

Schweißen unter Betriebsbeanspruchung – Numerische und experimentelle Bestimmung des Temperaturfeldes beim Schweißen

Die Bestimmung von Schweißspannungen mittels experimenteller Meßverfahren gestattet nur eine punktuelle oder kleinflächige Aussage über die im Bauteil auftretende Spannungsverteilung. Aussagen über die zeitliche Veränderung sind nur im begrenzten Umfang möglich. Im nachstehenden Aufsatz sollen die Grundlagen für die numerische Bestimmung des transienten Temperaturfeldes in einem Bauteil durch den Wärmeeintrag infolge eines MAG-Schweißlichtbogens vorgestellt werden. Die numerische Berechnung des transienten Temperaturfeldes dient als Grundlage einer strukturmechanischen Betrachtung zur Eigenspannungsermittlung mittels der FE-Methode. Abschluß der Arbeit bildet ein Vergleich zwischen numerischer Simulation und Temperaturmessung an realen Schweißproben.

Welding under service loads – numerical and experimental assessment of temperature fields due to welding. *The experimental determination of temperature fields due to welding gives only rough information about the residual stresses in the vicinity of the sensor. An experimental time dependent determination of a quickly changing temperature field is almost impossible. The paper describes the basics of a numerical temperature field determination due to MAG-welding. The result of the temperature field determination serves as an input for the assessment of the mechanical residual stresses. A comparison of theoretical and experimental results are given.*

1 Einleitung

Das Verschweißen von Bauteilen, die während des Schweißprozesses Relativbewegungen zueinander ausführen, ist nach dem derzeitigen Stand der Technik und des Wissens nicht gestattet. Erkenntnisse über die Qualität einer unter Bewegung der Nahtflanken hergestellten Schweißnaht liegen nicht vor. Ebenso können nur grobe Aussagen über die bei dem Schweißprozeß entstehenden Eigenspannungen im Bauteil getroffen werden. Die Auswirkungen auf die Beanspruchbarkeit bzw. Lebensdauer derartiger Schweißverbindungen sind nicht abschätzbar. Eine Klassierung des Schweißnahtdetails, z. B. nach EC 3, ist nicht möglich. Zur Beantwortung der sich daraus ergebenden Fragestellungen werden in einem durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) geförderten Forschungsvorhaben „Schweißen unter Betriebsbeanspruchung“ in Zusammenarbeit mit dem Institut für Füge- und Schweißtechnik der TU Braunschweig (Professor *Dilger*, Professor

Wohlfahrt) experimentelle Untersuchungen sowie numerische Simulationen mit dem Ziel durchgeführt, das transiente Wärmefeld sowie die strukturmechanischen Auswirkungen auf das Bauteil und die Konstruktion zu untersuchen bzw. zu berechnen.

Zur Abschätzung der Lebensdauer einer Konstruktion ist es von größter Wichtigkeit, den Ausgangszustand insbesondere hinsichtlich vorhandener Kerben und Eigenspannungen genau zu beschreiben. Gerade die hinreichende Erfassung auftretender Schweißspannungen ist nur mittels aufwendiger Meßverfahren (Bohrlochmethode, Röntgendiffraktometrie, *Barkhausen*-Rauschen) am Bauteil selbst oder an Schweißproben möglich. Nachteil aller bekannten Verfahren ist, daß die Eigenspannungsbestimmung nur punktuell oder kleinflächig erfolgt und, daß es in Abhängigkeit des Verfahrens zu einer Beschädigung des Bauteils kommt. Ferner sind experimentelle Parameterstudien, die das Bauteilverhalten in Abhängigkeit verschiedenen Einflußfaktoren aufzeigen, im höchsten Maße zeit- und kostenintensiv.

Die numerische Simulation mittels der FE-Methode bietet im Gegensatz zur experimentellen Untersuchung den Vorteil, daß Untersuchungen der Abhängigkeiten und Einflüsse auf das Bauteilverhalten einfacher und kostengünstiger durchgeführt werden können. Eine Darstellung der zeitlichen Entwicklung einzelner Größen, z. B. der Eigenspannungen infolge des Schweißprozesses, ist erst durch die numerische Simulation großflächig möglich. Um zu realistischen Aussagen mittels der FE-Methode zu gelangen, ist es jedoch unumgänglich, die Simulation des Schweißprozesses sowie der strukturmechanischen Beanspruchung ausreichend genau zu beschreiben. Insbesondere die Kenntnis des transienten Temperaturfeldes infolge des Schweißprozesses ist für die Bestimmung des Eigenspannungszustandes von entscheidender Wichtigkeit, da die mechanischen Werkstoffkennwerte eine starke Temperaturabhängigkeit aufweisen [4], [5].

In diesem Aufsatz sollen die Grundlagen für die Berechnung eines transienten Temperaturfeldes infolge der Einwirkung eines MAG-Schweißlichtbogens vorgestellt werden. Das Ergebnis der numerischen Berechnung wird mit den aus den experimentellen Untersuchungen gewonnenen Temperaturkurven verglichen und dient als Grundlage weiterführender strukturmechanischer Betrachtungen. Mit Kenntnis des transienten Temperaturfeldes kann eine numerische Abschätzung der Eigenspannungsverteilung

im Bauteil erfolgen. Eine Verifizierung des numerischen Modells mit Hilfe von Schweißversuchen befindet sich in Arbeit. Über die Ergebnisse hinsichtlich der Beanspruchbarkeit von unter Bewegung hergestellter Schweißverbindungen wird nachfolgend berichtet.

2 Numerische Schweißsimulation

Ziel einer Schweißsimulation ist es, Aussagen über den Schweißprozeß (Badgeometrie, Temperaturfeld, Prozeßwirkungsgrad), das zu fügende Bauteil (Verzug, Eigenspannung, Festigkeit) sowie die Auswirkungen auf den Werkstoff (Gefügezustand, Härte, Risse) zu treffen. Alle hier genannten Anforderungen zu erfüllen, erscheint jedoch zum gegenwärtigen Zeitpunkt nicht möglich, so daß eine Eingrenzung der Simulation unumgänglich ist. Konkret bedeutet dies eine möglichst realistische Ermittlung des transienten Temperaturfeldes während und nach der Schweißung, so daß eine Abschätzung des sich einstellenden Gefüges (ZTU-Schaubild) für eine Optimierung des Schweißprozesses, z. B. mittels Temperaturführung, möglich wird. Aufbauend auf den Ergebnissen der numerischen Berechnung des Temperaturfeldes kann dann in einer nachgeschalteten Simulationsrechnung die Spannungs- und Kräfteverteilung im Bauteil bestimmt werden, wodurch eine Aussage über das Verhalten der Gesamtkonstruktion während des Schweißprozesses ermöglicht wird. Steifigkeitsveränderungen und damit Kraftumlagerungen können im Vorwege erfaßt und berücksichtigt werden. Abschließend kann das Ergebnis der Simulation somit auch als Grundlage für eine Lebensdauervorhersage dienen.

