung), da die

Temperatur mit steigender Frequenz aufgrund kleinerer Stromeindringtiefen (vgl. Gl. 5.2) abnimmt. Die Ergebnisse sind physikalisch nachvollziehbar. So wirkt das Rohteil nach dem Transformatorprinzip als Sekundärwicklung mit einer Windung. Steigende Umrichterspannungen führen zu größeren Stromdichten und damit zu einer höheren Leistungsumsetzung im Rohteil. Längere Taktzeiten, d. h. längere Verweildauern des Rohteils in der Erwärmungsanlage, steigern direkt die Dauer der Leistungsumsetzung und damit die Erwärmungsendtemperatur. Die Varianzanalyse ergibt jedoch, daß alle Einflußfaktoren das zugrundegelegte Signifikanzniveau von $\alpha = 0.5$ unterschreiten, d.h. die Endtemperatur signifikant beeinflussen ($\alpha=0.5$: Default-Wert des Signifikanzniveaus der Auswerteroutine von SPSS). Dies ist bei der Auswahl einer Stellgröße zu berücksichtigen.

Wechselwirkungen liegen vor, wenn der Effekt eines Faktors von der Einstellung eines anderen Faktors abhängt. Die Varianzanalyse ergibt, daß keine Wechselwirkungen vorliegen. In der Grafik ist dies durch die annähernd parallel verlaufenden Geraden zu erkennen. Als Ergebnis dieser Tatsache ist festzuhalten, daß z.B. die gleichzeitige Beeinflussung von Umrichterspannung *und* Taktzeit zur Reduzierung instationärer Betriebszustände ausscheidet.

Statistisches Berechnungsmodell

Die in Bild 7-1 dargestellten Werte der Rohteiltemperaturen stellen eine Schar von stabilen Arbeitspunkten und somit von Zielzuständen der später zu entwickelnden Anlaufoptimierung der Erwärmungsanlage dar. Daher wird der Zusammenhang zwischen der Zielgröße Rohteiltemperatur und deren Einflußgrößen Umrichterspannung, Taktzeit und Frequenz durch eine Regressionsfunktion dargestellt, um somit auch experimentell nicht erfaßte Arbeitspunkte als Zielwerte einer Anlaufoptimierung in der Produktion schnell berechnen zu können.

Basierend auf der Berechnung von Effekten und Wechselwirkungen wird der funktionale Zusammenhang zwischen der Rohteiltemperatur und den Einflußgrößen wie in Gleichung 7.1 dargestellt beschrieben.

$$\begin{aligned}
 T(U, t_i, f) = & 996,875 + 4,0208\bar{3} \cdot (U - 250) + 37,75 \cdot (t_i - 12,5) + (-68,75) \cdot (f - 10,1) \\
 & + 0,108\bar{3} \cdot (U - 250) \cdot (t_i - 12,5) + 0,291\bar{6} \cdot (U - 250) \cdot (f - 10,1) \\
 & + 8,5 \cdot (t_i - 12,5) \cdot (f - 10,1) + (-0,28\bar{3}) \cdot (U - 250) \cdot (t_i - 12,5) \cdot (f - 10,1)
 \end{aligned} \tag{7.1}$$

Die Klammerausdrücke der ersten Zeile beschreiben dabei die Einzeleffekte, die nachfolgenden Klammerausdrücke die Wechselwirkungen. Es wurden alle Wechselwirkungsterme berücksichtigt, um ein vollständiges Berechnungsmodell zur Verfügung zu stellen. Mit Gleichung (7.1) können alle in Bild 7-1 dargestellten Rohteiltemperaturen in Abhängigkeit der Einflußgrößen berechnet werden.

Zur Beurteilung der Abweichungen zwischen berechneten und gemessenen Rohteiltemperaturen werden die Verläufe in zweidimensionaler Darstellung unter

Berücksichtigung aller 27 im Versuch ermittelten Zielwerte gegenübergestellt (Bild 7-3). Hierbei stellen die Linien die berechneten Arbeitspunkte, die punktuellen Symbole die gemessenen Werte bei den jeweiligen Umrichterfrequenzen dar.

Es ist zu erkennen, daß die gemessenen Werte nur geringfügig von der zugrundegelegten linearen Beschreibung abweichen. Bei Temperaturen oberhalb von etwa 850 °C sind die Verläufe parallel und keine Abweichungen erkennbar. Lediglich bei der Parameterkombination Taktzeit $t_T = 10$ s und Umrichterspannung $U = 250$ V, also bei Temperaturen unterhalb von 900 °C, sind geringfügige Abweichungen vorhanden. Diese liegen jedoch im Bereich der Meßunsicherheit des Pyrometers. Zudem liegen diese Arbeitstemperaturen im Bereich der Halbwarumformung und werden nicht weiter berücksichtigt.

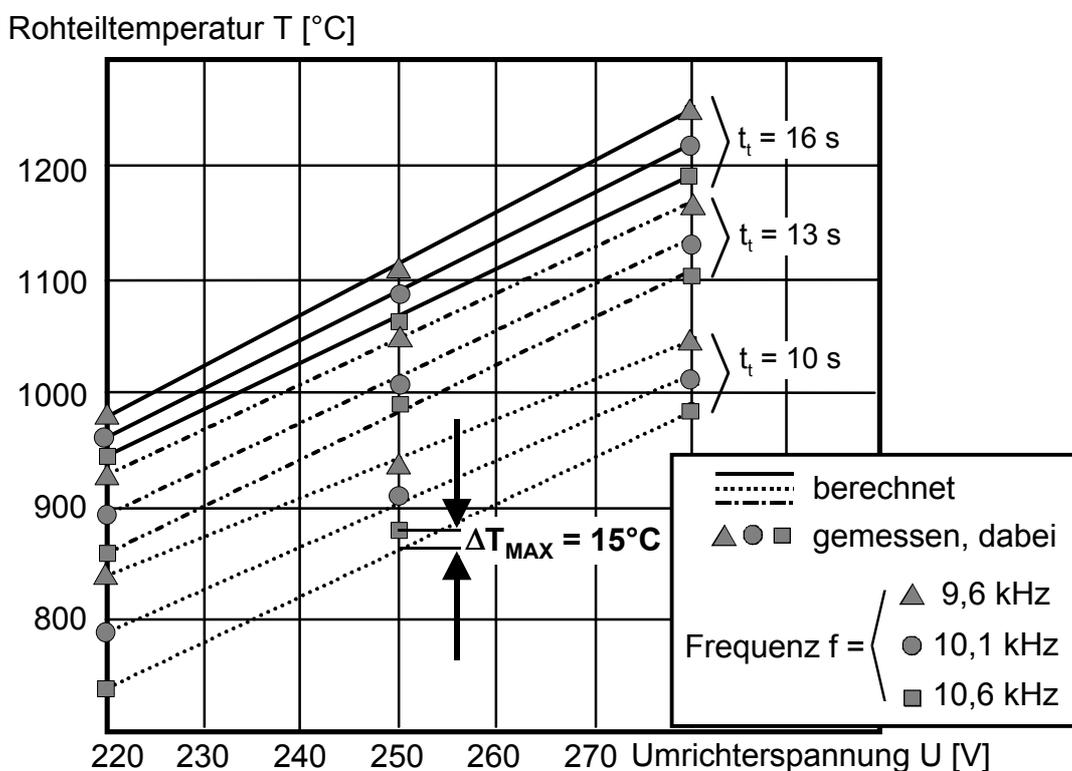


Bild 7-3: Gegenüberstellung von gemessenen und berechneten Temperaturen der Induktionserwärmung

Da die Regressionsfunktion alle Effekte und Wechselwirkungen berücksichtigt, ist z.B. auch die Berechnung von Einzeleffekten möglich (z.B. Zusammenhang von $U \diamond T$ bei $t_T = \text{const.}$, $f = \text{const.}$). In diesem Fall läßt sich Gleichung (7.1) z.B. nach der Umrichterspannung auflösen. Somit kann vom Prozeßrechner nach Vorgabe von Erwärmungsendtemperatur, Taktzeit und Umrichterfrequenz durch den Maschinenbediener der stationäre Zielwert der Umrichterspannung berechnet werden.

Fazit

- Mittels Anwendung vollfaktorieller Versuchspläne konnte in der experimentellen Untersuchung einer begrenzten Anzahl von Stützpunkten die Umrichterspannung als Haupteinflußgröße auf die Zielgröße Rohteiltemperatur identifiziert werden.
- Die Erschließung des Anlaufpotentials wird auf einer geeigneten Beeinflussung der Umrichterspannung basieren. Da die Taktzeit durch den Produktionsprozeß vorgegeben wird, scheidet diese Einflußgröße als wiederanlaufoptimierender Parameter aus. Dies gilt gleichermaßen für die Frequenz, deren Einzeleffekt deutlich geringer als derjenige von Umrichterspannung und Taktzeit ist. Davon abgesehen ist es nicht möglich, die Frequenz bei handelsüblichen Induktionserwärmungsanlagen während des Prozesses zu ändern.
- Die mathematische Beschreibung der Versuchsergebnisse in einem Regressionsmodell ermöglicht die schnelle Berechnung von stationären Arbeitspunkten als Zielzustände einer Anlaufoptimierung. Dies schließt insbesondere experimentell nicht untersuchte Arbeitspunkte ein.

7.2 Umformwerkzeug

Im Rahmen der Systemanalyse wurde als werkzeugbezogene Zielgröße der Anlaufoptimierung die Werkzeug-Grundtemperatur definiert. Diese ist von zahlreichen Einflußgrößen abhängig, die jedoch bei gegebenem Schmiedeprozess unveränderlich sind (z.B. Rohteiltemperatur, Stößelgeschwindigkeit, Umformgeschwindigkeit, Taktzeit etc.) und somit nicht als Stellgrößen zur Anlaufoptimierung genutzt werden können. Als Stellgröße der Grundtemperatur wurde die Kühlschmierung in den experimentellen Untersuchungen identifiziert.

7.2.1 Versuchsplan

Da die Ermittlung der Signifikanz einer Einflußgröße des Kühlschmiervorgangs auf dem erzielten Niveau der stationären Grundtemperatur basiert, sind Schmiedeversuche im automatisierten Betrieb erforderlich. Die Einstellung des stationären Niveaus der Grundtemperatur erstreckt sich über einen Zeitraum von ca. 90 Taktzyklen (Bild 6-9). Zur Reduzierung des Versuchsaufwands werden die Parameter des Kühlschmiervorgangs daher nur auf zwei Faktorniveaus variiert (Tabelle 7-2). Da die Anzahl der Einflußgrößen kleiner als 4 ist und Wechselwirkungen nicht auszuschließen sind, wird ebenfalls ein vollfaktorieller Versuch durchgeführt.

Die gewählten Niveaus entsprechen in der Praxis üblichen Werten. Die Einstellungen werden derart gewählt, daß bei der langen Sprühzeit der Schmierstoffträger *Wasser* vollständig verdampft ist sowie eine unzureichende Schmierung und infolgedessen

auftretende „Klemmer“ des Schmiedeteils in der Gravur im Falle der kurzen Sprühzeit ausgeschlossen ist.

Tabelle 7-2: Parameter und Niveaustufen bei der Analyse der Einflußgrößen des Kühlschmiervorgangs (3 Wiederholungen.)

Faktor	Parameter		Niedrige Stufe	Hohe Stufe
A	Ausblasdauer Luft	t_A	1 s	4 s
B	Sprühdruck	p	1.5 bar	3 bar
C	Sprühzeit	t_S	0.3 s	0.6 s

7.2.2 Versuchsdurchführung

Unter Verwendung des in Bild 5-9 dargestellten Meßaufbaus werden die im Prozeßrechner hinterlegten und auf Tabelle 7-2 basierenden Einflußgrößen vorgegeben und die sich bei der jeweiligen Parameterkombination im automatisierten Schmiedebetrieb einstellenden stationären Grundtemperaturen aufgezeichnet (3 Wiederholungen).

In Bild 7-4 sind die Verläufe und stationären Niveaus der Grundtemperaturen in Abhängigkeit der Parameterkombination dargestellt.

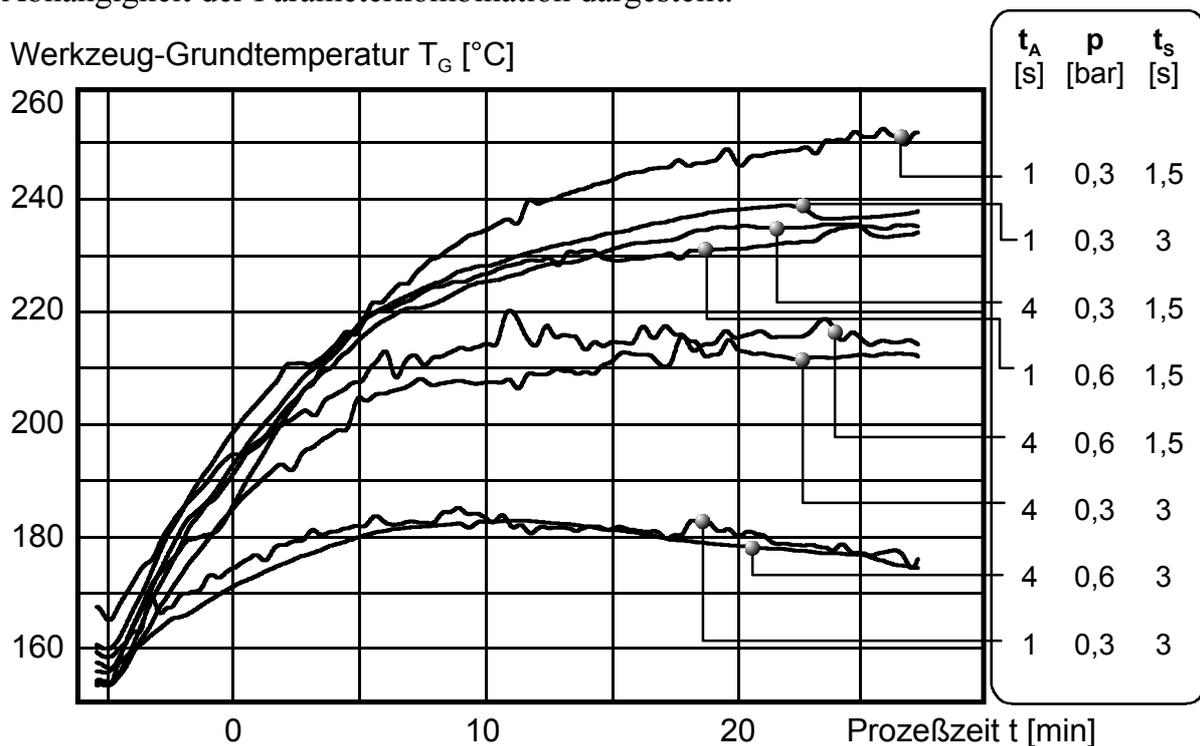


Bild 7-4: Zusammenhang von Grundtemperatur und Kühlschmierparameter

7.2.3 Versuchsauswertung

Die weite Spanne der stationären Grundtemperaturen bestätigt die geeignete Wahl der Faktorenniveaus, da die Niveaus zur Ausbildung jeweils unterschiedlicher Endtemperaturen führen. Zudem ist die maximale Differenz der Endwerte von knapp 80 °C auf eine ausgeprägte Abhängigkeit der Grundtemperatur von den Kühlschmierparametern zurückzuführen. Die Vermutung, die Grundtemperatur mittels Variation der Kühlschmierparameter zu beeinflussen, wird in vollem Umfang experimentell bestätigt. Schließlich sind auch Unterschiede im Temperaturanstieg zu erkennen. Die Auswertung erfolgt analog zu Abschn. 7.1.3 mit dem Programmsystem SPSS. Bild 7-5 stellt dabei die berechneten Effekte und Wechselwirkungen grafisch dar.

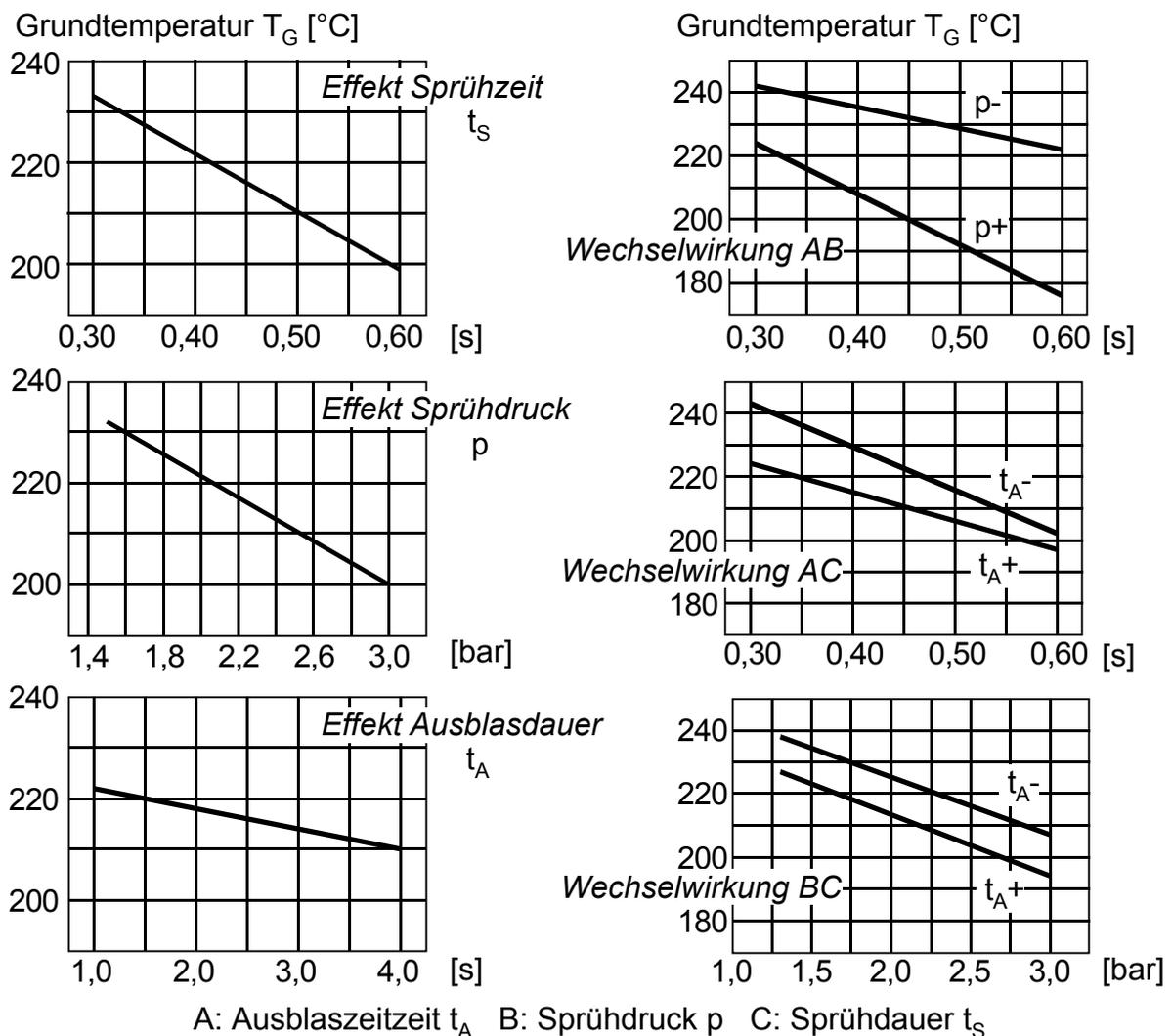


Bild 7-5: Effekte und Wechselwirkungen der Einflußgrößen auf die Grundtemperatur

Effekte und Wechselwirkungen

Sprühzeit und Sprühdruck üben einen größeren Einfluß auf die Grundtemperatur aus als die Ausblaszeit. Eine Wechselwirkung liegt zwischen den Parametern *Sprühzeit*

und *Sprühdruck* vor, was nach den Ausführungen in Abschn. 6.2.1 physikalisch nachvollziehbar ist. Unter Berücksichtigung der Versuchsstreuung bestätigt die Varianzanalyse jedoch allen Parametern und Wechselwirkungen signifikanten Einfluß. Die Reduzierung des instationären Anlaufverhaltens ist gemäß der statistischen Auswertung daher prinzipiell mit jeder der untersuchten Einflußgrößen durchführbar.

Differenzierte Betrachtung des Wärmeübergangs

Der statistischen Auswertung wurden die im stationären Schmiedeprozess gemessenen Grundtemperaturen als Zielgrößen zugrunde gelegt. Für alle untersuchten Einflußgrößen (Sprühzeit, Sprühdruck, Ausblaszeit) wurde ein signifikanter Einfluß auf die Grundtemperatur nachgewiesen. Die berechneten Effekte und Wechselwirkungen geben jedoch keine Auskunft über die während der Kühlschmierung selbst ablaufenden Wärmeaustauschvorgänge. So unterscheidet sich der Wärmeübergang beim Ausblasen mit Druckluft physikalisch vom Wärmeübergang bei Sprühkühlung. Für die Identifikation von Stellgrößen einer Anlaufoptimierung ist es daher sinnvoll, die Temperaturbeeinflussung während eines Kühlschmiervorgangs in einem Modellversuch zu analysieren. Dies ermöglicht eine differenziertere Beurteilung der untersuchten Einflußgrößen.

Hierfür werden Temperaturmessungen in einem einfachen Versuchsstand durchgeführt (Bild 7-6). In eine planparallele Stahlplatte aus dem Werkstoff des Schmiedegesenks (1.2367) werden Thermoelemente dicht unter der Oberfläche appliziert. An den Meßfühlern der auf eine Untersuchungstemperatur erwärmten Platte wird die Temperaturabsenkung bei den untersuchten Einstellungen des Kühlschmieraggregats (s. Tab. 7-2) während eines Kühlschmiervorgangs erfaßt (Bild 7-7).

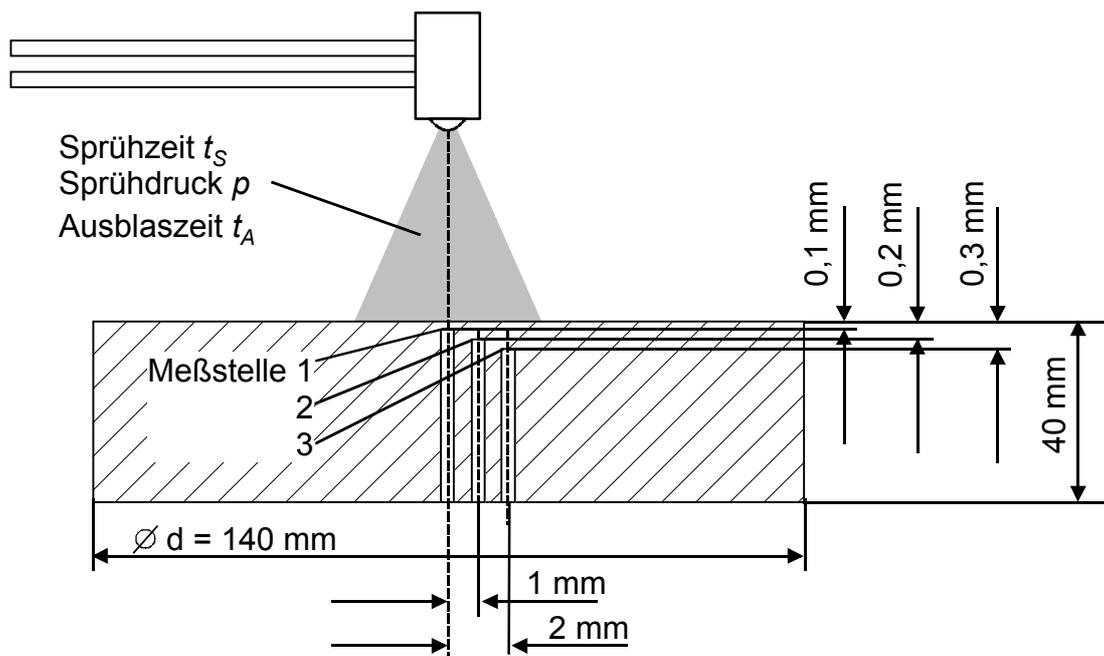


Bild 7-6: Meßaufbau zur Untersuchung der Temperaturabsenkung in Abhängigkeit der Parameter des Kühlschmiervorgangs

Die große Differenz in der maximalen Temperaturabsenkung zwischen Meßfühler 1 und 3 (ca. 100 °C bei 0.2 mm Abstand) unterstreicht, daß nur in der oberflächennahen Randschicht extreme Temperaturverhältnisse vorliegen und die Temperaturspitzenbelastungen mit zunehmenden Abstand zur Gravuroberfläche rasch abklingen. Deutlich ist ebenfalls die Trägheit der Temperaturmessung durch Nachkühleffekte am Ende des Druckluft- und Sprühvorgangs infolge des Sensorabstands zur Oberfläche zu erkennen.

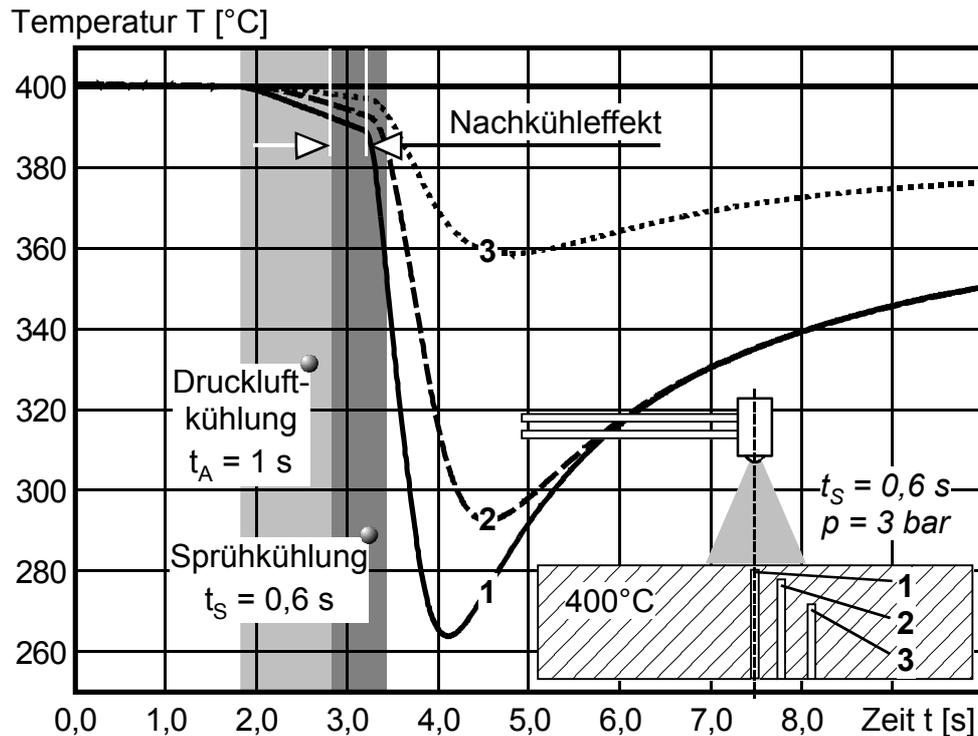


Bild 7-7: Zeitlicher Verlauf der Temperatursignale während eines Sprühzyklus

Zur Untersuchung der Abhängigkeit des Temperaturabfalls von den Kühlschmiereinstellungen werden in Bild 7-8 die an Meßfühler 1 erfaßten Temperaturverläufe für die untersuchten Parameterkombinationen (bei $t_A = 1$ s) dargestellt.

Bei der Betrachtung von Bild 7-8 wird folgendes offensichtlich:

- 1 Die Wärmeabfuhr durch Sprühkühlung dominiert klar gegenüber der Druckluftkühlung. Dies zeigt sich in den drastisch unterschiedlichen Steigungen des Temperaturabfalls in den jeweiligen Sequenzen Druckluftkühlung und Sprühwasserkühlung. Dabei ist die erzielbare Temperaturabsenkung pro Zeiteinheit (Bild 7-8: *Temperaturgradient*) im Falle der Sprühwasserkühlung ca. um den Faktor 15 größer als bei Druckluftkühlung. Die in der statistischen Auswertung getroffene Aussage, alle Einflußgrößen hätten signifikanten Einfluß auf die Grundtemperatur, kann somit differenziert werden. Der Einfluß von Sprühdruck und Sprühzeit ist aufgrund des infolge Erwärmung und Verdampfung deutlich intensivierten konvektiven Wärmeübergangs wesentlich ausgeprägter als der Einfluß des Druckluftvorgangs.

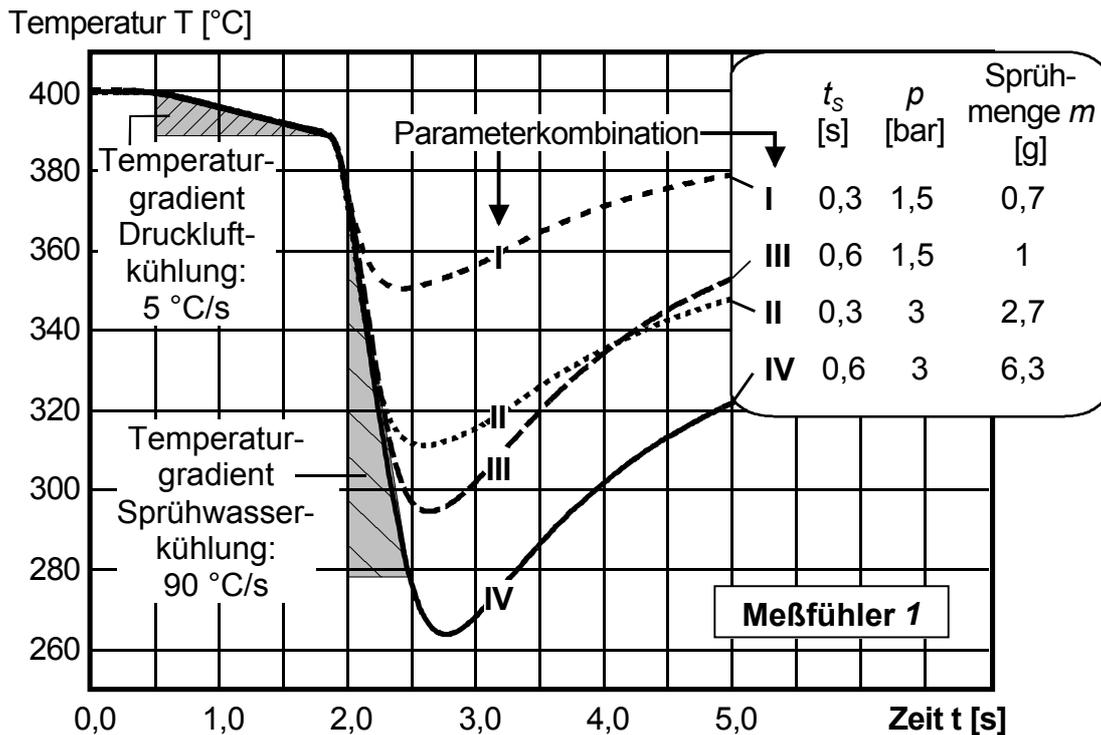


Bild 7-8: Temperaturabfall an Meßfühler 1 in Abhängigkeit von Sprühdruck, Sprühzeit und Ausblaszeit

- 2 Der Gradient der Temperaturabsenkung ist unabhängig von den Kühlschmierparametern, d.h. unabhängig von den jeweiligen Einstellungen von Druck, Zeit und der verdampfenden Masse des Kühlmediums.
- 3 Es besteht kein eindeutiger Zusammenhang zwischen verdampfender Masse des Kühlmediums und maximaler Temperaturabsenkung. Sprühzeit und Sprühdruck üben unterschiedlichen Einfluß auf die Temperaturabsenkung aus, wenngleich der Unterschied zwischen den Wirkungen gering ist. Beim Vergleich der Kurvenpaare 1 und 3 bzw. 2 und 4 fällt auf, daß der Einfluß der Sprühzeit geringfügig stärker ist als der Einfluß des Sprühdrucks.

In Tabelle 7-3 sind die gemessenen Temperaturabsenkungen zusammengestellt.

Tabelle 7-3: Temperaturabsenkungen in Abhängigkeit der Parameter der Kühlschmierung

Parameterkombination	Sprühdauer t_s [s]	Sprühdruck p [bar]	Masse m des Sprühmediums [g]	Temperaturabsenkung [°C]
I	0.3	1.5	0.7	48
II	0.3	3	2.7	98
III	0.6	1.5	1	105
IV	0.6	3	6.3	137

Fazit

- Die Durchführung vollfaktorieller Versuche führte systematisch und zielgerichtet zur Identifikation der Haupteinflußgrößen des Kühlschmiervorgangs auf die Zielgröße Werkzeug-Grundtemperatur. Die vermuteten Wechselwirkungen wurden bestätigt.
- Die Werkzeug-Grundtemperatur kann durch die Parameter des Kühlschmiervorgangs signifikant beeinflusst werden. Dabei üben die Parameter Sprühdruck und Sprühzeit gegenüber dem Parameter Ausblaszeit dominanten Einfluß auf die Grundtemperatur aus. Aufgrund des geringen Unterschieds der Wirkung von Sprühdruck und Sprühzeit eignen sich für die Anlaufoptimierung prinzipiell beide Parameter.

8 Erschließung des Anlaufpotentials

Die Erschließung des Anlaufpotentials basiert auf der geeigneten Führung der im vorangegangenen Abschnitt identifizierten Haupteinflußgrößen während des instationären Anlaufbetriebs. Die Strategie zur geeigneten Führung der Haupteinflußgrößen wird dazu aus der Kenntnis des Zusammenhangs zwischen der Zielgröße und den physikalischen Vorgängen während Fertigungsunterbrechungen aus dem stationären Betrieb der Systemkomponenten abgeleitet, da die instationären Zustände im Anlaufbetrieb durch die gleichen physikalischen Vorgänge verursacht werden.

Am Beispiel der Systemkomponenten Induktionserwärmung und Umformwerkzeug wird die Vorgehensweise zur Erschließung des Anlaufpotentials veranschaulicht.

8.1 Induktionserwärmung

8.1.1 Auswirkung von Fertigungsunterbrechungen

Die im Abschnitt 6 „Quantifizierung des Anlaufpotentials“ untersuchte Inbetriebnahme aus dem kalten Zustand entspricht dem Anfahren der Anlage nach der Unterbrechungsdauer t_U . Zur Untersuchung der Vorgänge während der Unterbrechungsdauer wird die Temperaturentwicklung der Rohteilsäule nach Abschalten aus dem stationären Betrieb erfaßt. Dazu werden in 8 hintereinanderliegende Rohteile Thermoelemente zur Messung der Kerntemperaturen appliziert. Die Rohteile werden im stationären Betrieb durch die Induktionsanlage geschoben. Nach Beschickung des 8.-ten Rohteils wird die Energieversorgung abgeschaltet. In Bild 8-1 sind die Kerntemperaturen zu verschiedenen Unterbrechungsdauern in der Zeitspanne $0 < t_U < 8$ min dargestellt.

Die in der Rohteilsäule, im Keramikrohr sowie infolge Wärmeleitungs- und Strahlungsaustausch zwischen Rohteilsäule und Keramikrohr stattfindenden Wärmeausgleichsvorgänge führen zur Ausbildung von drei räumlichen Zonen in der Rohteilsäule:

- Zone der Rohteilerwärmung (Rohteil 1)
- Zone konstanter Wärme (Rohteil 2)
- Zone der Rohteilabkühlung (Rohteile 3-8)

Das während des Betriebs ausschließlich von der Rohteilsäule infolge Wärmeleitung und Strahlung erwärmte Keramikrohr wirkt als Energiespeicher und gibt die aufgenommene Wärme während der Unterbrechung z.T. wieder ab. Der Anteil der vom Keramikrohr an die Rohteilsäule übertragenen Wärme ist dabei erheblich. Hierfür ist in Bild 8-2 der Temperaturzuwachs eines Rohteils dargestellt, welches unmittelbar nach Abschalten der Energieversorgung im Takt des Schmiedeprozesses durch die Induktionserwärmung geführt wurde. Der Temperaturzuwachs auf ca. 250° ist ausschließlich auf Wärmeleitung und Strahlung vom Keramikrohr auf das Rohteil zurückzuführen.