Wie bereits dargelegt, ist die Schweißsimulation ein komplexes Netzwerk aus Einzelsimulationen und Teilprozessen, wobei *Radaj* [1] im wesentlichen die drei Bereiche Prozeß-, Konstruktions- und Werkstoffsimulation unterscheidet. Alle drei genannten Bereiche treten in Interaktion und beeinflussen sich mehr oder weniger stark, d. h., die Einzelprozesse weisen eine Kopplung auf. Will man jedoch den Aufwand für eine Schweißsimulation technisch sinnvoll reduzieren, so ist eine Vereinfachung unumgänglich, was i. d. R. durch eine Einzelbetrachtung bzw. Entkopplung der Prozesse erfolgt [1] bis [3]. Der nachstehende Lösungsvorschlag sieht daher zunächst eine ausschließliche Betrachtung des transienten Temperaturfeldes vor. Das Ergebnis dieser Berechnung dient als Grundlage für eine anschließend strukturmechanische Betrachtung. Die Gesamtberechnung weist somit eine einsinnige Kopplung der Teilprozesse auf, was auch als vertretbar erscheint, da die hier untersuchten Beanspruchungsgeschwindigkeiten und die damit verbundenen Wärmefreisetzen infolge der Verformung des Werkstoffes im Vergleich zur eingebrachten Wärme durch den Schweißlichtbogen innerhalb der strukturmechanischen Berechnung sehr klein und damit ohne Einfluß auf das transiente Temperaturfeld sind.

Für die numerischen Untersuchungen wird das FE-Programm ANSYS verwendet. Das Vorgehen bei der Erstellung der Schweißsimulation ist klassisch und gliedert sich in die vier Abschnitte der Idealisierung, Modellerstellung (Preprocessing), Lösung (Solution) und Auswertung der Ergebnisse (Postprocessing). Zur Verifizierung der numerischen Simulation werden Ergebnisse aus Schweißver-

suchen verwendet, die am Institut für Stahlbau der TU Braunschweig durchgeführt wurden.

3 Abbildung des transienten Temperaturfeldes

Grundlage für die Ermittlung des transienten Temperaturfeldes bilden der erste Hauptsatz der Thermodynamik (Energiebilanz) und das *Fouriersche* Grundgesetz der Wärmeleitung. Unter Berücksichtigung einer zusätzlichen Erhöhung der inneren Energie, hervorgerufen durch z. B. *Joulesche* Wärme oder Reaktionsumsätze, ergibt sich die Differentialgleichung der Wärmeleitung für das Temperaturfeld im kartesischen Koordinatensystem an einem differentiellen Volumenelement zu [6] bis [8]:

$$\rho c \frac{\partial \vartheta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_x \frac{\partial \vartheta}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_y \frac{\partial \vartheta}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_z \frac{\partial \vartheta}{\partial z} \right) + q^B \quad (1)$$

- ρ Dichte
- c Wärmekapazität
- ϑ Temperatur
- λ Wärmeleitfähigkeit
- q^B zugeführte Wärmemenge pro Volumeneinheit

Die Lösung der dargestellten Differentialgleichung kann analytisch oder numerisch erfolgen, wobei ein analytisches Vorgehen nur für einfache Geometrien möglich ist und an Randbedingungen hinsichtlich des Wärmeeintrages (Punkt oder Linienquelle), der Temperaturunabhängigkeit der Werkstoffeigenschaften sowie der Nichtberücksichtigung der latenten Wärme beim Phasenübergang gekoppelt ist [9], [10]. Daher kann eine analytische Lösung, insbesondere mit Hinblick auf die Temperaturabhängigkeit der Werkstoffparameter, wie in [4] und [5] vorgestellt, den Schweißprozeß nicht ausreichend genau approximieren, so daß eine Lösung mittels der Finite-Element-Methode (FEM) als geboten erscheint.

3.1 Geometrie und Diskretisierung

Grundlage für die Verifikation der numerischen Simulation bilden Schweißversuche an Blechen $t = 6$ mm aus S 355 J2 G3, welche mittels Einlagenschweißung unter gleichzeitiger Bewegung der Nahtflanken bei verschiedenen Amplituden und Frequenzen durchgeführt wurden. In Anlehnung an die für die Schweißversuche verwendete Probengeometrie (s. Bild 2) wurde unter Ausnutzung möglicher Symmetrien die in Bild 1 dargestellte Geometrie für die numerische Simulation gewählt. Das Schweißnahtvolumen bzw. die Form ergibt sich aus der gewählten Schweißnahtvorbereitung sowie der Vermessung des Querschliffs einer abgeschweißten Probe (s. Bild 3). Um eine sinnvolle Vernetzung zu gewährleisten, wurde der virtuelle Probenkörper in vier Teilvolumina aufgeteilt. Dieses Vorgehen ermöglicht eine optimale Vernetzung der einzelnen Schweißnahtbereiche (Schweißnahtvolumen, Grob- und Feinkornzone, ungestörtes Grundmaterial), wobei mit größer werdendem Abstand zur Schweißnaht eine gröbere Vernetzung der Struktur erfolgt.