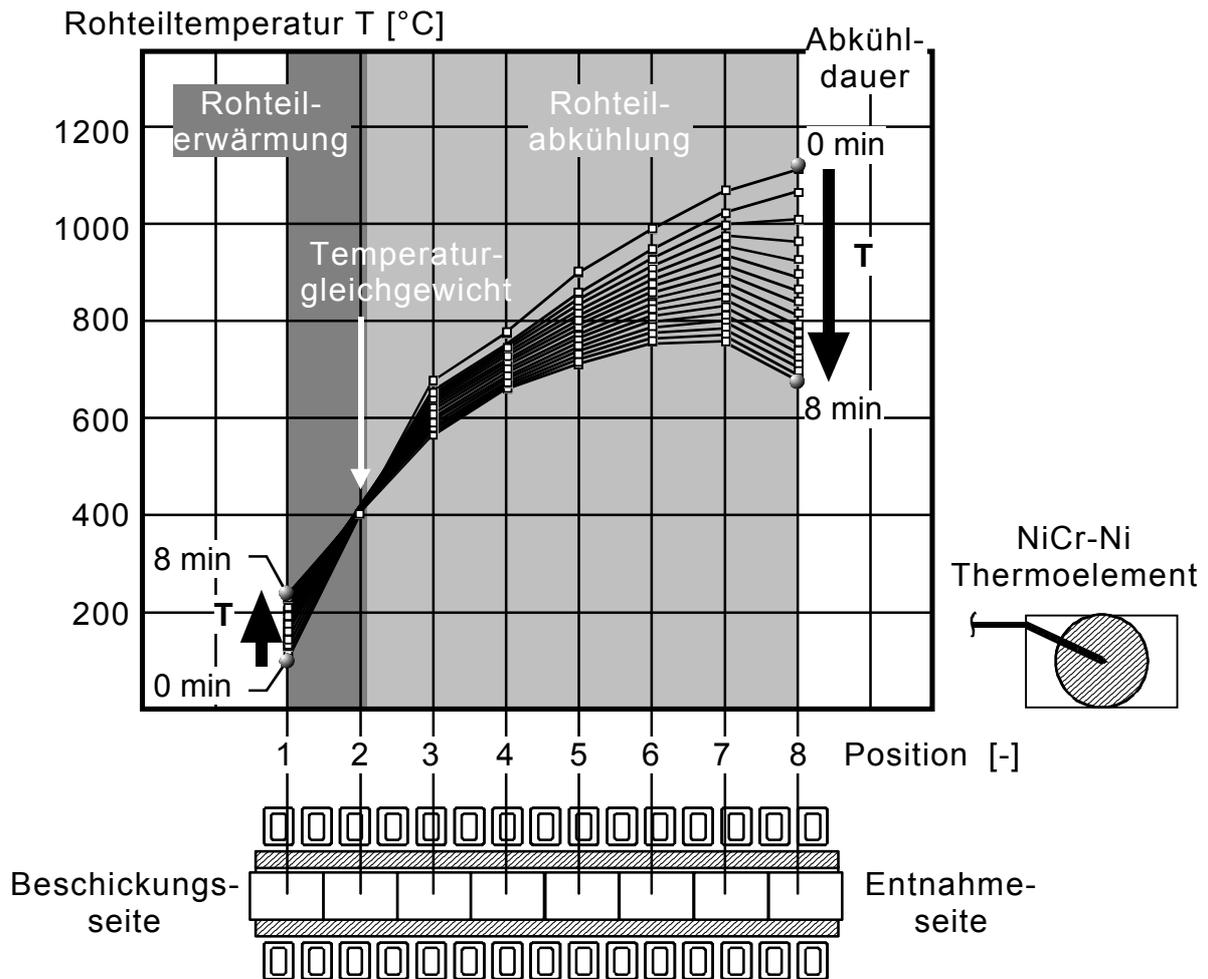


Bild 8-1: Temperaturentwicklung der Rohteilsäule nach Energieabschaltung aus dem stationären Betrieb in Abhängigkeit der Rohteilposition

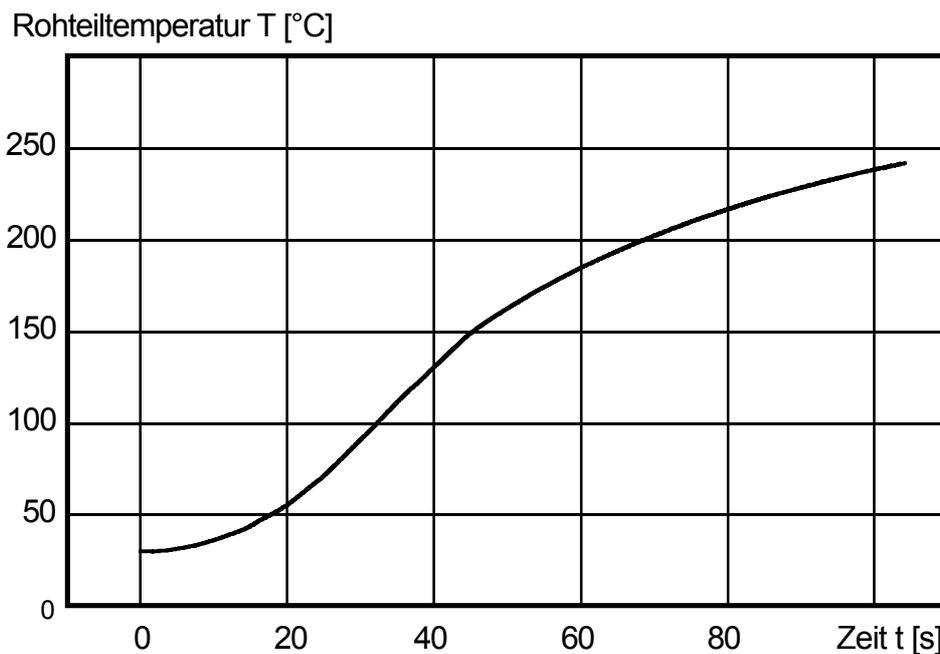


Bild 8-2: Erwärmung des Rohteils beim Ofendurchlauf im leistungsfreien Betrieb infolge Wärmestrahlung und Leitung des Keramikrohrs

Die Wärmeaufnahme der Rohteile durch das Keramikrohr ist von dessen Wärmeinhalt abhängig, der sich mit der Unterbrechungsdauer kontinuierlich ändert. Aufgrund des Wärmeaustauschs infolge Leitung und Strahlung gibt es einen direkten Zusammenhang zwischen Wärmeinhalt des Keramikrohrs und Dauer des instationären Anlaufs (s. Bild 8-3). Der Einfluß der Unterbrechungsdauer auf den Anfahrbetrieb ist hier für drei verschiedene Arbeitspunkte in Bild 8-3 dargestellt.

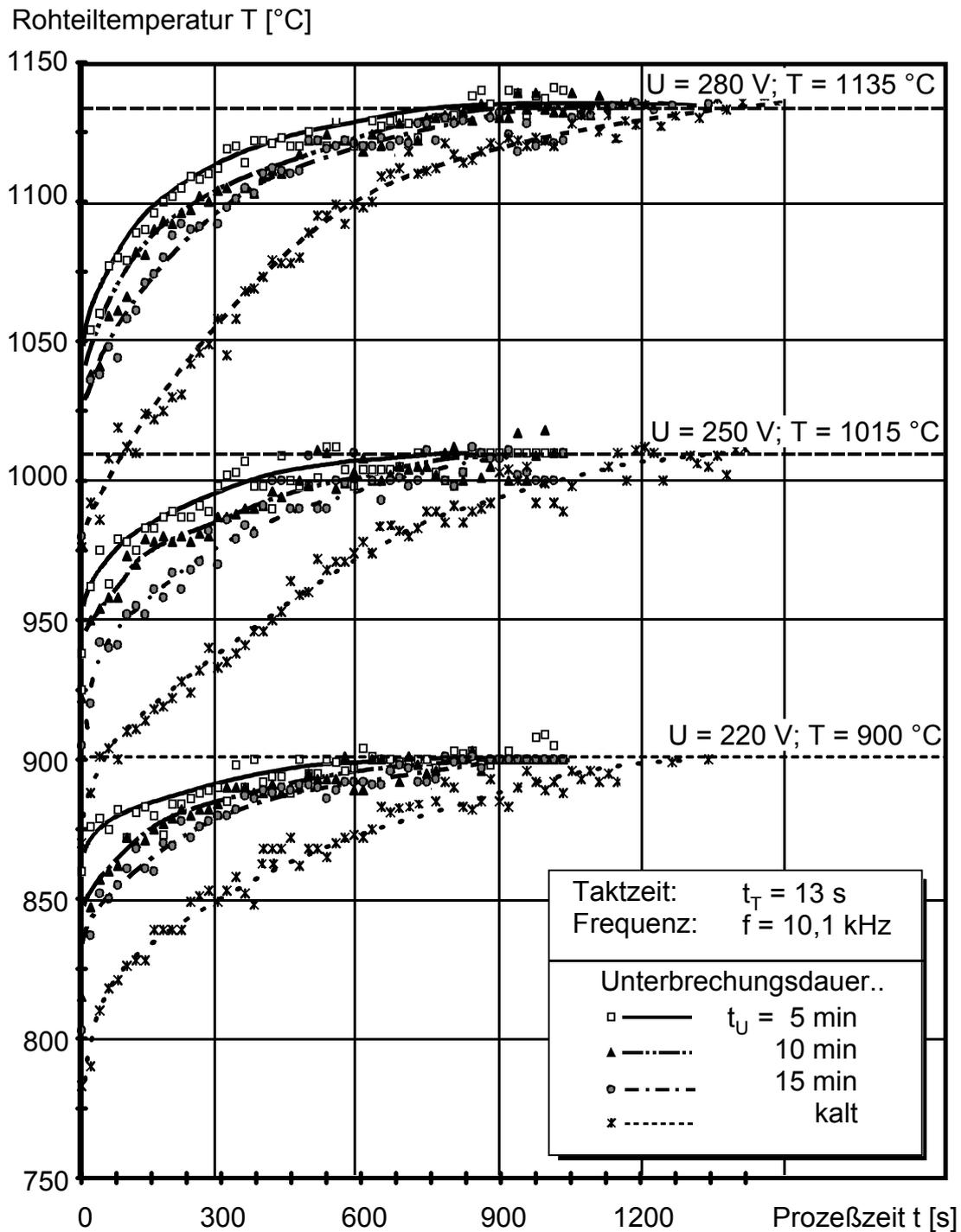


Bild 8-3: Einfluß der Unterbrechungsdauer auf den Anfahrbetrieb für drei Arbeitspunkte beim Anfahren mit konstanten Spannungswerten

Es zeigt sich, daß die Dauer der instationären Anlaufzeit primär von dem zur Unterbrechungsdauer proportionalen Wärmeinhalt, und nur geringfügig von der Absolutlage des Arbeitspunktes, d.h. von der Höhe der jeweiligen stationären Rohteiltemperatur, abhängig ist (hier: $T = 900\text{ °C}$, 1015 °C , 1130 °C). So werden die hier dargestellten stationären Rohteiltemperaturen für die jeweilige Unterbrechungsdauer nach etwa gleichen Zeiten erreicht (z.B. Anfahren kalt: $T = \text{const.}$ für alle 3 Arbeitspunkte nach ca. $t = 1300\text{ s}$ (ca. 22 min) erreicht; Anfahren nach 5 min Unterbrechungsdauer: $T = \text{const.}$ für alle 3 Arbeitspunkte nach ca. 600 s erreicht).

Das Keramikrohr wirkt während des instationären Anlaufs als Wärmesenke, indem es der Rohteilsäule kontinuierlich Wärme infolge Leitung entzieht. Als Folge des Wärmeentzugs ist der mittlere Widerstand der Rohteilsäule und demzufolge die Wirkleistungsabgabe an die Roheile im Anlaufbetrieb reduziert, obwohl das Aggregat mit konstanter Spannung betrieben wird. Der Wärmefluß von der Rohteilsäule zum Keramikrohr hat im stationären Betrieb ein konstantes Niveau erreicht. (Bild 8-4).

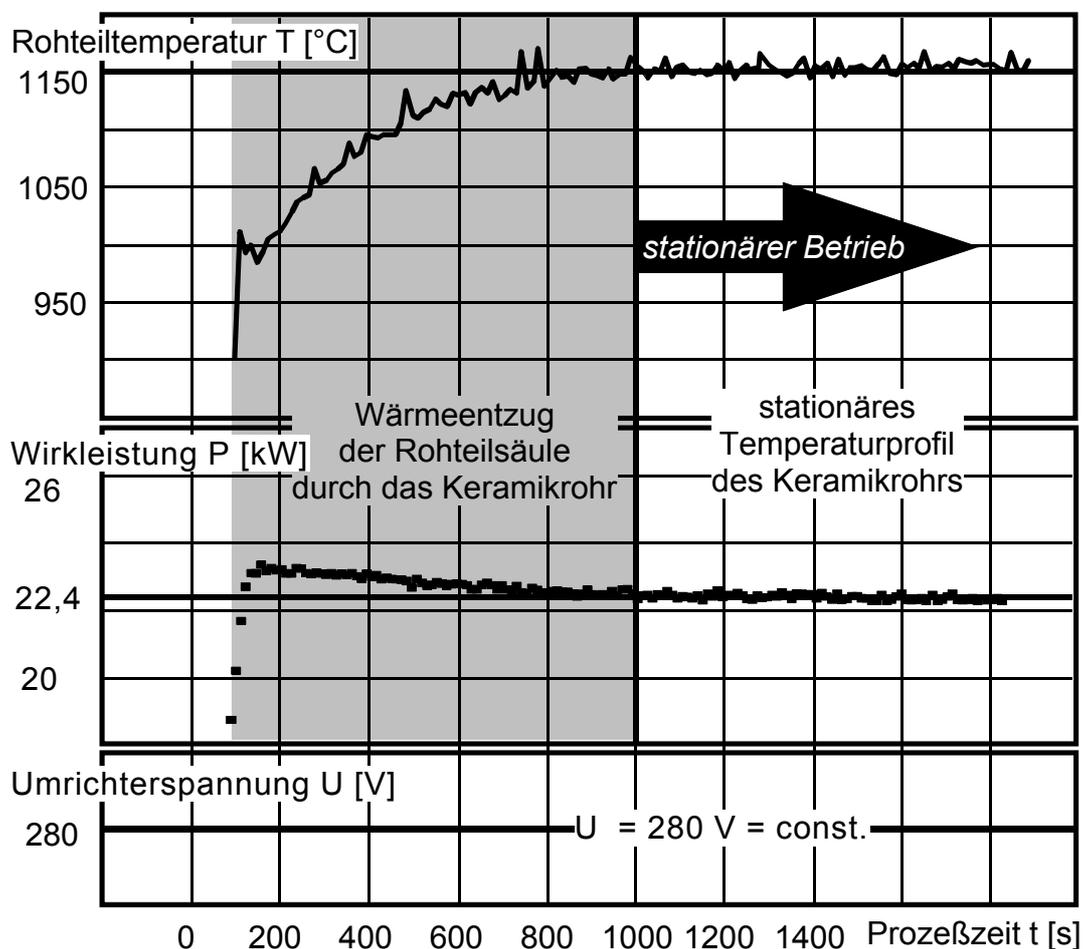


Bild 8-4: Beeinflussung des instationären Anlaufs der Induktionserwärmung durch Wärmeverluste der Rohteilsäule an das Keramikrohr

Der Wärmeentzug der Rohteilsäule durch das Keramikrohr wird im folgenden als *Wärmeverlust* bezeichnet.

8.1.2 Reduzierung des instationären Anlaufs

Die Anlaufoptimierung muß in der Lage sein, aus beliebigen Startzuständen heraus schnellstmöglich auf Solltemperatur erwärmte Rohteile bereitzustellen. Gütekriterium einer Anlaufoptimierung ist demnach die *Anlaufzeit*, d.h. diejenige minimale Zeit, nach der stationäre Rohteiltemperaturen vorliegen.

Basierend auf der Analyse der Induktionserwärmung während Fertigungsunterbrechungen konnte in Abschnitt 8.1.1 gezeigt werden, daß instationäre Anlaufzustände durch Wärmeverluste der Rohteilsäule an die Ofenauskleidung verursacht werden.

Hieraus folgt als zentrale Anforderung an eine optimierte Umrichterspannungs-Zeit-Führung, daß die Wärmeverluste der Rohteilsäule während des Anlaufbetriebs kompensiert werden müssen. Hierfür muß der Zusammenhang zwischen dem Wärmeinhalt des Keramikrohrs und dem optimierten zeitlichen Verlauf der Umrichterspannung erschlossen werden.

Im Rahmen der Systemanalyse konnte diesbezüglich geklärt werden, daß die Wärmeverluste mit steigender Unterbrechungsdauer zunehmen (Bild 8-3). Daher werden zur Anlaufoptimierung lineare Spannungs-Zeit Verläufe gemäß Gleichung (8.1) untersucht (Bild 8-5).

$$\left| U(t) = -\frac{(U_{\max} - U_{\text{stat}})}{t_E} \cdot t + U_{\max} \right|_{t=0}^{t=t_e}; \frac{dU(t)}{dt} = \text{const.} \quad (8.1)$$

$$\left| U(t) = U_{\text{stat}} \right|_{t=t_e}^t \quad (8.2)$$

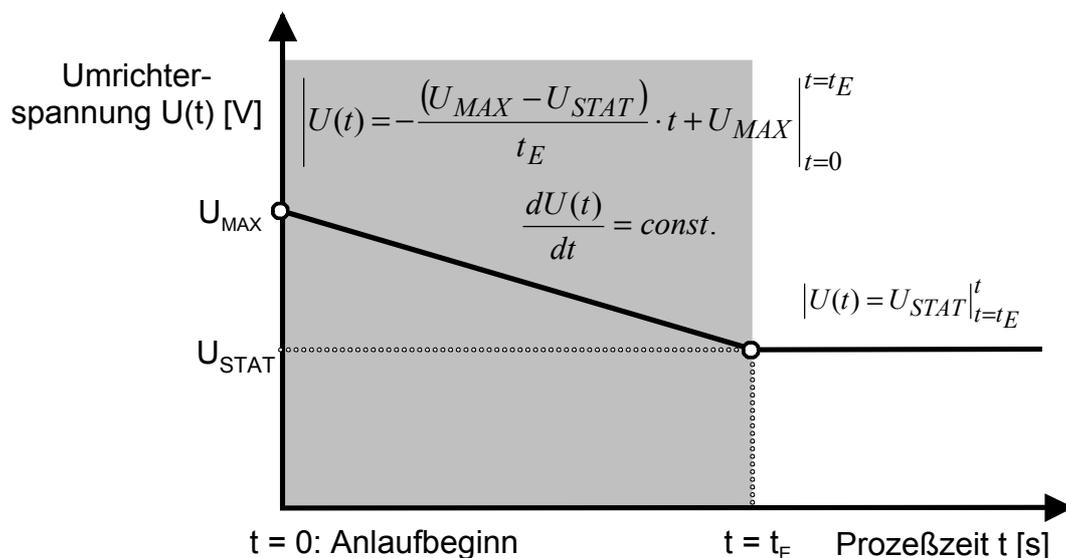


Bild 8-5: Prinzip der Anlaufoptimierung mit linearem Spannungs-Zeit Verlauf

Zur Reduzierung des Versuchsaufwands wird in Anlehnung an selbstlernende Systeme das Erfahrungswissen des Maschinenbedieners beim Anfahren nach unterschiedlichen

Unterbrechungsdauern genutzt. Die Spannungs-Zeit-Verläufe werden durch den Wert der Überspannung U_{MAX} zu Beginn des Anlaufs sowie durch die Zeit t_E , nach der die Überspannung auf den Wert des stationären Betriebs zurückgeführt ist, beschrieben. Da die Wärmeverluste mit steigender Unterbrechungsdauer zunehmen (Bild 8-3), wird mit zunehmender Unterbrechungsdauer der Wert der Überspannung gesteigert.

In Tabelle 8-1 sind die im Teach-In Betrieb der Anlage ermittelten Parameter der Anfahrverläufe nach verschiedenen Unterbrechungsdauern zusammengestellt. Durch diese Vorgehensweise konnten die optimalen Spannungs-Zeit Verläufe mit minimalem Aufwand (i.d.R. 2 Versuche) ermittelt werden.

Im Rahmen der rechnergestützten Anlaufoptimierung werden der Startwert der Umrichterspannung U_{MAX} sowie die Zeit t_E , nach der dieser Spannungswert auf das Niveau des stationären Betriebs geführt wird, gesteuert. Nach einer Unterbrechungsdauer von etwa 35 min. verhält sich die Erwärmungsanlage bei allen untersuchten Arbeitspunkten quasi-kalt, d. h. es sind dann keine nennenswerten Unterschiede bei der Entwicklung der Rohteiltemperatur gegenüber dem Anfahren mit kalter Anlage festzustellen. Die stationären Spannungswerte sind aus der Analyse des stationären Prozeßverhaltens bekannt (s. Abschnitt 7.1)

Tabelle 8-1: Parameter U_{MAX} und t_E der linearen Anlaufoptimierung

Unterbrechungs- dauer t_U [min]	Rohteiltemperatur					
	1135°C		1015°C		900°C	
	U_{MAX} [V]	t_E [s]	U_{MAX} [V]	t_E [s]	U_{MAX} [V]	t_E [s]
stationär (0)	280	0	250	0	220	0
5	299	170	268	180	230	140
10	301	190	271	270	231	240
15	302	260	272	320	233	310
kalt (≥ 35)	315	540	280	510	245	450

Die in Tab. 8-1 zusammengefaßten Parameterwerte werden als Stützstellen zur Aufstellung von optimierten Anfahrverläufen für die Umrichter-Spannung U_{MAX} durch Polynome 5-ten Grades verwandt. Die Optimierungsfunktion der Umrichterspannung kann somit in der Form

$$U_{\max}(t_U) = p_1 \cdot t_U^5 + p_2 \cdot t_U^4 + p_3 \cdot t_U^3 + p_4 \cdot t_U^2 + p_5 \cdot t_U + U_{stat} \quad (8.3)$$

bzw. die Funktion der Unterbrechungsdauer t_E in der Form

$$t_E(t_U) = q_1 \cdot t_U^5 + q_2 \cdot t_U^4 + q_3 \cdot t_U^3 + q_4 \cdot t_U^2 + q_5 \cdot t_U (+q_6) \quad (8.4)$$

abgebildet werden. Beide Verläufe sind in Bild 8-6 dargestellt.

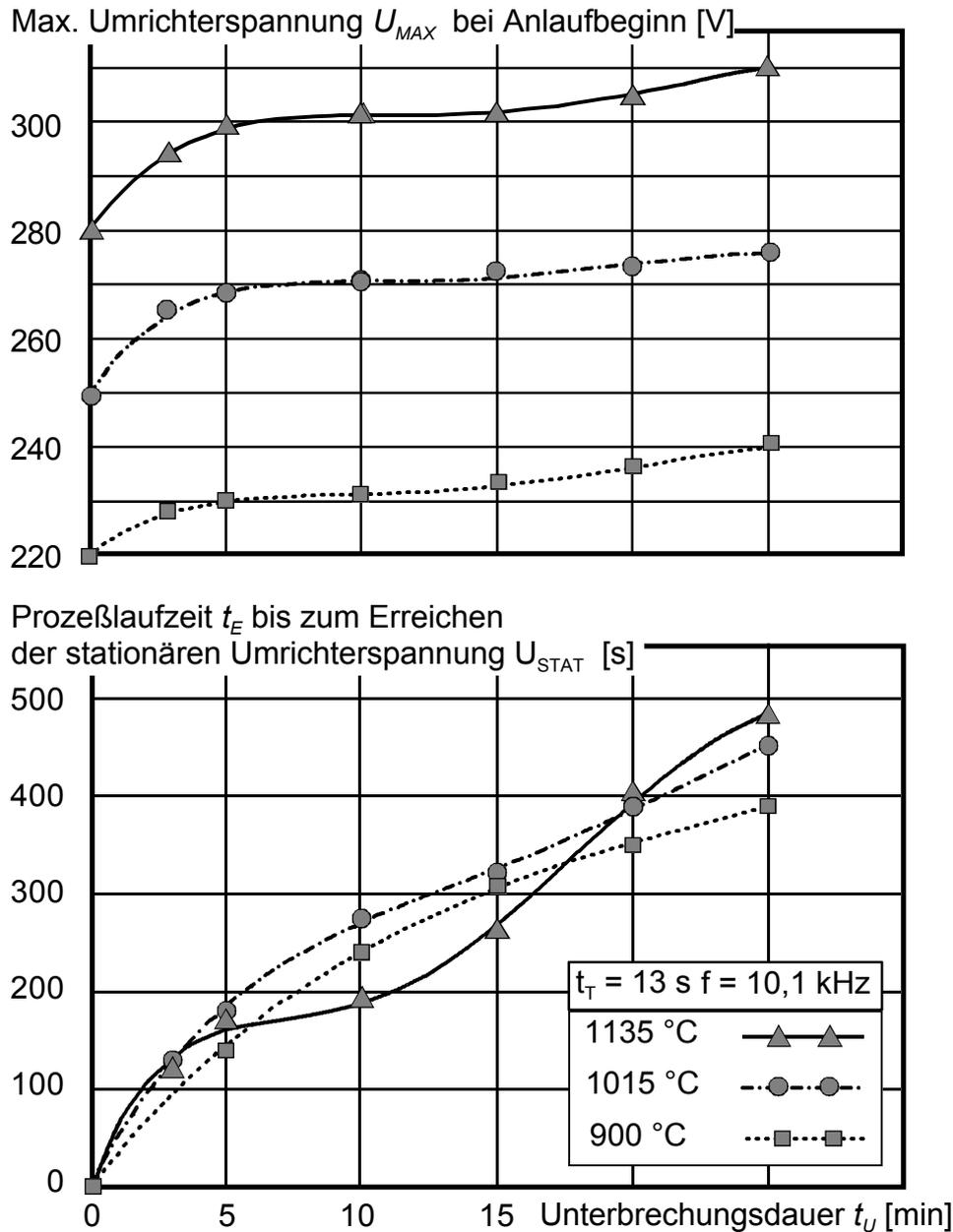


Bild 8-6: Verlauf von U_{MAX} und t_E in Abhängigkeit der Unterbrechungsdauer

Durch diese regressionsgestützte Abbildungsform ist es möglich, die Parameter U_{MAX} und t_E auch für experimentell nicht erfaßte Zwischenzustände mittels Regressionsanalysen zu berechnen. Diese Zwischenzustände entsprechen beliebigen Unterbrechungsdauern bzw. Wärmegehalten des Keramikrohrs.

Das Einsetzen der so modellierten Näherungsfunktionen (Gln. 8.3, 8.4) in die Geradengleichung (Gl. 8.1) führt zu einer allgemeinen Formulierung für die Umrichterspannung in Abhängigkeit von der Unterbrechungsdauer für den betrachteten Arbeitspunkt (Gl. 8.5). $U_{STAT}(T_{STAT})$ kann somit für verschiedene Arbeitspunkte bestimmt werden. Hierdurch ist die Berechnung von Gesamtkennfeldern möglich, welche für die untersuchten Arbeitspunkte die optimierten Verläufe

der Umrichterspannung $U(t)$ in Abhängigkeit von beliebigen Unterbrechungsdauern darstellen.

$$U(t)\{T_{STAT}, t_U, t_T\} = \frac{(U_{MAX}(T_{STAT}, t_U) - U_{STAT}(T_{STAT}))}{t_E(T_{STAT}, t_U)} t + U_{MAX}(T_{STAT}, t_U) \quad (8.5)$$

Bild 8-7 zeigt beispielhaft die Kennfelder für die Rohteil-Solltemperaturen $T_{STAT} = 900, 1015$ sowie 1135°C , $t_T = 13$ s, $f = 10.1$ kHz. Für experimentell nicht erfaßte Zwischenzustände können die Werte von U_{MAX} und t_E durch lineare Interpolation zwischen zwei untersuchten Arbeitspunkten bzw. durch Extrapolation berechnet werden (Gln. 8.6, 8.7).

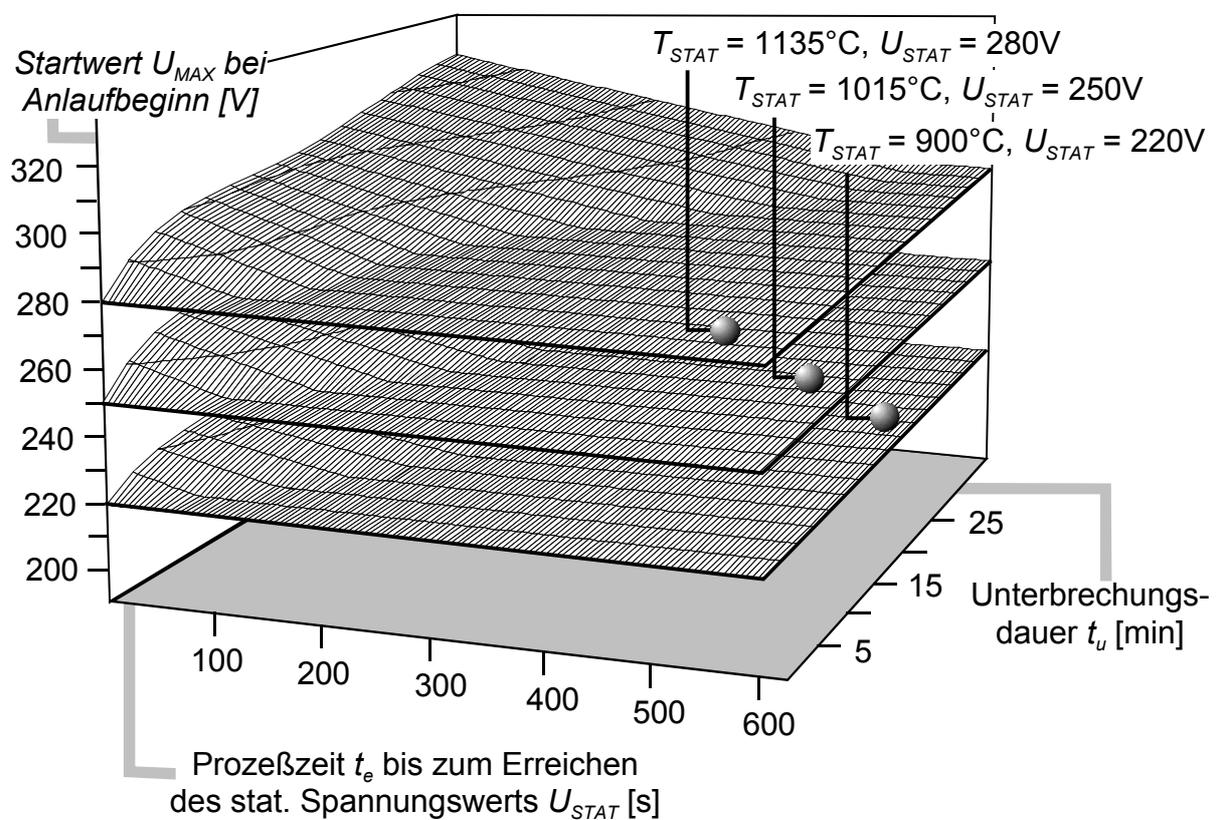


Bild 8-7: Kennfelder für die Anlaufoptimierung der Umrichterspannung für drei Arbeitspunkte

$$U_{\max}(T_{stat}, t_U) = U_{\max}(T_1, t_U) + \frac{(T_{stat} - T_1)}{(T_2 - T_1)} \cdot (U_{\max}(T_2, t_U) - U_{\max}(T_1, t_U)) \quad (8.6)$$

$$t_E(T_{stat}, t_U) = t_E(T_1, t_U) + \frac{(T_{stat} - T_1)}{(T_2 - T_1)} \cdot (t_E(T_2, t_U) - t_E(T_1, t_U)) \quad (8.7)$$

Auf diese Weise wurde für die betrachteten Arbeitspunkte ein Datenfeld der Form $U(t, \{T_{STAT}, t_U, t_T\})$ berechnet und als Basis für eine rechnergestützte Anfahr-optimierung nach beliebigen Unterbrechungsdauern aus dem stationären Zustand heraus in einer Datenbank hinterlegt.

Mit der regressionsgestützten Anlaufoptimierung konnten im automatisierten Versuchsbetrieb drastische Anlaufverkürzungen erzielt werden. In Bild 8-8 ist die kennfeldbasierte Führung des Umrichter-Spannungs Verlaufs (linke Bildhälfte) beispielhaft nach einer 15-minütigen Fertigungsunterbrechung sowie die dabei erzielten Rohteiltemperaturen dargestellt (rechte Bildhälfte). Der Anfahrvorgang erfolgt bis zum Erreichen der stationären Umrichterspannung $U_{STAT} = 280 \text{ V}$ mit einer Taktzeit von $t_T = 13 \text{ s}$. Nach berechneten $t_E = 240 \text{ s}$ ist die Anfahrsteuerung abgeschlossen und der Betrag von U ist auf den stationären Wert des Arbeitspunktes U_{STAT} zurückgestellt. Dabei liegen die resultierenden Rohteiltemperaturen bereits im 2. Prozeßtakt im Toleranzbereich (rechte Bildhälfte). Da der Spannungsverlauf der gesamten Rohteilsäule aufgeprägt wird, verläßt das erste Rohteil den Ofen überhitzt.

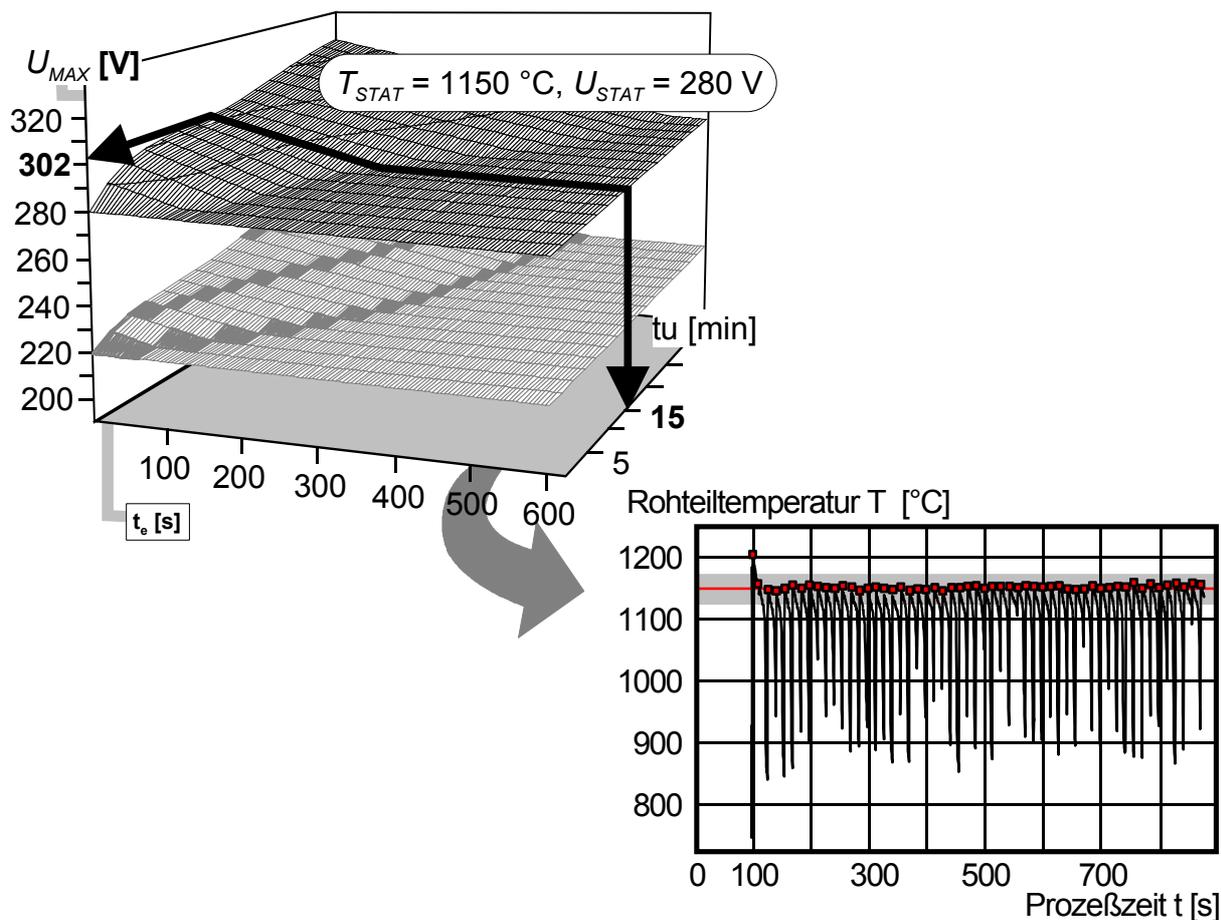


Bild 8-8: Kennfeldbasierter Anlauf der Induktionserwärmung nach einer 15-minütigen Fertigungsunterbrechung

In Bild 8-9 sind konventioneller und kennfeldbasierter Anlauf beim Start mit kalter Anlage gegenübergestellt. Während die Rohteiltemperaturen beim Anlauf mit konstantem Spannungswert unter Berücksichtigung der Meßunsicherheit des Pyrometers erst nach 540 s (9 min) das zulässige Toleranzfeld der Rohteiltemperatur erreichen und stationäre Temperatur-Endwerte erzielt werden, wird der zulässige Temperaturbereich im optimierten Betrieb bereits im zweiten Prozeßtakt erreicht ($26 \text{ s} \approx 0.5 \text{ min}$). Dies entspricht einer Anlaufreduzierung um 95%.

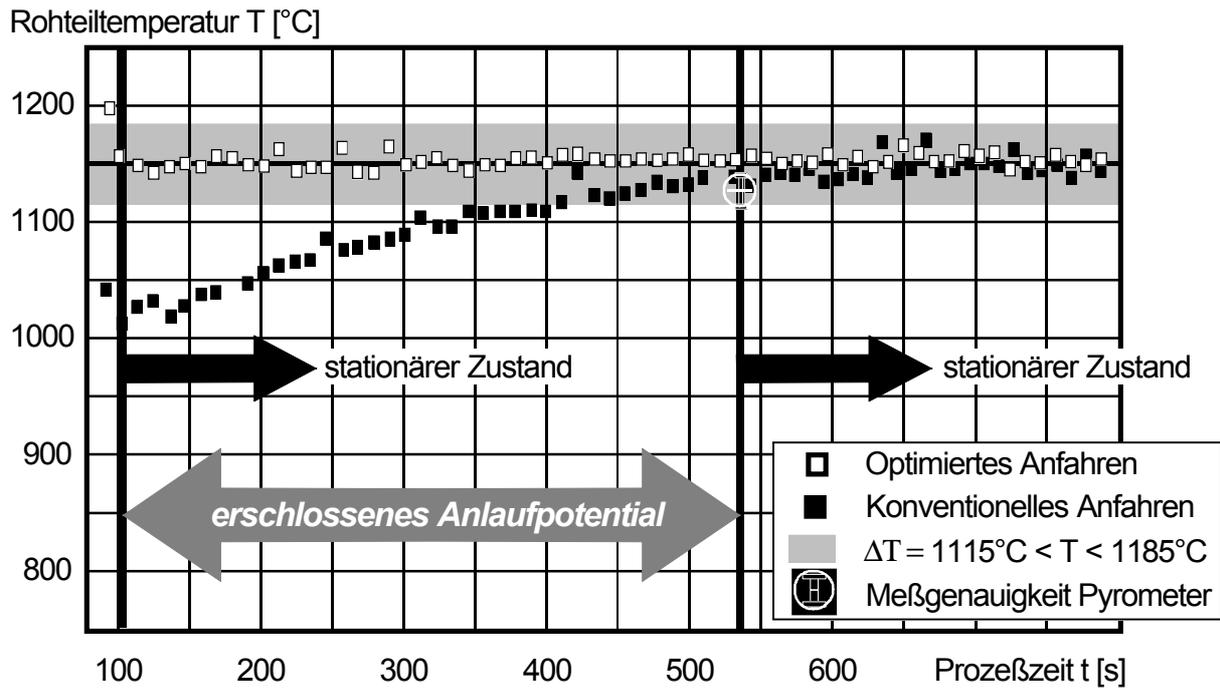


Bild 8-9: Gegenüberstellung von konventionellem und optimiertem Anlauf der Induktionserwärmung beim Start mit kalter Anlage

In **Bild 8-10** ist das Realisierungskonzept der Anlaufoptimierung zusammengefaßt. Im Falle einer Fertigungsunterbrechung registriert der Prozeßrechner die Störungsdauer. Nach Störungsbehebung gibt der Bediener die neuen Prozeßparameter für den Anlauf ein (gewünschte Rohteiltemperatur, Taktzeit etc.). Über die im Prozeßrechner hinterlegten Kennfelder wird on-line der optimierte Umrichter-Spannungs-Zeit Verlauf ermittelt und der Umrichter-Steuerung aufgeprägt. Hierdurch kann die Anlage schnellstmöglich auf Solltemperatur erwärmte Rohteile für den Schmiedeprozess bereitstellen.