Es ist hervorzuheben, daß im Bereich des Wärmeeintrags durch den Schweißlichtbogen eine kleinstmögliche Vernetzung anzustreben ist, da hier die größten Temperaturgradienten auftreten. Als Kantenlänge der einzelnen

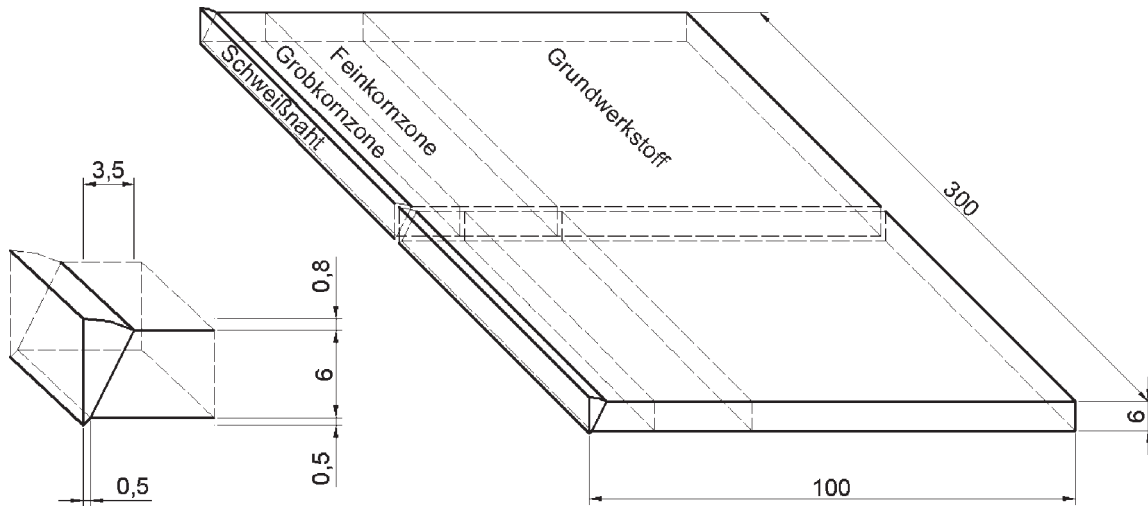


Bild 1. Geometrie des virtuellen Probekörpers
Fig. 1. Geometry of virtual specimen

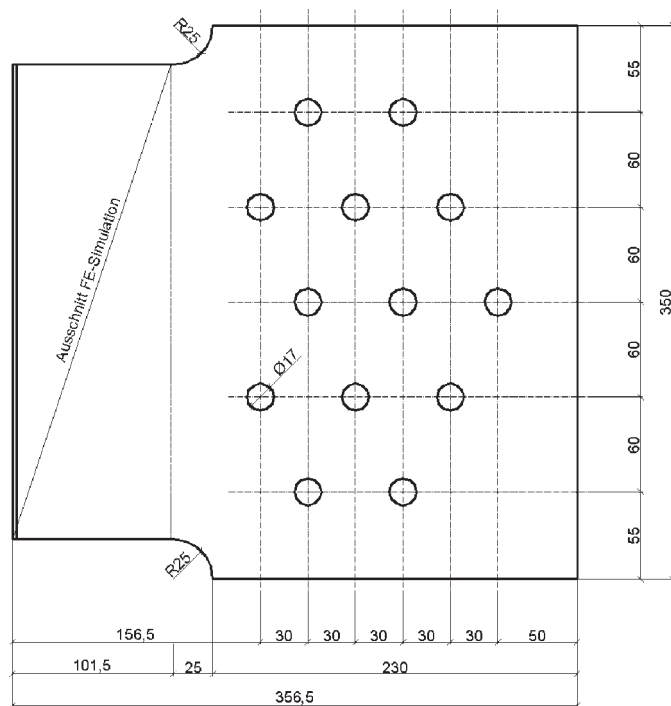


Bild 2. Probengeometrie für Schweißversuche
Fig. 2. Specimen for welding tests

Volumenelemente hat sich eine Größe um 1 mm bewährt. Die Vernetzung der Bauteilstruktur erfolgte mit Volumenelementen vom Typ SOLID 70. Das 3D-Temperatur-Volumenelement besitzt 8 Knoten mit je einem Temperaturfreiheitsgrad und gestattet den Wechsel in das Strukturelement SOLID 45 für die anschließende strukturelle Berechnung.

3.2 Werkstoffmodellierung

Für die wirklichkeitsnahe Abbildung des Schweißprozesses ist die Kenntnis des temperaturabhängigen Verhaltens der physikalischen Werkstoffkennwerte von entscheidender Bedeutung. Aufgrund des Fehlens von Werkstoffdaten bis in den Hochtemperaturbereich wurden eigene Versu-

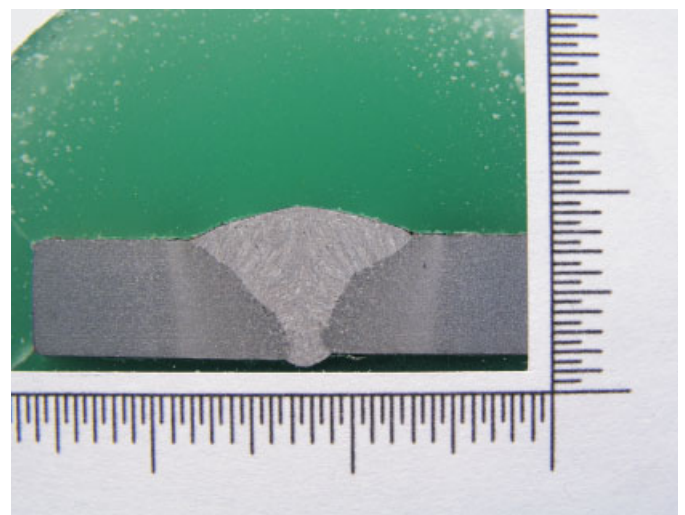


Bild 3. Schweißnahtgeometrie
Fig. 3. Cross-section of welding

che zu deren Bestimmung durchgeführt und in [4] und [5] veröffentlicht. Basierend auf den gewonnenen Versuchsdaten konnte das Werkstoffverhalten für den untersuchten S 355 J2 G3 in die FE-Simulation implementiert werden.

Der Verlauf der Wärmeleitfähigkeit wurde gemäß Bild 4 angenommen. Es ist anzumerken, daß der steile Anstieg der Wärmeleitfähigkeit ab 1500 °C in der Approximation konvektiver Wärmetransportvorgänge im Schmelzbad begründet liegt. Die Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit auf einen Wert von 400 W/(m · K) erfolgt analog zu den Untersuchungen in [11] bis [16]. Durch das „künstliche“ Heraufsetzen der Wärmeleitfähigkeit kann auf eine lokale und extrem aufwendige Strömungsberechnung verzichtet werden. Ferner zeigen die numerischen Untersuchungen, daß durch den Ansatz der Wärmeleitfähigkeitserhöhung eine rechnerische Badüberhitzung vermieden werden kann, was zu einer Beschränkung der Spitzentemperaturen innerhalb des Schmelzbades auf realistische Werte von unterhalb 2300 °C führt.