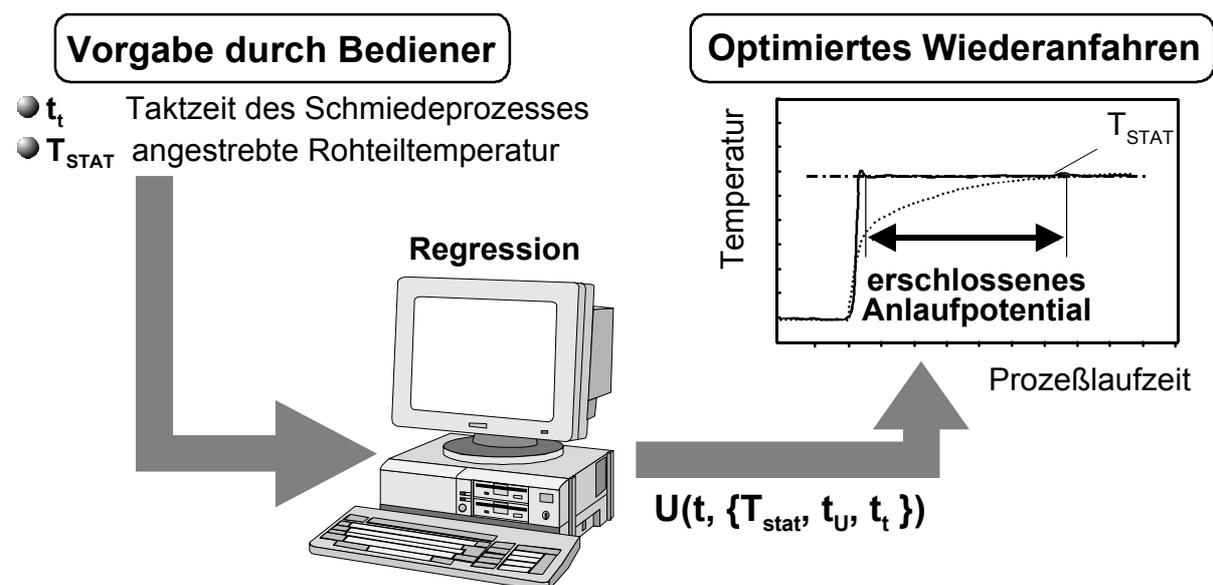


Bild 8-10: Rechnergestützte Anlaufoptimierung für die Induktionserwärmung nach Fertigungsunterbrechungen

8.2 Umformwerkzeug

8.2.1 Auswirkung von Fertigungsunterbrechungen

Die Abhängigkeit der werkzeugbezogenen Zielgröße Grundtemperatur von den resultierenden Schmiedeteilabmessungen wurde in Abschnitt 5.3.2 nachgewiesen. In der betrieblichen Praxis ist das Werkzeug häufig Auslöser von Fertigungsunterbrechungen, z.B. durch „Klemmer“ infolge unsachgemäßer Schmierung des Gesenks, gebrochener Auswerferstifte, etc. verursacht.

Der in Bild 6-9 gezeigte Verlauf der Grundtemperatur wird in Bild 8-11 durch die Betrachtung des Abfalls der Grundtemperatur während einer Unterbrechung aus dem stationären Betrieb erweitert. Hierfür wurde nach dem zuvor erfolgten und bereits in Bild 6-9 gezeigten Anlauf des Schmiedewerkzeugs der Schmiedebetrieb nach Erreichen der stationären Grundtemperatur abgebrochen. Es zeigt sich, daß die Grundtemperatur bereits nach einer kurzen Unterbrechungsdauer, hier $t_U < 5$ min, um mehr als 75 °C abgesunken ist. Wie aus Bild 5-8 folgt, ist bei derartigen Abweichungen von der stationären Grundtemperatur Ausschußproduktion die Folge.

Grundtemperatur T_G [°C]

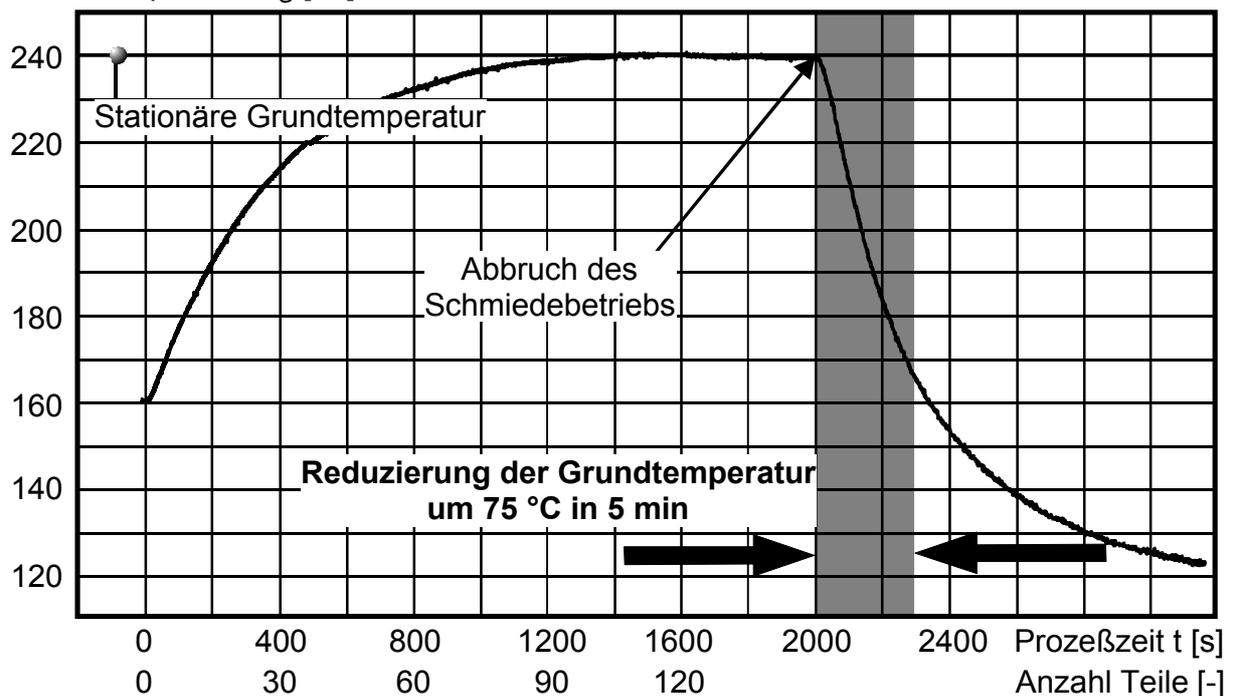


Bild 8-11: Starker Abfall der Grundtemperatur bereits nach kurzfristiger Fertigungsunterbrechung

8.2.2 Reduzierung des instationären Anlaufs

An die werkzeugseitige Anlaufoptimierung ist die Anforderung zu stellen, schnellstmöglich und aus jedem Betriebszustand heraus den stationären Wert der Grundtemperatur zu erreichen und diesen stabil zu halten. Dies kann nur erfüllt werden, wenn

dem abgekühlten Werkzeug nach einer Unterbrechung oder zu Produktionsbeginn möglichst große Temperaturgradienten während des Anlaufs aufgeprägt werden, um schnellstmöglich die stationäre Grundtemperatur zu erreichen und zu halten.

Basierend auf der Diskussion der Einflußgrößen der Grundtemperatur konnte in Abschnitt 5.3.2 die Kühlschmierung als flexible Einflußgröße identifiziert und im Experiment die Parameter Sprühzeit und Sprühdruck als signifikant ermittelt werden (Abschnitt 7.2, Bild 7-5). Zur Anlaufoptimierung wird daher die Beeinflussung dieser Parameter, z.B. durch Reduzierung der Kühlung im Falle einer zu niedrigen Grundtemperatur, herangezogen.

Für die Anlaufoptimierung ist es wichtig, daß Änderungen im Temperaturhaushalt des Werkzeugs schnellstmöglich erkannt werden, da die Werkzeugtemperatur mit der Gravurdehnung korreliert und die Optimierungsmaßnahme folglich aus diesem Temperaturwert abgeleitet wird. Daher ist eine geringe Distanz des Meßorts der Temperatur von der wärmeeinbringenden Gravuroberfläche anzustreben.

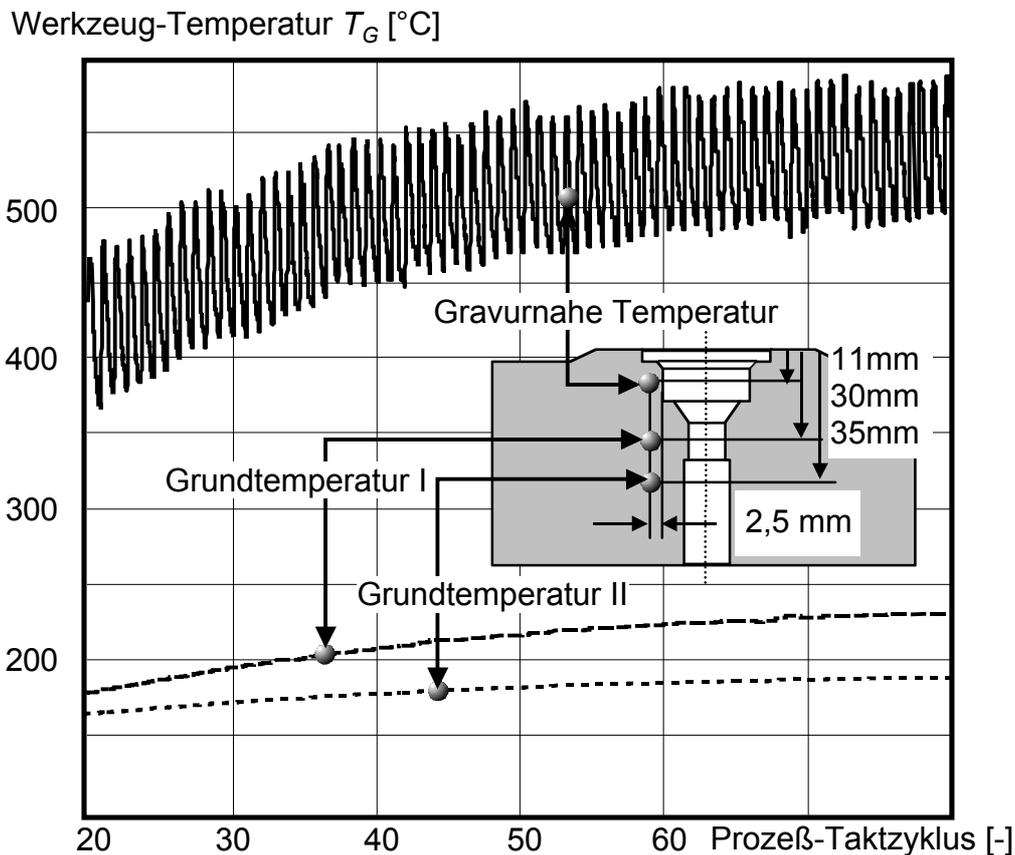


Bild 8-12: Temperaturverteilung im Werkzeug

Wie in Abschnitt 5.3.2, Bild 5-5 erläutert wurde, sind gravurnah applizierte Temperatursensoren direkt den zyklischen Temperaturwechselbelastungen ausgesetzt und reagieren unmittelbar auf veränderliche Prozeßbedingungen (z.B. veränderte Wärmeübergänge infolge unterschiedlicher Verzunderungszustände, Ausbildung des Schmierstofffilms etc.). Zur Detektion veränderlicher Gravurabmessungen wird nur eine Trendinformation der Gesenkttemperatur benötigt. In Abschnitt 5.3.2 wurde hierzu

die Grundtemperatur identifiziert. Für die Anlaufoptimierung ist daher eine geringe Distanz des Temperaturfühlers von der Gravur sicherzustellen (Bild 8-12, Grundtemperatur I). Den weiteren Untersuchungen wird daher die bereits in den bisherigen Untersuchungen verwendete, erhöhte Grundtemperatur I zugrundegelegt.

Die Güte der Anlaufoptimierung ergibt sich aus dem Hochlaufverhalten der Grundtemperatur. Als flexibel beeinflussbare Stellgröße wird die in Abschnitt 5.3.2 identifizierte Sprühzeit verwendet.

Im ungeregelten, konventionellen Betrieb wird die Versuchsanlage mit folgenden konstanten Einstellungen des Kühlschmieraggregats betrieben:

- Druckluftreinigung $t_A = 1.0 \text{ s}, p = 3 \text{ bar}$
- Sprühzeit, Sprühdruck $t_S = 0.7 \text{ s}, p = 3 \text{ bar}$

Die im untersuchten Schmiedebetrieb hierbei gemessene Grundtemperatur beträgt $T_G = 240 \text{ °C}$ (s. Bild 6-9). Basierend auf der Analyse des stationären Zustands wird für die Anlaufoptimierung folgende Vorgehensweise getroffen:

1. Referenzwert der Gesenkkühlung ist der stationäre Wert der Grundtemperatur ($T_G = 240 \text{ °C}$). Bei Unterschreitung dieses Werts wird die Sprühzeit zurückgesetzt, bei Überschreitung intensiviert. Hierbei wird eine Zweipunkt-Regelung eingesetzt, da diese kosten- und aufwandsarm realisierbar ist. Ein Überschwingen der Grundtemperatur infolge des für 2-Punkt-Regler typischen Sägezahnverlaufs kann aufgrund des temperatursignifikanten Einflusses der Sprühzeit auf die Grundtemperatur ausgeschlossen werden.
2. Da bei der vorliegenden Anlage Kühlung und Schmierung zeitgleich erfolgen, muß eine negative Beeinflussung der Reibbedingungen bei reduzierter Sprühzeit und somit ebenfalls reduzierter Schmierstoffmenge ausgeschlossen werden. Dies kann entweder durch zeitliche Trennung der Aktionen *Kühlen* und *Schmieren* oder durch Einstellung eines Mindestmischungsverhältnisses erfolgen. Da die zeitliche Trennung von Kühlung und Schmierung im vorliegenden Fall die Prozeßnebenzeiten verlängert (Handhabung und Schmierung erfolgt durch 2 unterschiedliche Aggregate), wurde in Vorversuchen ein Mindestmischungsverhältnis von Wasser:Schmierstoff (hier: 1:13) ermittelt, bei dem sich ein funktionstüchtiger Schmierstofffilm ausbildet. (Bei Transfereinrichtungen, die Handhabung und Sprühkühlung vereinen, ist eine zeitliche Trennung u.U. möglich).

Basierend auf den Einstellungen des stationären Betriebs werden folgende Einstellungen für die Anlaufoptimierung festgesetzt:

- Druckluftreinigung $t_A = 1.0 \text{ s}; p = 3 \text{ bar}$
- Geregelte Kühlschmieraktion $t_S = 0.2/0.9 \text{ s}; p = 3 \text{ bar}$
- Mischungsverhältnis *Wasser:Schmierstoff* 1:13

In Bild 8-13 sind optimierter und nicht optimierter Betrieb gegenübergestellt. Erwartungsgemäß stellt sich ein der Zweipunkt-Regelung entsprechender Sägezahnverlauf der Grundtemperatur mit geringer Schwankungsbreite der Amplitude ein. Während die stationäre Grundtemperatur im unregulierten Betrieb erst nach ca. 120 Taktzyklen (20 min) erreicht ist, kann dies im Fall der Zweipunkt-Regelung auf 15 Taktzyklen (3.2 min) reduziert werden.

Das erschlossene Anlaufpotential ist somit erheblich. Durch die Regelung wird eine Einsparung des instationären Anlaufzustands von knapp 90% erreicht.

Eine Ausschnittvergrößerung von Bild 8-13 zeigt in Bild 8-14, daß mit den getroffenen Einstellungen die Amplitude der Grundtemperatur maximal 3 °C beträgt.

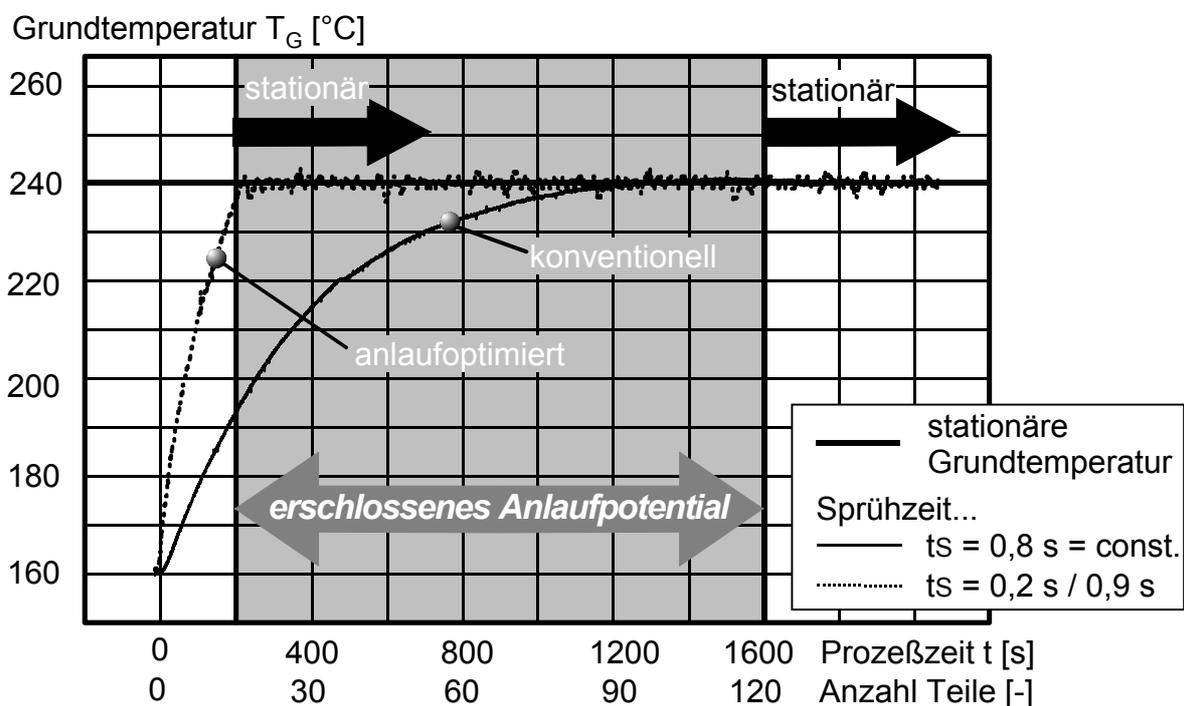


Bild 8-13: Gegenüberstellung von konventionellem und optimiertem Anlaufbetrieb des Umformwerkzeugs

Dies kann vernachlässigt werden. Ebenso ist der Zweipunkt-Regler in der Lage, die Grundtemperatur nach einer Prozeßstörung (s. Detailausschnitt: $1100 < t < 1200$ s) schnell wieder auf den Sollwert zu führen.