Treten infolge Erwärmung oder Abkühlung eines Körpers im Werkstoff Phasenübergänge auf, so nimmt der

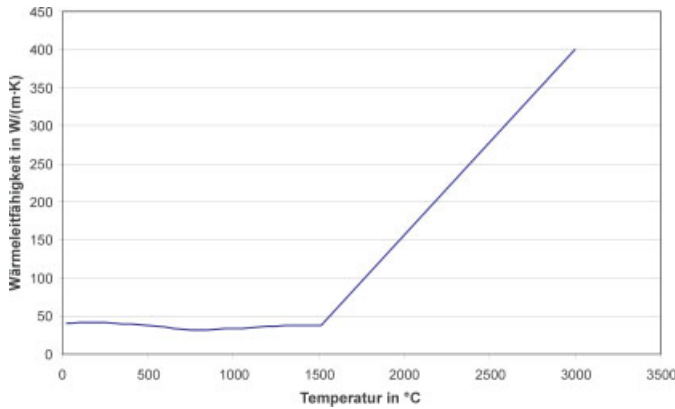


Bild 4. Wärmeleitfähigkeit über die Temperatur
Fig. 4. Thermal conductivity over temperature

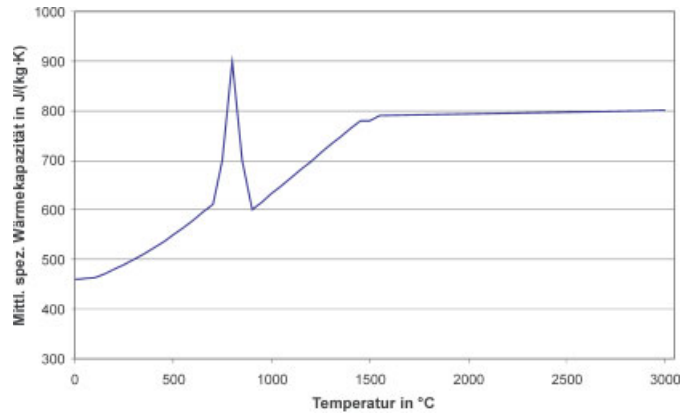


Bild 5. Verlauf der mittleren spezifischen Wärmekapazität
Fig. 5. Specific heat over temperature

Körper Energie auf oder gibt sie ab, ohne dabei wesentlich seine Temperatur zu verändern. Die Energie, die während des Phasenwechsels aufgenommen oder abgegeben wird, bezeichnet man als latente Wärme. Für die Abbildung des transienten Temperaturfeldes sowie der genauen Berechnung der Schmelzbadabmessungen ist es daher entscheidend, daß die latente Wärme bei der numerischen Simulation Berücksichtigung findet. Eine Berücksichtigung des Phasenwechsels und der damit verbundenen Energiefreisetzung bzw. -speicherung kann entweder mit einer nicht-linearen Funktion der Wärmekapazität oder einer nicht-linearen Funktion der Enthalpie in der numerischen Simulation realisiert werden.

Bei Ansatz einer nichtlinearen Funktion der Wärmekapazität wird die latente Wärmemenge auf ein fiktives Temperaturintervall aufgeteilt und in eine entsprechende Wärmekapazität umgerechnet, welche zur spezifischen Wärmekapazität des Materials addiert wird. Exemplarisch ist dieses Vorgehen für den Phasenübergang im Bereich der α - γ -Umwandlung in Bild 5 dargestellt. Die spezifische Wärmekapazität weist zunächst einen kontinuierlichen Anstieg auf und besitzt in der Nähe der Umwandlungstemperatur eine ausgeprägte Spitze, welche theoretisch einer Unendlichkeitsstelle entsprechen würde, da bei der Phasenumwandlung eine Erhöhung der Enthalpie ohne Temperaturerhöhung stattfindet. Das Integral dieses „Impulses“, welcher über die benachbarten Bereiche der spezifischen Wärmekapazität hinausragt, entspricht der latenten Wärme der Phasenumwandlung. Die Abbildung der latenten Wärme mittels eines nichtlinearen Verlaufes der spezifischen Wärmekapazität erscheint für eine numerische Simulation des transienten Temperaturfeldes jedoch wenig vorteilhaft, da die Schrittfolge im Zeitbereich bzw. entsprechend einer Schrittfolge entlang der Temperaturachse schärfer begrenzt werden muß, soll der Einfluß der latenten Wärme ausreichend berücksichtigt werden. Anderenfalls kann es bei einer zu großen Wahl der Schrittweite zum Überspringen des erhöhten Niveaus kommen, in dessen Folge der Einfluß der latenten Wärme bei der Berechnung unberücksichtigt bleibt. Zur Vermeidung dieses Problems hat es sich bewährt, die latente Wärme durch einen nichtlinearen Verlauf der Enthalpie h in der numerischen Simulation zu berücksichtigen. Der Verlauf der spezifischen Enthalpie ergibt sich aus der Integration des Verlaufes der spezifischen Wärmekapazität c_p , korrigiert

um die latente Wärme h_{Lat} an den Phasenumwandlungspunkten:

$$h(T) = \int_{T_0}^T c_p(T) dT \quad (2)$$

In den Bereichen des Phasenwechsels weist der Funktionsverlauf der spezifischen Enthalpie einen Sprung auf, welcher der latenten Wärme entspricht (s. Bild 6). Die Abschätzung der latenten Wärme der einzelnen Phasenübergänge ist zum gegenwärtigen Zeitpunkt nur unzureichend möglich, da die Angaben hierzu in der Literatur dürftig und wenig konkret sind. Richter gibt in [17] für reines Eisen eine spezifische Enthalpie am Schmelzpunkt (1536 °C) mit 260 ± 35 kJ/kg an, was einer Streubreite von $\pm 13,5$ % entspricht. Die Umwandlungswärmen für α - γ -Umwandlung (911 °C) werden mit $16,3 \pm 0,2$ kJ/kg und bei der γ - δ -Umwandlung (1391 °C) mit $15,2 \pm 0,2$ kJ/kg angegeben. Für die numerische Simulation von größerer Bedeutung ist die Energie, die zum Verdampfen des Werkstoffes überwunden werden muß. Mehmert gibt in [18] eine Enthalpiedifferenz bei 2850 °C von 6360 kJ/kg an. Der Einbau bzw. die Berücksichtigung der Verdampfungsenthalpie in der numerischen Simulation empfiehlt sich besonders, um einer unrealistischen Temperaturerhöhung in der Schmelze zu begegnen.

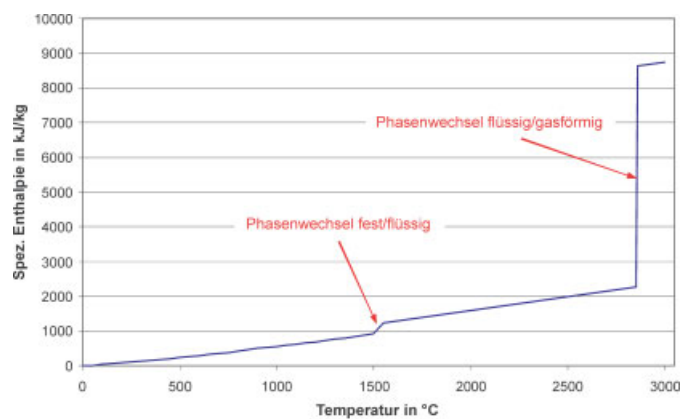


Bild 6. Verlauf der spezifischen Enthalpie über die Temperatur
Fig. 6. Specific enthalpy over temperature

3.3 Thermische Randbedingungen

Die thermische Interaktion des Bauteils mit seiner Umgebung ist für die numerische Simulation des Temperaturfeldes von größter Bedeutung. Infolge des Schweißprozesses wird auf das Bauteil Energie übertragen, welche in unterschiedlichen Anteilen durch Konvektion und Wärmestrahlung letztlich an die Umgebung abgeführt wird. Soll dieses Verhalten in der numerischen Simulation berücksichtigt werden, so ist der Wärmeübergang vom Bauteil zur Umgebung als Randbedingung mathematisch/physikalisch zu beschreiben. Der Wärmestrom, welcher beim Wärmeübergang auftritt, kann mittels des *Newtonschen* Abkühlungsgesetzes gemäß Gl. (3) definiert werden.

$$\dot{q} = \alpha \cdot (\vartheta_B - \vartheta_F) \quad \text{in W/m}^2 \quad (3)$$

- \dot{q} Wärmestromdichte in W/m²
- α Wärmeübergangskoeffizient in W/(m² · K)
- ϑ_B Oberflächentemperatur Bauteil in K
- ϑ_F Temperatur des umgebenden Fluids in K

Zur Bestimmung der Wärmeübertragung ist die Kenntnis der Größe des Wärmeübergangskoeffizienten α notwendig. Dieser setzt sich aus je einem Anteil für Konvektion und Wärmestrahlung zusammen.

$$\alpha_{\text{ges}} = \alpha_K + \alpha_S \quad \text{in W/(m}^2 \cdot \text{K)} \quad (4)$$

Nach dem derzeitigen Kenntnisstand der Wärmeübertragung beeinflussen sich Konvektion und Strahlung nicht gegenseitig, so daß eine getrennte Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten von Konvektion und Strahlung möglich ist [7], [8], [20], [21]. Es ist anzumerken, daß die Anteile der Wärmeübertragung infolge Konvektion und Strahlung von der Temperatur abhängig sind. Liegt die Temperatur unter 300 °C, erfolgt der Wärmeübergang zu größten Teilen durch Konvektion, wohingegen bei Temperaturen von z. B. 800 °C die Strahlung einen Anteil von 80 % an der Wärmeübertragung ausmacht. Für eine horizontal liegende, rechteckige Probenplatte wird nachstehend ein Lösungsvorschlag für die Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten vorgestellt.

3.3.1 Wärmeübergangskoeffizient Konvektion

Unter Konvektion wird der Wärmeaustausch durch bewegte Gas- oder Flüssigkeitsteilchen verstanden. Der konvektive Wärmeübergang stellt eine Überlagerung von Wärmeleitung und Energietransport durch das strömende Fluid da. Dieser Vorgang kann gedanklich als eine in das Fluid ortsfest ragende Fläche aufgefaßt werden, durch die das Fluid strömt, wobei infolge des Temperaturgradienten Wärme in die Fläche fließt und vom Fluid abtransportiert wird (Enthalpie und kinetische Energie des Fluids) [20]. Es ist ersichtlich, daß für den Wärmetransport die Strömungsverhältnisse im Fluid von Bedeutung sind. Somit ist für die weitere Betrachtung zu unterscheiden, ob die sich einstellende Fluidströmung infolge der Dichteunterschiede durch Erwärmung des Fluids hervorgerufen (freie Konvektion) oder dem Fluid aufgezwungen wird (erzwungene Konvektion). Für die numerische Simulation des Tempe-

raturfeldes wurde unterstellt, daß die Schweißung in ruhender Luft bei einer Raumtemperatur von 20 °C erfolgt. Eine erzwungene Strömung der umgebenden Luft, z. B. durch Wind oder Abluftströmung, soll nicht vorliegen. Grundlage aller weiteren Überlegungen ist somit die sich einstellende freie Konvektion über einer erwärmten, horizontal liegenden Platte.

Die Bestimmung des konvektiven Wärmeübergangs und damit der Auffindung des Wärmeübergangskoeffizienten kann durch Herleitung der *Nusselt-Zahl* aufgezeigt werden. Eine ausführliche Darstellung ist [20] zu entnehmen.

$$\text{Nu} = \frac{\alpha \cdot \ell}{\lambda} = f(\text{Gr, Pr, Geometrie}) \quad \text{in W/(m}^2 \cdot \text{K)} \quad (5)$$

$$\alpha = \frac{\text{Nu} \cdot \lambda}{\ell} \quad \text{in W/(m}^2 \cdot \text{K)} \quad (6)$$

Aufgrund der Komplexität der zur Beschreibung des konvektiven Wärmeübergangs aufzustellenden Differentialgleichungen ist eine analytische Lösung nur in wenigen Fällen möglich. Für die freie Konvektion über einer rechteckigen, horizontal liegenden Platte sind von *Al-Arabi* und *El-Riedy* in [22] empirische Ansätze gefunden und in Abhängigkeit der Geometrie, des Temperatur- und Strömungsfeldes angegeben worden:

Laminarer Bereich ($\text{Ra} < 4 \cdot 10^7$)

$$\text{Nu} = 0,70 \cdot \text{Ra}^{\frac{1}{4}} \quad (7a)$$

Turbulenter Bereich ($\text{Ra} \geq 4 \cdot 10^7$)

$$\text{Nu} = 0,155 \cdot \text{Ra}^{\frac{1}{3}} \quad (7b)$$

Eine Unterteilung, der sich bei freier Konvektion einstellenden Strömung, in laminar oder turbulent, ist von der Größe der *Rayleigh-Zahl* abhängig, welche sich aus der Multiplikation von *Grashof-Zahl* Gr und *Prandtl-Zahl* Pr ergibt.

$$\text{Ra} = \text{Gr} \cdot \text{Pr} \quad (8)$$

Die *Grashof-Zahl* (s. Gl. (9)) beschreibt das Verhältnis der Auftriebskräfte zu den auftretenden Reibungskräften. Eine detaillierte Herleitung ist den Ausführungen im VDI-Wärmetatlas [7] und [20] zu entnehmen.

$$\text{Gr} = \frac{g \cdot \ell^3}{\nu^2} \cdot \beta \cdot \Delta T \quad (9)$$

- g Erdbeschleunigung mit 9,81 m/s²
- ℓ Überströmlänge der kürzeren Plattenseite in m
- β räumlicher Wärmeausdehnungskoeffizient in 1/K
- ΔT Temperaturdifferenz Fluid/Bauteil in K
- ν kinematische Viskosität in m²/s

Unter der Annahme, daß Luft für technische Berechnungen als ideales Gas angesehen werden darf [7], [19], hängt der räumliche Wärmeausdehnungskoeffizient nur von der Absoluttemperatur T_0 des Fluids ab.

$$\beta = \frac{1}{T_0} \quad (10)$$

Durch die *Prandtl*-Zahl erfolgt die Verknüpfung des Temperatur- und Geschwindigkeitsfeldes im Fluid.

$$Pr = \frac{v}{a} = \frac{v \cdot \rho \cdot c}{\lambda} \quad (11)$$

- v kinematische Viskosität des Fluids in m²/s
- a Temperaturleitfähigkeit des Fluids in m²/s
- ρ Dichte in kg/m³
- c spezifische Wärmekapazität in J/(kg · K)
- λ Wärmeleitfähigkeit in J(s · K · m)

Die zur Ermittlung der einzelnen Kenngrößen notwendigen temperaturabhängigen Stoffwerte der Luft (λ, ν, Pr), können [7] entnommen werden und sind für eine mittlere Temperatur zu bestimmen (ϑ_B + ϑ_F)/2.

Der Wärmeübergangskoeffizient, welcher sich aus den vorgestellten Ansätzen nach *Al-Arabi* und *El-Riedy* [22] bestimmen läßt, beschreibt ausschließlich den Wärmeübergang infolge freier Konvektion an der Plattenoberseite. Für den Wärmeübergangskoeffizienten an den Plattenrändern sowie der Plattenunterseite kann nach *Pitter* [21] in Näherung Gl. (12) zugrunde gelegt werden.

$$\alpha_{\text{konv, Unterseite}} \approx 0,5 \cdot \alpha_{\text{konv, Oberseite}} \quad (12)$$

3.3.2 Wärmeübergangskoeffizient Strahlung

Die Wärmeübertragung durch Strahlung unterliegt anderen physikalischen Gesetzen als der konvektive Wärmeübergang oder die Wärmeleitung. Jeder Körper emittiert und absorbiert bei Temperaturen T ≠ 0 K Energie in Form von Wellen (Wärmestrahlung), deren Ausbreitung nicht an ein Trägermedium gebunden ist. Eine Energieübertragung ist somit auch im Vakuum möglich. Die Wärmestrahlung, die ein Körper emittiert, ist nach oben begrenzt und hängt letztlich nur von der thermodynamischen Temperatur des Körpers ab. Als Maßstab dient der so genannte ideale „schwarze Körper“, welcher bei einer bestimmten Temperatur die maximale Strahlung emittiert. Nach dem *Stefan-Boltzmann*-Gesetz ergibt sich die maximale Wärmestromdichte eines ideellen schwarzen Körpers zu:

$$\dot{q} = \sigma \cdot T^4 \text{ in W/m}^2 \quad (13)$$

$$\sigma \text{ Stefan-Boltzmann-Konstante} = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K}^4)$$

Im Gegensatz zu einer schwarzen Oberfläche emittieren und absorbieren nichtschwarze Oberflächen weniger Strahlung. Das Verhältnis der insgesamt von einer realen Fläche in den Halbraum abgestrahlten Energie zu derjenigen einer schwarzen Fläche wird durch den Emissionsgrad ε beschrieben. Es folgt somit für die Wärmestromdichte

$$\dot{q} = \varepsilon(T) \cdot \sigma \cdot T^4 \text{ in W/m}^2. \quad (14)$$

Der Emissionsgrad hängt dabei von der Oberflächenbeschaffenheit des Materials (poliert, gewalzt, oxidiert, etc.) und der Oberflächentemperatur des strahlenden Körpers ab.

Zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten kann analog zur Konvektion das *Newtonsche* Abkühlungs-

gesetz herangezogen werden. Durch Gleichsetzen der Gln. (3) und (14) folgt

$$\varepsilon(T) \cdot \sigma \cdot (\vartheta_B - \vartheta_F)^4 = \alpha_S \cdot (\vartheta_B - \vartheta_F) \quad (15)$$

Aufgelöst ergibt sich für den Anteil der Strahlung am Gesamtwärmeübergangskoeffizienten

$$\alpha_S = \varepsilon(T) \cdot \sigma \cdot (\vartheta_B^2 - \vartheta_F^2) \cdot (\vartheta_B + \vartheta_F) \text{ in W/(m}^2 \cdot \text{K)}. \quad (16)$$