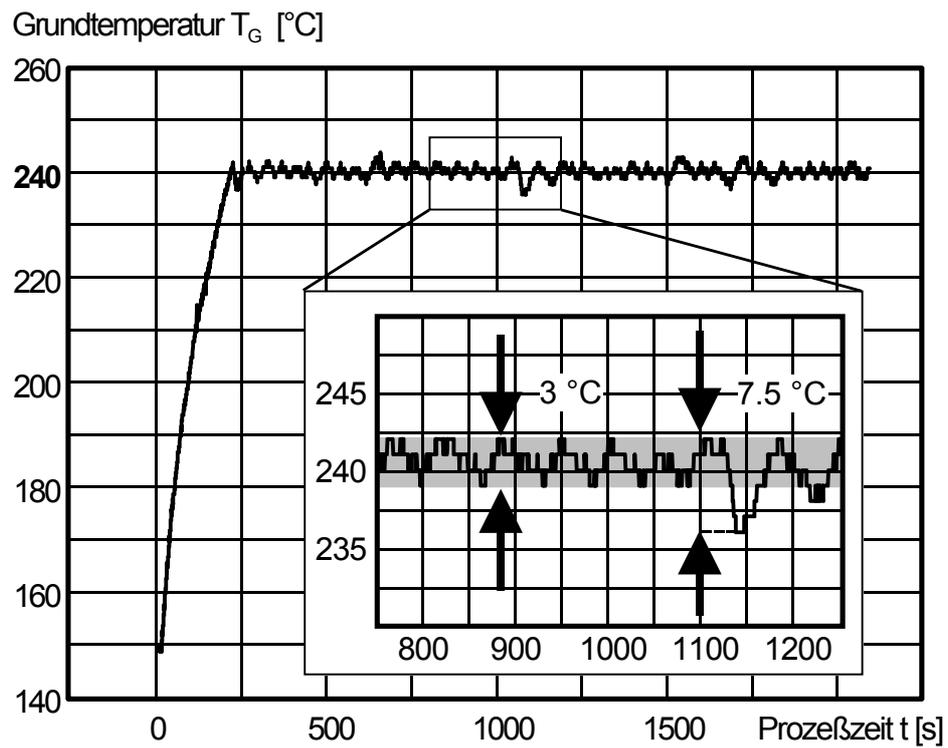


Bild 8-14: Detail des Temperaturverlaufs im Regelbetrieb

9 Übertragbarkeit der Ergebnisse

Im Hinblick auf den Einsatz der Anlaufoptimierung in der Produktion muß gefordert werden, daß die Qualität der vorgestellten Ergebnisse auch dann erhalten bleibt, wenn verschiedene Schmiedeteile auf einer Anlage gefertigt werden. Das herstellbare Bauteilspektrum und hiermit verbundene Rohteil-Stückgewicht wird dabei über die verfügbare Nennkraft der Presse und deren Nennweg definiert. Unter Berücksichtigung der zur Verfügung stehenden Nennkraft der Umformpresse ($F_N = 3.15 \text{ MN}$) erstrecken sich die Untersuchungen auf Schmiedeteile einer Gewichtsklasse. Dabei kann eine Rohteilgeometrie zu unterschiedlichen Endgeometrien umgeformt werden.

Je nach Schmiedeteilgeometrie ist der Stofffluß und die Aufteilung des Rohteilvolumens in Ober- und Untergesenk unterschiedlich, so daß die Werkzeuge unterschiedlichen Wärmebelastungen ausgesetzt sind. Die Übertragbarkeit der vorgestellten Werkzeug-Anlaufoptimierung bedeutet, daß die vorgestellte Zweipunkt-Temperaturregelung in der Lage sein muß, für unterschiedliche Werkzeuge deren stationären thermischen Dehnungszustand schnellstmöglich zu erreichen und stabil zu halten.

Die Parameter

- Masse des Gesenkblocks
- Oberflächengeometrie der Gravur sowie
- Tiefe der Gravur im Gesenkblock

sind wesentliche Unterscheidungsmerkmale von Werkzeugen und beeinflussen deren Temperaturhaushalt. Die Variation dieser Parameter stellt somit eine geeignete Möglichkeit dar, die Übertragbarkeit der entwickelten Werkzeug-Temperaturregelung zu prüfen. Kann eine stabile Anlaufoptimierung mit den in Abschn. 7.2.2 definierten Kühlschmiereinstellungen für alle hier untersuchten Werkzeuge realisiert werden, ist der Werkzeug-Temperaturregler als robust gegen thermische Änderungen zu bezeichnen und die entwickelte Werkzeug-Anlaufoptimierung für eine Vielzahl von Produktionsgesenken zur Fertigung von Schmiedeteilen einer Gewichtsklasse einsetzbar.

9.1 Versuchsplanung

Zur Untersuchung des Einflusses der aufgeführten Parameter Masse des Gesenkblocks, Oberfläche der Gravur sowie Tiefe der Gravur im Gesenkblock auf die entwickelte Anlaufoptimierung werden Werkzeuge gefertigt, die systematisch hinsichtlich der Parameter variiert werden (Bild 9-1). Bei der Werkzeugfertigung werden die Temperatursensoren jeweils im gleichen Abstand zur Gravurunterseite appliziert, um Unterschiede bzgl. Grundtemperatur und Regelverhalten ausschließlich auf die Werkzeugparameter zurückführen zu können.

Der Absolutabstand des Temperatursensors zur Gravurunterseite h wird gegenüber dem ursprünglichen Versuchswerkzeug (Bild 6-9) jedoch reduziert, um den Einfluß der thermischen Trägheit des Gesenkblocks weiter zu verringern. Der radiale Abstand

zur Mittellinie ist bei allen Werkzeugen identisch. Hierdurch können Änderungen im Prozeßverhalten mit geringst möglicher Verzögerung diagnostiziert werden. Durch den reduzierten Abstand zur Gravurunterseite (einheitlich von 30 mm, Bild 8-12, auf 25 mm) sind sowohl erhöhte Temperaturwerte als auch Temperaturschwankungen zu erwarten. Vor diesem Hintergrund wird die Grundtemperatur noch als solche bezeichnet, wenn die Temperaturschwankungen durch den Schmiedeprozessablauf eine Höhe von $\Delta T = 5 \text{ °C}$ nicht überschreiten.

In Bild 9-1 sind die Parametervariationen aufgeführt. Zur Untersuchung der Parametereinflüsse wird ein vollfaktorieller Versuch durchgeführt. Hierfür werden die Parameter Gravuroberfläche und Gravurtiefe zur Kenngröße Oberflächen-Tiefen-Verhältnis ($OF-T_{GR}$) zusammengefaßt. Es wird demnach zwischen Werkzeugen mit vergleichsweise flacher Gravur (OF/T -Wert: hoch) sowie tiefen Gravuren (OF/T -Wert: niedrig) unterschieden. Hierbei ist zu berücksichtigen, daß ein *hoher* OF/T -Wert zwar eine „*flache*“ Gravur repräsentiert, diese jedoch eine *größere* Druckberührfläche als eine Gravur mit *geringem* OF/T_{GR} -Wert besitzt. Versuchswerkzeug 4 entspricht dem bereits untersuchten Werkzeug (Bild 6-9).

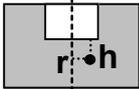
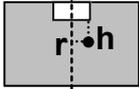
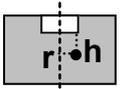
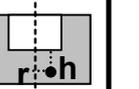
Werkzeug		WZ 1	WZ 2	WZ 3	WZ 4
Parameter					
Gesenkmasse	m [kg]	10 (+)	10 (+)	5 (-)	5 (-)
Gravuroberfläche	OF [mm ²]	3580 (-)	3940 (+)	3940 (+)	3580 (-)
Gravurtiefe	T_{GR} [mm]	18 (+)	14 (-)	14 (-)	18 (+)
Oberflächen-Tiefen-Verhältnis	(OF/T_{GR}) [(mm ² /mm)]	199 (-)	281 (+)	281 (+)	199 (-)

Bild 9-1: Untersuchte Werkzeugparameter mit symbolhafter Darstellung der Parameterniveaus (+) (-)

9.2 Stationärer Betrieb

Um den Einfluß der Werkzeugparameter auf die Grundtemperatur zu ermitteln, werden die Versuchswerkzeuge zunächst mit stationären Kühlschmiereinstellungen untersucht ($t_S = 0.7 \text{ s} = \text{const.}$)

Es wird deutlich, daß die Grundtemperatur eine ausgeprägte Abhängigkeit von den variierten Parametern aufweist (Bild 9-2). Die Schwankungen der Grundtemperatur sind kleiner als 5 °C .

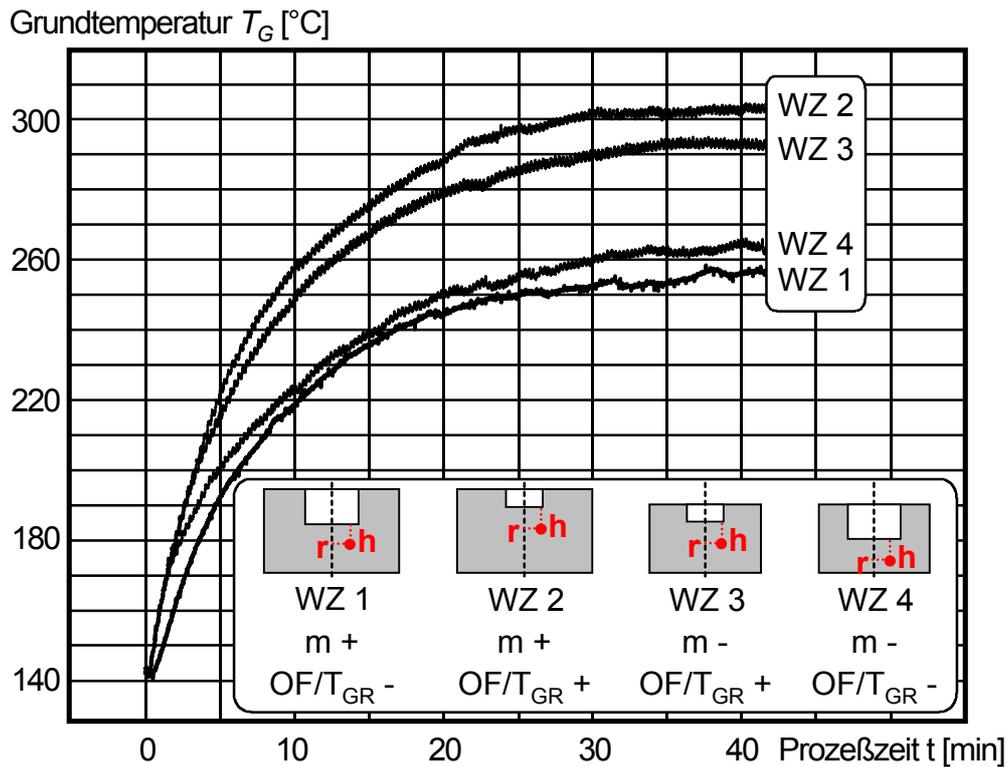


Bild 9-2: Beeinflussung der Grundtemperatur durch die Werkzeugparameter im stationären, unregulierten Betrieb

Die statistische Auswertung erfolgt wie in den Abschnitten 7.1.3 und 7.2.3. Das in Bild 9-3 dargestellte Ergebnis weist der Einflußgröße Oberflächen-Tiefen-Verhältnis einen signifikanten Einfluß auf die Grundtemperatur nach. Dabei werden bei Versuchswerkzeugen mit hohem OF/T_{GR} -Verhältnis vergleichsweise erhöhte Grundtemperaturen beobachtet. Dies bedeutet, daß die Größe der druckbeaufschlagten *Gravurfläche* höherwertigen Einfluß auf die Temperatureinbringung in das Gesenk ausübt als die *Gravurtiefe*.

Die Gesenkmasse ist bei allen Versuchen im Vergleich von weit untergeordneter Bedeutung. Die Varianzanalyse ergibt, daß die Werkzeugmasse hinsichtlich der Grundtemperatur nicht signifikant ist. Jedoch werden alle Wechselwirkungseffekte als signifikant identifiziert. Dies hat für den Regelbetrieb keine physikalische Bedeutung, da die werkzeugbezogenen Parameter Masse und OF/T_{GR} -Wert für jedes Produktionswerkzeug „starr“, d.h. nicht veränderlich sind.

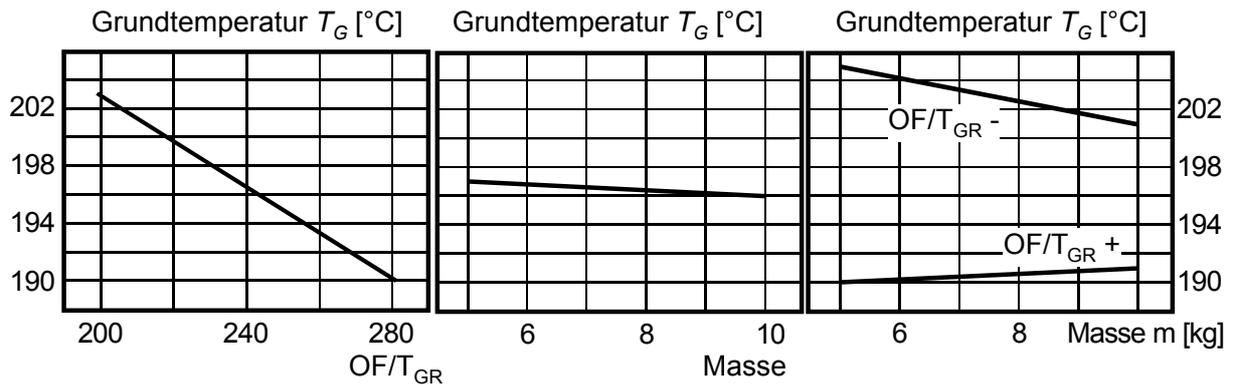


Bild 9-3: Einfluß und Wechselwirkungen der Geometrieparameter auf die Werkzeug-Grundtemperatur

Zusammenfassend wird experimentell bestätigt, daß die Geometrieparameter der Werkzeuge den Temperaturhaushalt signifikant beeinflussen. Faßt man die Versuchswerkzeuge als unterschiedliche, auf einer Schmiedeanlage eingesetzte Produktionswerkzeuge auf, ist im folgenden zu untersuchen, ob durch die Zweipunkt-Temperaturregelung diese geometriebedingten „Störeinflüsse“ durch stabiles Halten der Zieltemperatur kompensiert werden können.

9.3 Überprüfung der entwickelten Anlaufoptimierung

Die Versuchswerkzeuge werden mit den in Abschn. 8.2.2 festgelegten Einstellungen im automatisierten Schmiedeprozess bei geregelter Kühlschmierung untersucht. Hierbei werden unverändert die gleichen Reglereinstellungen ($t_{S,MIN} = 0.2$ s; $t_{S,MAX} = 0.9$ s) festgesetzt.

Wie aus Bild 9-4 ersichtlich, ist die Anlaufoptimierung in allen Fällen in der Lage, die Phase des instationären Anlaufs zu minimieren und den Sollwert der Grundtemperatur schnellstmöglich zu erreichen. Gemäß der erhöhten OF/T_{GR} -Werte der Gesenke 2 und 3 erreichen diese Werkzeuge den Sollwert bereits nach ca. 16 Prozeßtakten (ca. 3.4 min) gegenüber Werkzeug 1 und 4 (ca. 20 Prozeßtakten, 4.3 min) am frühesten (ungeregelter Betrieb, Werkzeug 4: ca. 120 Prozeßtakten \approx 26 min, s. Bild 6-9).

Während die Reduzierung des instationären Anlaufs bei keinem der Werkzeuge problematisch ist, zeigen sich jedoch Unterschiede im Halten der Grundtemperatur auf dem Sollwert. Hier zeigt sich eine ausgeprägte Abhängigkeit zwischen dem Verlauf der Grundtemperatur sowie direkt hiermit verbunden, der Regelaktion, und der Versuchsgeometrie.

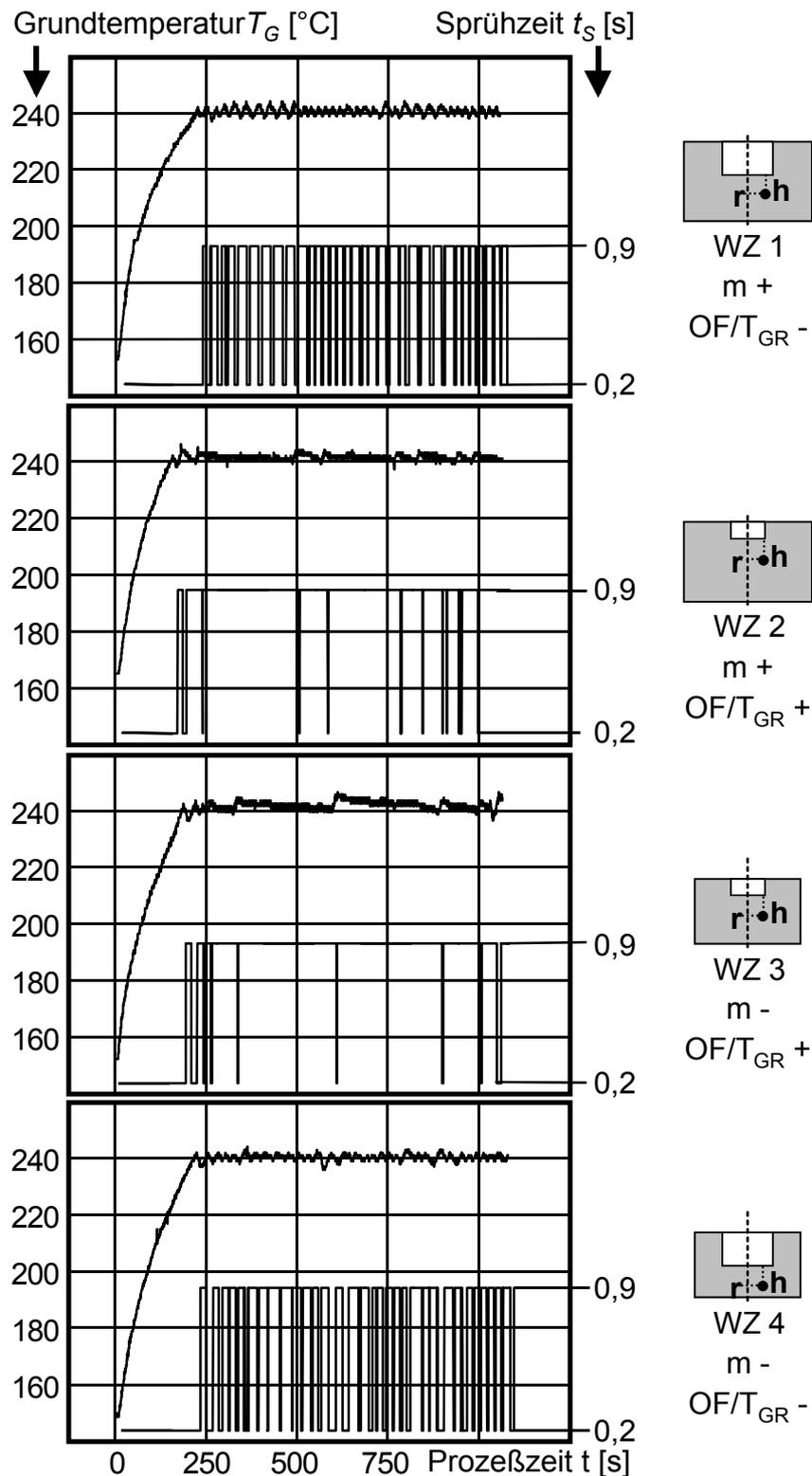


Bild 9-4: Anlaufverhalten und Temperaturstabilität im Regelbetrieb für die Versuchswerkzeuge

Betrachtet man zunächst die Temperaturverläufe im Regelbetrieb, so weist die ursprüngliche Referenz-Versuchsgeometrie (Werkzeug 4, Bild 6-9) neben Werkzeug 2 die geringste Amplitude ($\Delta T_{G,MAX} = 6 \text{ °C}$) sowie den dichtest an der Zieltemperatur

liegenden Temperaturmittelwert auf. (Tabelle 9-1). Ebenfalls ist die Standardabweichung des Temperatursignals für Werkzeug 4 am geringsten.

Tabelle 9-1: Auswertung der Temperatursignale T_G im Regelbetrieb

Werkzeug	Masse	OF/ T_{GR}	Mittelwert T_G [°C]	Amplitude T_G [°C]	Standardabw. T_G [°C]
1	+	-	240.6	7	1.24
2	+	+	241.5	6	1.27
3	-	+	242.4	8	1.47
4	-	-	240.2	6	1.15

Der Einfluß des OF/ T_{GR} -Werts äußert sich sinngemäß im Regelverhalten. Wurden im stationären Versuch für die Versuchswerkzeuge 2 und 3 (*großer* OF/ T_{GR} -Wert) vergleichsweise hohe Grundtemperaturen gemessen (Bild 9-2), so können diese Werkzeuge die durch die Umformung zugeführte Wärmeenergie gegenüber den Werkzeugen 1 und 4 nur bedingt abführen. Dies bestätigt sich in den erhöhten Mitteltemperaturen. Die Temperaturschwankungen sowie die Abweichung des Mittelwerts gegenüber dem Zielwert führen jedoch zu keinen unzulässigen Maßentwicklungen am Schmiedeteil, s. Bild 6-12.

Die Temperatursensitivität der Werkzeugparameter wird auch in der Aktivierungshäufigkeit des oberen bzw. unteren Niveaus der Sprühzeit deutlich. Die vergleichsweise geringe Aktivierung des unteren Sprühzeitniveaus $t_{S,MIN} = 0.2$ s für die Werkzeuge 2 und 3 verdeutlicht, daß die Wärme des Schmiedevorgangs nur unzureichend abgeführt werden kann (s. Bild 9-4, Verläufe der Sprühzeit). Hingegen werden hohes und niedriges Sprühzeitniveau bei den Werkzeugen 1 und 4 etwa gleich oft und in regelmäßiger Folge aktiviert, was auf einen stabilen Reglerzustand hinweist.

9.4 Anpassung der entwickelten Anlaufoptimierung

In Anbetracht der geringen Schwankungsbreite der Grundtemperatur kann die realisierte Zweipunkt-Temperaturregelung als robust gegen Störeinflüsse sowie als flexibles und zuverlässiges Mittel zur Werkzeug-Anlaufoptimierung angesehen werden. Damit kann die Zweipunkt-Regelung für die vorliegende Anwendung gegenüber differenzierter operierenden Reglern, wie z.B. der Dreipunkt-Regelung, eingesetzt werden.

Wenngleich die gemessenen Schwankungen der Grundtemperaturen von Werkzeug 2 und 3 vernachlässigbar sind, weist die überwiegende Aktivierung der hohen Sprühzeitniveaus ($t_s = 1.1$ bzw. 1.3 s) auf einen instabilen Reglerzustand hin. Dieser würde sich z.B. in einem starken Anstieg der Grundtemperatur, z.B. im Fall eines „Klemmers“, äußern. Daher sind generell stabile Reglerzustände anzustreben, da nur dann auf

unerwünschte Temperaturbeeinflussungen infolge Prozeßstörungen optimal reagiert werden kann.

Im folgenden wird daher untersucht, wie für die Werkzeuge 2 und 3 ein stabiler Reglerzustand im stationären Betrieb erreicht werden kann. Als Stellgröße wird, basierend auf der Signifikanz der *Sprühzeit*, dieser Parameter erneut variiert. Dabei wird das obere Niveau der Sprühzeit stufenweise erhöht und das resultierende Regerverhalten beispielhaft für Werkzeug 2 untersucht.

Wie in Bild 9-5 erkennbar, kann durch geringfügige Erhöhung des oberen Niveaus der Sprühzeit von $t_{s,0} = 0.9$ s auf $t_{s,0} = 1.1$ bzw. 1.3 s der Temperaturhaushalt des Werkzeugs stabilisiert werden. Dies drückt sich einerseits in den erzielten Temperaturmittelwerten \bar{T}_G sowie in der Regleraktion aus. So werden das hohe und niedrige Niveau der Sprühzeit bei $t_{s,0} = 1.1$ bzw. 1.3 s etwa gleich oft wie das niedrige Niveau aktiviert.

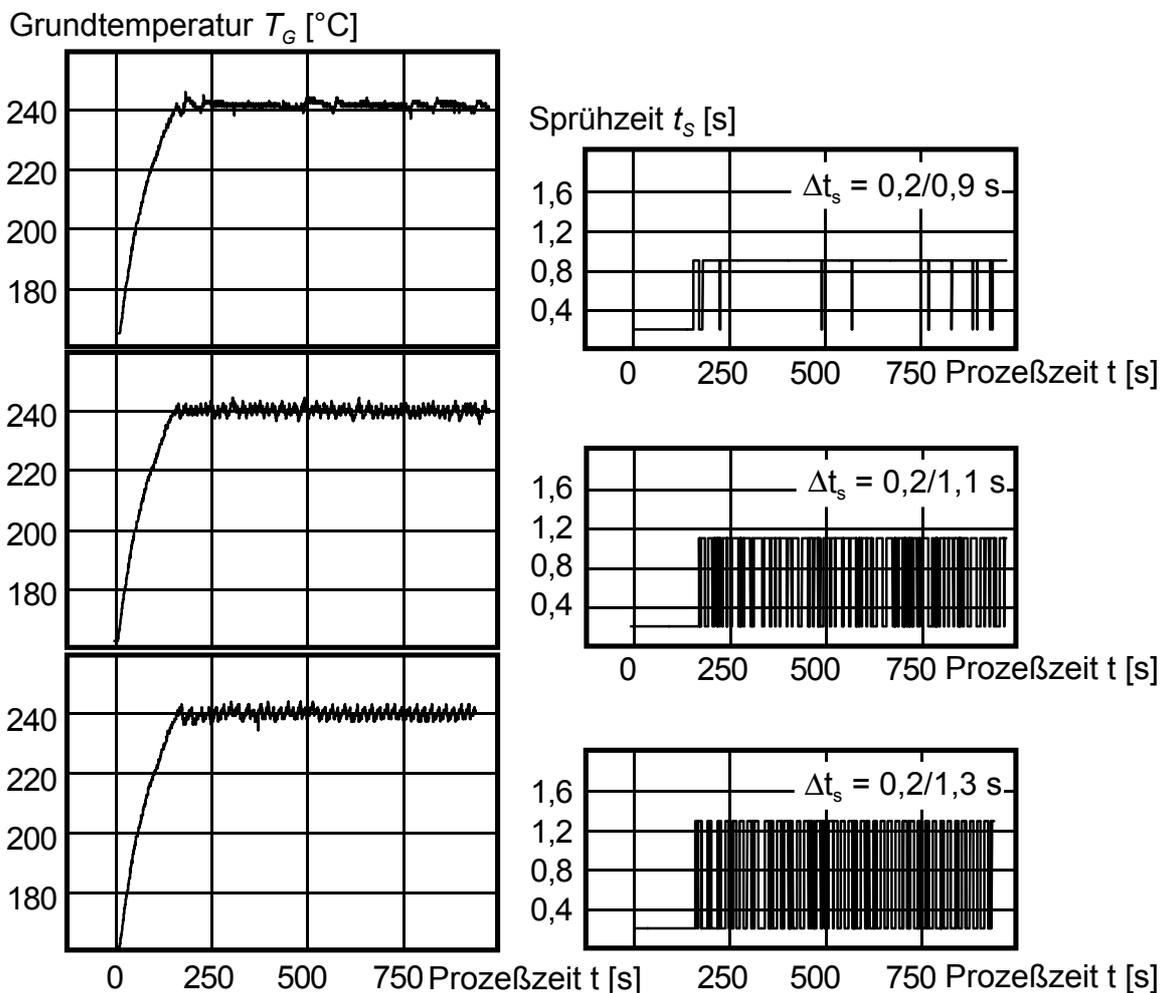


Bild 9-5: Stabilisierung des Regelverhaltens von Versuchswerkzeug 2 durch Anpassung des oberen Sprühzeitniveaus $t_{s,0}$

Die Mitteltemperaturen werden von ursprünglich $\bar{T}_G = 241.4$ °C auf $\bar{T}_G = 240.5$ °C bei $t_{s,0} = 1.1$ s bzw. auf $\bar{T}_G = 239.7$ °C bei $t_{s,0} = 1.3$ s gesenkt (Bild 9-6).

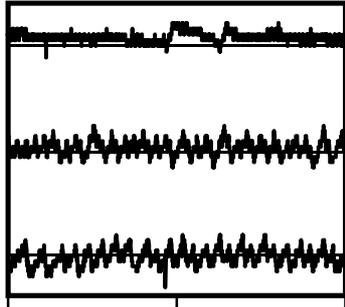
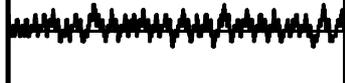
Sprühzeitintervall Δt_s	Grundtemperatur T_G	Mittelwert / Standardabw. von T_G	Amplitude von T_G
0,2/0,9 s		241,5°C / 0,87 °C	4°C
0,2/1,1 s		240,5°C / 1,45 °C	6°C
0,2/1,3 s		239,7°C / 1,42 °C	7°C

Bild 9-6: Einfluß des Sprühzeitintervalls Δt_s auf des Regelverhalten der Grundtemperatur T_G (Werkzeug 2)

Fazit

Wenngleich die Werkzeuge 2 und 3 im stationären Betrieb gegenüber den Werkzeugen 1 und 4 deutlich erhöhte Grundtemperaturen aufweisen (s. Bild 9-2), führt die Anlaufoptimierung auch diese Werkzeuge ohne Modifizierung der Regelparameter schnell auf den stationären Wert der Grundtemperatur. Bei nur geringfügiger Erhöhung der Sprühzeit kann auch für die temperaturkritischen Werkzeuge 2 und 3 ein stabiles Reglerverhalten erzielt werden.

Hierdurch wird deutlich, daß die auf der Regelung des temperatursignifikanten Parameters *Sprühzeit* basierende Anlaufoptimierung robust auf thermisch veränderte Verhältnisse reagiert. Diese liegen vor, wenn Werkzeuge unterschiedlicher Geometrie eingesetzt werden, was in der Praxis der Verwendung unterschiedlicher Produktionswerkzeuge entspricht. Die entwickelte Anlaufoptimierung erweist sich damit als robust gegenüber Störeinflüssen sowie als flexibel anpaßbares Instrument zur prozeßsicheren und schnellen Einstellung stabiler Temperaturzustände des Schmiedewerkzeugs. Abweichungen der Grundtemperatur durch veränderliche Prozeßbedingungen infolge veränderter Gravurgeometrien können durch die entwickelte Werkzeug-Temperaturregelung somit ausgeschlossen werden.

10 Zusammenfassung und Ausblick

Die Technologie des Gesenkschmiedens besitzt trotz sich verschärfender Wettbewerbsbedingungen einen hohen Stellenwert in der industriellen Produktionstechnik. Dies ist auf die exzellenten mechanisch-technologischen Eigenschaften von Gesenkschmiedeteilen sowie die hohe Produktivität der Verfahren zurückzuführen.

Um diese Stellung auch in Zukunft weiter halten und ausbauen zu können, hat sich in der Schmiedebranche ein Trend zur Spezialisierung mit dem Ziel entwickelt, die Bauteilqualität zu steigern und die Produktionsprozesse zu optimieren. In diesem Zuge ist ein zunehmender Einsatz innovativer Near-Net-Shape Verfahren zu verzeichnen, bei denen die Schmiedeteilgeometrie der Endgeometrie unter maximaler Materialausnutzung weitestgehend angenähert und gleichzeitig kostenintensive Nachbearbeitungsstufen auf ein Minimum reduziert werden.

Hinsichtlich der Fertigung übertragen sich die hohen Genauigkeitsanforderungen an Präzisionsschmiedeteile gleichermaßen auf die Anforderungen an die Schmiedeprozessführung, da aufgrund der eng tolerierten Qualitätsmerkmale der Bauteile bereits geringe Parameteränderungen im Schmiedeprozess zu Ausschußproduktion führen können. Für die wirtschaftliche Fertigung unter kundenseitig definierten Randbedingungen, wie z.B. der Abrufbereitschaft kleiner Lieferlose, wird die Beherrschung des Produktionsprozesses zur elementaren Voraussetzung.

Vor dem Hintergrund abnehmender Lieferlosgrößen und zunehmender Rüstvorgänge wird die Minimierung von Anlaufverlusten zu einem entscheidenden Kriterium für die wirtschaftliche Produktion. Problematisch ist hierbei daß während des Prozeßanlaufs von Schmiedeprozessen instationäre Betriebszustände auftreten, die mit Qualitätseinbußen verbunden sind. Während zahlreiche Arbeiten zur Überwachung und Optimierung des stationären Produktionsablaufs durchgeführt wurden, sind bis heute keine Werkzeuge zur Beherrschung solcher Anlaufzustände verfügbar.

Als Ziel dieser Arbeit leitet sich hieraus ab, Maßnahmen zur Reduzierung instationärer Anlaufvorgänge beim Gesenkschmieden zu entwickeln.

Hierfür wurde eine Methodik zur Analyse von Betriebszuständen beim Gesenkschmieden erarbeitet, um die zur Ausbildung instationärer Betriebszustände führenden Vorgänge wissenschaftlich zu untersuchen. Auf dieser Basis wurden Maßnahmen zur Reduzierung dieser Betriebszustände abgeleitet und in einem Beispielprozeß umgesetzt.

Ausgangspunkt der Methodik war die systematische Schaffung von Grundvoraussetzungen im Vorfeld der Prozeßanalyse. Hierzu zählen die Schritte

- Definition eines Demonstrationsbauteils,
- Definition des Schmiedeprozesses,
- Nachweis der Prozeßfähigkeit der in die Schmiedeanlage eingebundenen Systemkomponenten sowie
- Bereitstellung von Untersuchungsmethoden zur Vollziehung dieser Schritte.

Zur zielgerichteten Entwicklung von Maßnahmen zur Reduzierung von Anlaufzuständen wurde als weiterer Bestandteil der Methodik eine Untersuchungsabfolge vorgegeben. Dabei wurde das Gesamtsystem „Schmiedeanlage“ in nicht weiter trennbare Systemkomponenten, wie z.B. Erwärmungsanlage, Umformpresse, Kühlschmieraggregat, untergliedert und diese für verschiedene Betriebszustände untersucht.

Basierend auf Funktionsanalysen der Systemkomponenten wurden hinsichtlich der Bauteilqualität signifikante Ziel- und Einflußgrößen definiert. Durch Analyse des Zusammenhangs dieser Größen wurden im stationären Betrieb signifikante Haupteinflußgrößen einer Anlaufoptimierung systematisch ermittelt.

Die komplexen Wirkzusammenhänge zwischen Ziel- und Einflußgrößen wurden hierbei durch Anwendung empirischer Methoden aufgedeckt. Am Beispiel der statistischen Versuchsmethodik konnte gezeigt werden, daß die auf die Systemkomponenten bezogenen Haupteinflußgrößen durch systematische Versuchsplanung-, durchführung und -auswertung gezielt ermittelt werden konnten. Durch Anwendung vollfaktorieller Versuchspläne wurde z.B. als Haupteinflußgröße einer Anlaufoptimierung der Parameter „Sprühzeit der Kühlschmierung“ für die Systemkomponente Umformwerkzeug identifiziert.

Im Rahmen weiterer experimenteller Untersuchungen wurden die bei Fertigungsunterbrechungen auftretenden Vorgänge und die resultierenden Auswirkungen auf die Zielgrößen untersucht. Dabei wurde der Einfluß der verfahrensimmanenten Systemerwärmung als Hauptursache für die Ausbildung instationärer Zustände ermittelt. Hiervon ausgehend konnten Strategien zur Anlaufoptimierung mit Hilfe der zuvor ermittelten Haupteinflußgrößen abgeleitet und an einem ausgewählten Schmiedeprozess beispielhaft umgesetzt werden. Für die Induktionserwärmungsanlage wurde eine kennfeldbasierte Anlaufsteuerung entwickelt, die die Systemerwärmung als anlaufrelevanten Parameter enthält. Die Anlaufzeit des Schmiedewerkzeugs konnte durch Zweipunkt-Regelung der Sprühzeit drastisch verkürzt werden. Hierdurch konnten für die Erwärmung Anlaufreduzierungen von 95% (von 41 auf 2 Prozeßtakte) bzw. für das Werkzeug von ca. 88% (von 120 auf 15 Prozeßtakte) erzielt werden.

Die Übertragbarkeit der gewonnenen Ergebnisse wurde am Beispiel der werkzeugbezogenen Anlaufoptimierung bestätigt.

Die Arbeit zeigt, wie durch empirische Methoden die zugrundegelegte Systematik zur Analyse von Betriebszuständen für eine Erschließung des Anlaufpotentials beim Gesenkschmieden genutzt werden kann. Sie leistet damit einen wichtigen Beitrag zur Beherrschung von Schmiedeprozessen und zur Steigerung der Verfügbarkeit von Schmiedeanlagen. Hiermit stellt sie auch der Fertigungsplanung wertvolle Daten eines verbesserten Gesenkschmiedeprozesses zur Verfügung.

Die Anwendbarkeit der erarbeiteten Methodik läßt sich über den Rahmen dieser Arbeit hinaus nutzen, um die Wirtschaftlichkeit weiterer Gesenkschmiedeprozesse bei geänderten Produktionsbedingungen (Rohteilwerkstoffe, Schmiedeteilabmessungen, Nennkräfte, etc.) verbessern zu können.