3.4 Simulation des Schweißlichtbogens

Die Güte des Wärmeleitmodells im Bereich der Schweißstelle hängt entscheidend von der gewählten Wärmequellverteilung ab (Bild 7). Konzentrierte Wärmequellen sind im allgemeinen als unzureichend anzusehen, da sie im Gegensatz zu verteilten Wärmequellen keine Kalibrierung des Simulationsmodells z. B. an dem Schmelzzonenquerschnitt oder der Temperaturzyklen in der WEZ erlauben. Um diesem Manko zu begegnen, wurde für die numerische Simulation des Schweißprozesses eine normalverteilte, doppelte ellipsoide Volumenwärmequelle nach *Goldak* [23] zur Simulation des Wärmeeintrages verwendet:

$$q_{\text{vol}}(x, y, z) = \frac{6\dot{Q}\sqrt{3}}{\pi\sqrt{\pi x_{0,05} y_{0,05} z_{0,05}}} \times \exp\left(-\frac{3x^2}{x_{0,05}^2} - \frac{3y^2}{y_{0,05}^2} - \frac{3z^2}{z_{0,05}^2}\right) \text{ in W/m}^3. \quad (17)$$

Bei Betrachtung der Schmelzbadgeometrie während des Schweißprozesses fällt auf, daß die Badgeometrie und damit die Wärmequellverteilung in Schweißrichtung unsymmetrisch ist. Infolge der Brennerbewegung über dem Werkstück wird die vordere Schmelzbadhälfte gestaucht, wohingegen der nachlaufende Bereich der Schmelze eine gestreckte Form aufweist. Zur Berücksichtigung dieses Sachverhaltes wird die Volumenquelle in ein vorderes und hinteres Viertelellipsoid unterteilt, denen der jeweilige prozentuale Anteil an dem Gesamtwärmeeintrag zugewiesen wird (s. dazu Bild 7):

$$q_{\text{volf}}(x, y, z) = f_f \frac{6\dot{Q}\sqrt{3}}{\pi\sqrt{\pi x_{0,05f} y_{0,05} z_{0,05}}} \times \exp\left(-\frac{3x^2}{x_{0,05f}^2} - \frac{3y^2}{y_{0,05}^2} - \frac{3z^2}{z_{0,05}^2}\right) \text{ in W/m}^3 \quad (18a)$$

$$q_{\text{volr}}(x, y, z) = f_r \frac{6\dot{Q}\sqrt{3}}{\pi\sqrt{\pi x_{0,05r} y_{0,05} z_{0,05}}} \times \exp\left(-\frac{3x^2}{x_{0,05r}^2} - \frac{3y^2}{y_{0,05}^2} - \frac{3z^2}{z_{0,05}^2}\right) \text{ in W/m}^3 \quad (18b)$$

- Q̇ Wärmestrom infolge Lichtbogen = η · U · I in W
- U Schweißspannung in V
- I Schweißstrom in A
- η Wirkungsgrad

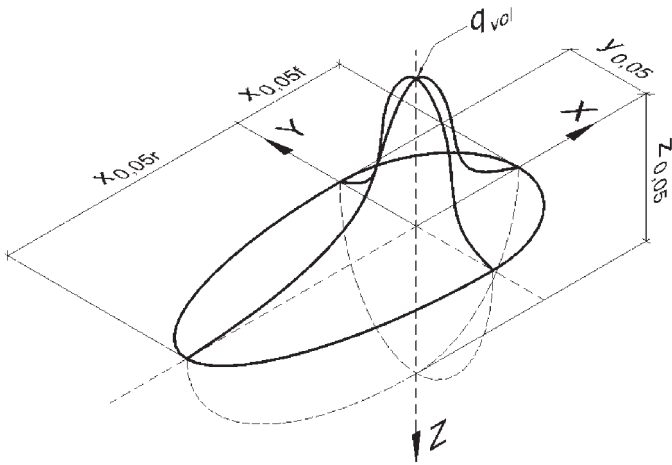


Bild 7. Normalverteilte, doppelellipsoide Volumenwärmequelle nach Goldak

Fig. 7. Double ellipsoidal density distributed heat source according to Goldak

Zur Gewährleistung, daß die Gesamtwärmeleistung der Teilellipsoiden der Leistung einer symmetrischen Verteilung entspricht, ist zu beachten, daß die Summe der Wichtungsfaktoren sich zu 2 ergeben muß [1], [23], [24]. Als weiteres Kriterium wird von *Nguyen* [24] die Gleichheit der Wärmequerdichte im Ursprungspunkt der Volumenquelle gefordert. Unter Berücksichtigung der genannten Randbedingungen ergibt sich für die Wichtungsfaktoren:

$$f_f = \frac{2x_{0,05f}}{x_{0,05f} + x_{0,05r}} \quad (19a)$$

$$f_r = \frac{2x_{0,05r}}{x_{0,05f} + x_{0,05r}} \quad (19b)$$

3.5 Aufbringen der thermischen Belastung und Lösung

Die Belastung des numerischen Modells erfolgt durch eine Zuweisung von Wärmeströmen an den Elementknotenpunkten, welche aus den Gln. (18a) und (18b) bestimmt werden. Zur Simulation des Schweißprozesses werden zunächst alle Elemente des Nahtvolumens inaktiv geschaltet und mit der virtuellen Bewegung der Schweißlichtbogens (Volumenwärmequelle) aktiviert (s. Bild 8). Das zeitlich versetzte Aktivieren simuliert den Eintrag des Schweißgutes in den Nahtspalt und erfolgt in Abhängigkeit der vorgegebenen Schweißgeschwindigkeit von 27,5 cm/min. Bei einer virtuellen Nahtlänge von 30 cm und 150 Elementen in Schweißrichtung erfolgt eine Nahtelementaktivierung alle 0,43 s. Die Verschiebung des virtuellen Lichtbogens erfolgt in 10 Teilschritten pro Element, so daß sich als Zeitschrittweite ein Wert von ungefähr 0,04 s ergibt. Diese sehr kleine Zeitschrittweite hat den Vorteil der Vermeidung sprunghafter Änderungen der Kontenwärmeströme am finiten Element. In Folge dieses Vorgehens sind weniger Gleichgewichtssiterationen notwendig, was zur Stabilität des Lösungsprozesses beiträgt. Als virtuelle Schweißparameter wurden die während der Schweißversuche am Schweißgerät eingestellten Größen übernommen ($U = 22,5$ V und $A = 165$ A). Der Wirkungsgrad wurde mit 0,9 abgeschätzt und liegt damit im Bereich der in der Literatur zu findenden Größen [1], [8].