11 Literaturverzeichnis

- [1] Hirschvogel, M. Technische und wirtschaftliche Aspekte der Warm-, Halbwarm- und Kaltumformung. Neuere Entwicklungen in der Massivumformung, 19. und 20. Mai 1999, Stuttgart/Fellbach: Siegert (Hg.), 1999, S. 1-16.
- [2] Adlof, W.W. Schmiedeteile im Fahrzeugbau. Umformtechnik Bd.4 (1998), S. 20-22.
- [3] Peddinghaus, J. Breuer, H.-W. Entwicklung und Fertigung komplexer Stahlschmiedeteile. Umformtechnik an der Schwelle zum nächsten Jahrtausend. 16. UKH, Hannover, HFF: Hannover, 1999, S. 159-180.
- [4] N.N. IDS-Informationsstelle Schmiedestück-Verwendung im Industrieverband Deutscher Schmieden e.V. (IDS), Hagen, 1999.
- [5] Schacher, H.-D. Entwicklung in der Massivumformung für die Automobilindustrie. Neuere Entwicklungen in der Umformtechnik 3.-4. Juni 1997, Stuttgart/Fellbach: Siegert (Hg.), 1998, (Nachtrag).
- [6] Becker, J. Fischer, G. Strangpreß- und Schmiedeerzeugnisse aus Magnesium – sicheres und leistungsfähiges Halbzeug für den Leichtbau. Umformtechnik an der Schwelle zum nächsten Jahrtausend. 16. UKH, HFF: Hannover, 1999, S. 245-260.
- [7] Wegner, K.-W. Werkstoffentwicklung für Schmiedeteile im Automobilbau. Schmiedeinfo 38 – ATZ, Automobiltechnische Zeitschrift 100 (1998) Heft 12, Wiesbaden.
- [8] Bellus, J. Neuer Trend bei Dispersions-Stählen. Umformtechnik Bd. 4 (1997), S.16-18.
- [9] Gill, T. Auto forgings face tough challenges. Metall Bulletin Monthly (1997) Heft 315, S. 84-89.
- [10] Cole, G. u.a. Lightweight materials for automotive applications. Steel World, Bd. 2 (1997) Heft 1, S. 75-83.
- [11] Westerkamp, Ch. Präzisionsumformung – eine Schlüsseltechnologie für die Antriebstechnik.

-
- Schmiede Info 37 – Sonderdruck aus VDI-Z Integrierte Produktion Nr. 9 (1997), S. 72-74.
- [12] Douglas, J.R.
Kuhlmann, D. Guidelines for Precision Hot Forging with Applications. Proceedings of the 4th International Precision Forging Conference. 12-14 Oktober, 1998, Columbus, Ohio, USA.
- [13] Xie, T. Development of Precision Forged Gear Technology in China. International Conference on Forging and Related Technologies (ICFT '98), April 27/28, 1998, Birmingham, UK, ImechE Conference Transactions 1998-3, S.323-331.
- [14] Nägele, H. Automotive Parts Produced by Optimizing the Process Flow Forming-Machining. Proceedings of the 4th International Precision Forging Conference. 12-14 Oktober, 1998, Columbus, Ohio, USA., Session 2.3
- [15] Tönshoff, H.K.
Karpuschewski, B.
Türich, A. Ecological and economical manufacturing of helical gears. Proceedings of International Workshop on Environmental and Economic Issues in Metal Processing. November 25-27, 1998, Nara, Japan. S. 97-110.
- [16] Tsakamoto, R. Environmental issues and technological development on automobile manufacturing. Proceedings of International Workshop on Environmental and Economic Issues in Metal Processing. November 25-27, 1998, Nara, Japan. S. 167-184.
- [17] Gutmann, P. Precision Forming of Syncromesh Parts. Proceedings of the 4th International Precision Forging Conference. 12-14 Oktober, 1998, Columbus, Ohio, USA.
- [18] N.N. Absatz- und Beschäftigungslage zufriedenstellend. Schmiede-Journal, September 1998 (9), S. 41.
- [19] Tutmann, T. The Forging Industry in Europe – Facts and Trends. Neuere Entwicklungen in der Massivumformung, 19. und 20. Mai 1999, Stuttgart/Fellbach: Siegert (Hg.), 1999, S. 383-391.
- [20] Fischer, K. Fuzzybasierte Auftragsauswahl an Schmiedeaggregaten. Institut für Integrierte Produktion Hannover gGmbH, VDI Verlag, Düsseldorf, 1999.

-
- [21] Hirschvogel, M. Globalisierung und Fusion der Fahrzeughersteller – und die Konsequenzen für die Zulieferer. Schmiede-Journal, März 1999, S. 50.
- [22] Hingwe, A. The Quality Function's Role in the Forging Industry of the future. International Conference on Forgings and Related Technology (ICFT '98), April 27/28, 1998, Birmingham, UK, ImechE Conference Transactions 1998-3, S. 9-11.
- [23] Yoschida, H., Ijiri, H., Isogawa, Y. Forging Method of Helical Gear, Patentanmeldung JP10099936, 21. April 1998.
- [24] Geiger, R. Prozeßregelung und Prozeßüberwachung in der Kaltumformung. Neuere Entwicklungen in der Massivumformung 28. und 29. Mai, Stuttgart/Fellbach: Siegert (Hg.), 1991, S. 259-275.
- [25] Kawashima, Y., Nishikaw, J., Paxton, J. Developments in Automation for the Manufacture of Automotive Forgings. International Conference on Forging and Related Technologies (ICFT'98), April 28/29, 1998, Birmingham, UK, ImechE Conference Transactions 1998-3.
- [26] Bolder, G. Ein Beitrag zur Massendurchsatz- und Temperaturführung des Extruders. Dissertation, Fakultät für Maschinenwesen, RWTH Aachen, November 1984, Aachen.
- [27] Poller, S. Unterbrechungen im Maschinenablauf. Verbesserte Prozeßführung von Thermoformmaschinen. Dissertation. Institut für Kunststoffverarbeitung, Fakultät für Maschinenwesen, RWTH Aachen, Januar 1993, Aachen.
- [28] Tewald, A. Entwicklung und Untersuchung eines schnellen Verfahrens zur variothermen Werkzeugtemperierung mittels induktiver Erwärmung. Dissertation, Universität-Stuttgart Fakultät Fertigungstechnik, Universität Stuttgart, Juni 1997, Stuttgart.
- [29] Weck, M., Schäfer, W. Entwicklung einer Vorgehensweise zur experimental-rechnerischen Optimierung des thermischen Verhaltens von

-
- Werkzeugmaschinen.
DFG- Forschungsbericht, Op. 43/2-1, 1991.
- [30] Srivastava, A.,
et al Modelling Geometric and Thermal Errors in a Five- Axis
CNC Machine Tool.
International Journal of Machine Tools Manufacturing,
36/1, 1994, S. 253-262.
- [31] Wulfsberg, J. Diagnose und Kompensation thermischer Verlagerungen in
Schleifmaschinen.
Fortschritt- Berichte VDI, Reihe 8, Nr. 260, Düsseldorf,
1991.
- [32] Veldhuis, S.,
Elbestawi, M. A Strategy for the Compensation of Errors in five- Axis
Machining. Annals of the CIRP, Vol. 44/1, 1995,
S. 373-377.
- [33] Schäfer, W. Steuerungstechnische Korrektur thermoelastischer
Verformungen an Werkzeugmaschinen.
Dissertation RWTH Aachen, Verlag Shaker,
Band 1, 1994.
- [34] Weck, M.,
Asbeck, J.,
Bonse, R.,
Enewoldsen, P. Gestellbauteile von Maschinen zur Hochgeschwindigkeits-
bearbeitung.
wt Produktion und Management 85 (1995), S. 180-187.
- [35] Viele, H.,
Menz, P.,
Westkämper, E.,
Meschke, J. Verbesserung des thermischen und dynamischen
Verhaltens von Werkzeugmaschinenbauteilen durch
Verbundkonstruktionen aus Metall und Mineralguß.
Dima 5/6 – 94, S. 55-59.
- [36] Imhof, G. Möglichkeiten und Grenzen der Planheitsregelung mit
einem Vier-Walzen Kaltwalzgerüst mit seitlicher
Abstützung der Arbeitswalzen
Dissertation RWTH Aachen, 1981.
- [37] Wladika, H.,
Neuschütz, E.,
Thies, H. Untersuchung zur Verringerung von Breitenschwankungen
bei der Herstellung von Warmbreitband.
Stahl und Eisen 100 (1980) 12, S. 631-640.
- [38] Neugebauer Analyse und Systematisierung des Einstellprozesses nach
einem Werkzeugwechsel an Pressen
Europäische Forschungsvereinigung für Blechverarbeitung
e.V. (EFB), Hannover, 1996.

-
- [39] Doege, E.,
Brüggemann, K.,
Karkmann, A. Optimierung von Fertigungsabläufen beim Schmieden.
ZwF Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb Bd. 90
(1995) Nr.11, S. 562-564.
- [40] Doege, E.,
Roskam, R.,
Dohmann, J. Fertigungsunterbrechungen in der Blech- und
Massivumformung.
VDI- Z 138 (1996), Nr. 1/2, S. 62-65.
- [41] Doege, E.,
Dohmann, J.,
Brüggemann, K. Methods for the Forging Process to Improve Productivity
and Quality.
Proceedings of the Sixth International FAIM Conference.
Manufacturing Research Center Georgia Institute of
Technology. Atlanta, Georgia, USA, 13/15. Mai 1996,
S. 660-669.
- [42] Doege, E.,
Dohmann, J.,
Brüggemann, K. New Methods for Quality Assurance in Hot-Die Forging.
4th International Conference on Automation Technology,
Mechanical Industry Research Laboratories/ITRI, Hsinchu,
Taiwan, R.O.C., July 8-11, 1996, S. 607-613.
- [43] Pfeifer, T.,
Dahmen, J.
Gaida, W. Qualitätsmanagement in der Produktionstechnik –
Handlungsschwerpunkte und Perspektiven.
Werkstattstechnik, 88 (1998), S. 201-207.
- [44] Geiger, W. Qualitätslehre.
2. Auflage Braunschweig, Wiesbaden: Vieweg, 1994.
- [45] Masing, W. Handbuch Qualitätsmanagement
3. Auflage München, Wien: Hanser 1994.
- [46] Brüggemann, K. Methoden des Qualitätsmanagements beim
Gesensschmieden.
Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 2: Fertigungstechnik
Nr. 432, Düsseldorf, 1997.
- [47] Harms, H.-W. Schwachstellen beseitigen. Qualitätssicherung im
Schmiedeverlauf umfaßt die ganze Fertigung vom Entwurf
bis zum Versand.
Maschinenmarkt Bd. 97 (1991) Nr. 25, S. 32-35.
- [48] N.N. Quality System Requirements QS-9000.
Hrsg.: Chrysler Corp., Ford Motor Comp.,
General Motors Corp.: Februar 1995.
- [49] Stamatis, D.H. Integrating QS-9000 with your Automotive Quality
System.
Milwaukee, Wisconsin: ASQC Quality Press, 1995.

-
- [50] Zischka, S. Verbreitung und Anwendung des Quality Function Deployment (QFD) in der deutschen Automobilzulieferindustrie.
VDI Bericht Nr. 1413, 1998, S. 179-199.
- [51] N.N. Vermeidung von Ausfällen durch systematische Analyse möglicher Fehler.
FMEA-Seminar vom 20. April 1989. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1989.
- [52] Brüggemann, H., Verfügbarkeitssicherung von Produktionsanlagen.
Tagungsband VDI-VDEU-Forum „Instandhaltung“
26/27.5.1997, S. 37-48.
- [53] Wiendahl, H.-P., Durchlaufoptimierung fertigungstechnischer Prozessketten
Höbig, M. – Methodik und Beispiele.
Umformtechnik an der Schwelle zum nächsten Jahrtausend.
16. UKH, Hannover, HFF, Hannover 1999, S. 47-59.
- [54] Wiendahl, H.-P., Mit Produktions-Controlling die Logistik in den Schmieden
Track, T., verbessern.
Ruta, A. Schmiede-Journal, September 1997, S. 38-39.
- [55] Wiendahl, H.-P., Einsatz der Logistik-FMEA in einer Gesenkschmiede.
Ruta, A. Werkstattstechnik 88 (1998) Heft 4, S. 165-170.
- [56] Ruta, A., Logistisches Produktionskontrolling in
Schmidt, B.C. Schmiedeunternehmen.
Leitfaden Industrieverband Deutscher Schmieden (IDS),
Hagen, 1998.
- [57] Iwanczyk, D. Präventive Qualitätssicherung mittels informations-
 technischer Verkettungen von Teilprozessen in der
Umformtechnik. Dissertation, Bochum, 1994.
- [58] Schormann, J. Entwicklung eines Informations- und Fehldiagnosesystems
 für die Qualitätssicherung beim Gesenkschmieden.
Fortschritt-Bericht Reihe: 20, Rechnerunterstützte
Verfahren, Nr. 76, Düsseldorf, 1993.
- [59] Doege, E. Arbeits und Ergebnisbericht zum Forschungsvorhaben
 „Qualitätsgerechte Produktionssteuerung in der
Warmmassivumformung“,
DO 190/111-1. Institut für Umformtechnik und
Umformmaschinen, Hannover, Februar 1999.

-
- [60] Haase, J. Ablaufoptimierung von Fertigungsanlagen zur Warmmassivumformung in einem Zulieferbetrieb der Automobilindustrie.
Diplomarbeit, Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen, Hannover, 1997.
- [61] Lüderitz, M. Analyse der Fertigungslinien im Schmiedebetrieb zur qualitätsgerechten Produktionssteuerung.
Studienarbeit, Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen, Hannover, 1997.
- [62] Herbertz, R. Prozeßstabilität im Gesenkschmiedeprozess- eine Maßnahme zur Kostenreduzierung.
Schmiede-Journal, März 1999, S. 6-8.
- [63] Opszalski, S.,
Terzyk, T.
Salinger, F. Zukunftsweisende Pressenbediensysteme.
Umformtechnik Heft 3 1998, S. 32/35.
- [64] Herold, J. Prozeßbeherrschung beginnt beim Einrichten der Gewindewalze.
Umformtechnik, Heft 2, 1998, S. 28-29.
- [65] Ecker, W.,
Doege, E.,
Terzyk, Th., Möglichkeiten der Prozessüberwachung beim Gesenkschmieden mit Grat.
Umformtechnik Band 27 (1993) Heft 6, S. 406-410.
- [66] Terzyk, Th. Prozessüberwachung beim Gesenkschmieden mit Grat durch Auswertung prozessbedingter Signale.
Fortschritt-Bericht VDI, Reihe 2: Fertigungstechnik, Nr. 346, Düsseldorf, 1995.
- [67] Kopka, T.,
Schwer, A. Process Monitoring on hot forging machines.
Wire Industrie, June 1994, S. 391-393.
- [68] Berglar-Bartsch, K. Praxisgerechte Lösungen für die Schmiede der Zukunft.
IDS Maschinen Kolloquium 7./8. November 1991, Hagen, S. C 0-23.
- [69] Behrens, B. A. Entwicklung eines automatisierten Präzisionsschmiedeprozesses mit integrierter Qualitätsprüfung.
Fortschritt-Bericht VDI, Reihe 2, Fertigungstechnik, Nr. 445, Düsseldorf, 1997.
- [70] Thalemann, J. Rechnergestützte Führungsverstellung an Genauigkeitsführungsgestellen zum Präzisionsschmieden.

-
- Dissertation, Hannover, 1995.
- [81] Wood, C. Analysing Field Failures in Die Blocks.
Metallurgica, Redhock, Band 60 (1993), Heft 11, S. FT44.
- [72] Pollack, J.,
Lorenz, B. Möglichkeiten der Temperaturführung des Werkzeuges im
Schmiedeprozess.
Tagungsband: SFU, Wirtschaftsfaktor Umformtechnik,
05./06.11.1997, Chemnitz, S. 110-119.
- [73] Witt, St. Beitrag zur Vorwärmung und Temperaturführung schwerer
Gesensschmiedewerkzeuge mit integrierten elektrischen
Beheizungssystemen.
Fortschritt-Berichte, VDI-Verlag Reihe 2: Betriebstechnik
Nr. 109, Düsseldorf, 1985.
- [74] Mathieu, H. Ein Beitrag zur Auslegung von Stadienfolgen beim
Gesensschmieden mit Grat.
Fortschritt-Bericht VDI, Reihe 2: Fertigungstechnik,
Nr.213, Düsseldorf, 1991.
- [75] Tekkaya, A. Stand und Entwicklungstendenzen in der
Umformsimulation
Umformtechnik 2/98, S. 44-48.
- [76] Goerler, E.,
Trumpold, H. Begriffe und Kennwerte der Prozeß- und
Maschinenfähigkeit richtig anwenden.
Qualität und Zuverlässigkeit 35 (1990) 7.
- [77] Benkowski, G. Induktionserwärmung: Härten, Glühen, Schmelzen, Löten,
Schweißen.
5. Auflage, Berlin: Verlag Technik, 1990.
- [78] N.N. Infratherm IS 8 - Strahlungspyrometer
Technische Informationen.
IMPAC Electronic GmbH, Frankfurt, 1994.
- [79] Lange, K. (Hg.) Umformtechnik, Handbuch für Industrie und Wissenschaft.
Bd. 2: Massivumformung. 2. Auflage,
Springer-Verlag, 1988.
- [80] Luig, H. Einfluß von Verschleißschutzschichten und
Rohteilverzunderung auf den Verschleiß beim Schmieden.
Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 5: Grund- und Werkstoffe,
Nr. 237, Düsseldorf, 1993.

-
- [81] Dubbel Taschenbuch für den Maschinenbau
Beitz, W. (Hg.) und Küttner, K.-H., 17. Auflage,
Springer Verlag 1990.
- [82] Jeschar, R., Wärmeübertragung beim Kühlen heißer Metalle mit
Maaß, R., verdampfenden Flüssigkeiten.
Köhler, C. Härtereitechnische Mitteilungen HTM 44 (1989) 3,
S. 133-137.
- [83] Schüler, P., Untersuchungen über Wärmeaustauschvorgänge bei der
Erckes, H.-W., Abkühlung von Stahlplatten durch Spritzwasserbeauf-
Jenner, G., schlagung.
Preisendanz, H. Thyssen Edelstahl Technik Bericht, 8. Band 1982, Heft 1.
- [84] Diener, A., Der Wärmeübergang beim Kühlen von heißen
Hammel, W., Stahloberflächen mit Wasser.
Drastik, A., ESTEL-Berichte aus Forschung und Entwicklung unserer
Werke, Heft 2/75, S.78-86
- [85] N.N. Technik der Messung Hoher Temperaturen. Grundlagen –
Verfahren – Praxis – Anwendungen, zum Seminar am 25.
u. 26. Februar 1991 in Stuttgart. VDI- Bildungswerk 1991.
- [86] Lieneweg, F. Handbuch der technischen Temperaturmessung.
Vieweg-Verlag, Braunschweig, 1976.
- [87] Doege, E. et al. Präzisionsumformung von schrägverzahnten Zahnrädern,
Herstellung, Wärmebehandlung und Prüfung
Abschlußbericht der Forschergruppe Do 190/92, Hannover,
Januar 1999
- [88] Seidel, R. Reduzierung der thermischen Schädigung von
Schmiedewerkzeugen durch Kühlschmierung.
Fortschritt-Bericht VDI, Reihe 2: Fertigungstechnik,
Nr.399, Düsseldorf, 1996.