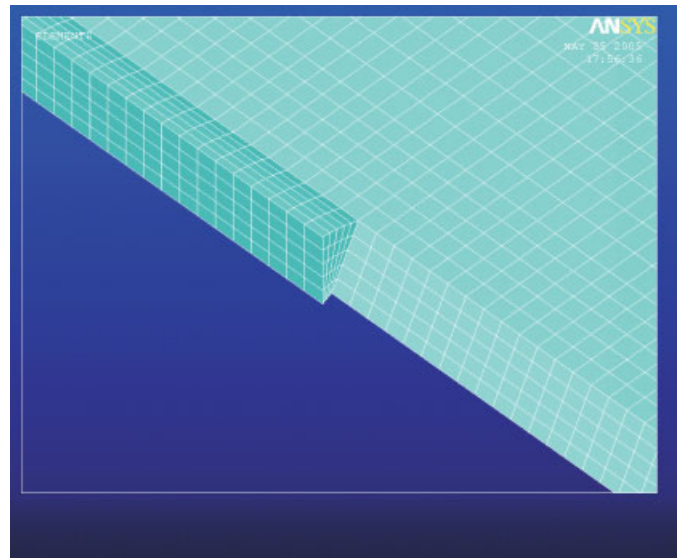


Bild 8. Schweißkörper mit teilweise deaktivierter Naht

Fig. 8. Geometry with part of deactivated welding

4 Vergleich Simulation und Messung

Zur Überprüfung und Verifikation des numerischen Modells wurden Temperaturmessungen an Schweißproben mittels Thermoelementen NiCr-Ni (Typ K), $2 \times$ Durchmesser 0,5 mm durchgeführt. Die Datenerfassung erfolgte mittels eines Vielstellenmeßgeräts vom Typ HP 34970A mit eingebautem Modul HP 34902A sowie eines Laptops mit Datenloggersoftware HP Benchlink. Bild 9 zeigt die auf die Probe applizierten Thermoelemente vor und nach dem Schweißversuch.

Für die numerische Bestimmung des transienten Temperaturfeldes wurden die Probengeometrie sowie die am Schweißgerät eingestellten Schweißparameter in die numerische Simulation übernommen. Die thermischen Randbedingungen sowie der Energieeintrag wurden gemäß den oben dargestellten Ausführungen berücksichtigt. Bild 10 zeigt die Temperaturverteilung über der Probengeometrie kurz vor dem Erlöschen des virtuellen Lichtbogens. Deut-



Bild 9. Applizierte Thermoelemente vor und nach dem Versuch

Fig. 9. Thermocouple before and after welding

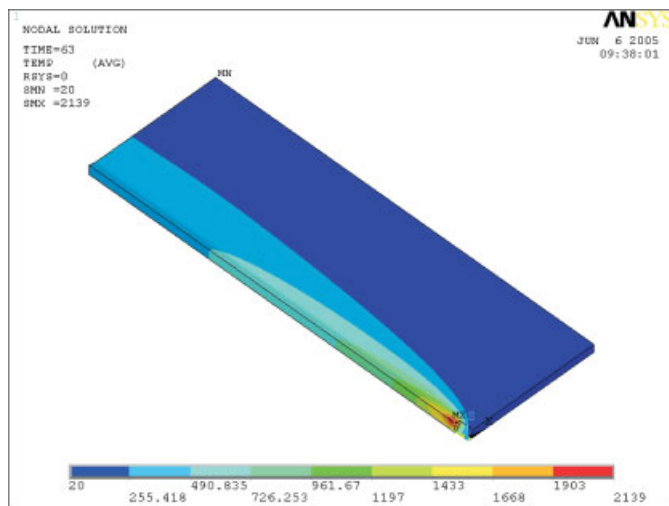


Bild 10. FE Simulation der Wärmeverteilung kurz vor Erlöschen des Lichtbogens

Fig. 10. FE-Simulation of heat distribution at the end of welding

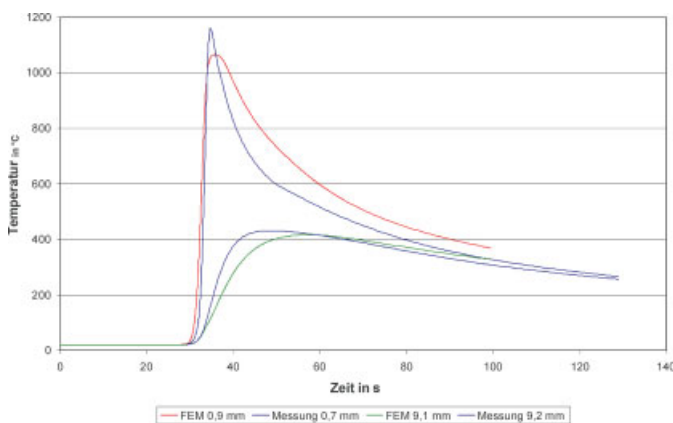


Bild 11. Temperaturverlauf Rechnung/Messung

Fig. 11. Temperature over time measurement/calculation

lich erkennbar ist die nachlaufende Temperaturfront, welche sich schräg zur Nahrichtung in das Bauteil ausbreitet.

Ein direkter Vergleich zwischen der durchgeführten Temperaturmessung sowie der numerischen Simulation liefert eine qualitativ sehr gute Übereinstimmung und spiegelt damit die hohe Qualität des numerischen Modells wider (s. Bild 11). Die sich aus der Berechnung ergebende maximale Temperatur im Anodenfleck, ist mit 2139 °C im Rahmen der in der Literatur zu findenden Werte.

5 Ausblick

Mit der Bestimmung des transienten Temperaturfeldes ist die Grundlage für eine weiterführende strukturmechanische Betrachtung geschaffen. Das numerische Modell wird im Zuge des Forschungsvorhabens „Schweißen unter Betriebsbeanspruchung“ um die Komponente der Nahtflankenbewegung während des Schweißprozesses erweitert. Die Auswirkungen, welche sich aus einer Bewegung der Nahtflanken während des Schweißprozesses für die Spannungsverteilung im Bauteil ergeben, sind Gegenstand der laufenden Versuchsreihen. Ein Vergleich zwischen nume-

rischer Simulation und experimentellen Schweißversuchen wird im Jahresverlauf folgen. Ziel der Arbeit ist es, die Tragfähigkeit einer unter Bewegung hergestellten Naht sowie die Auswirkung auf das Bauteil bzw. das Tragwerk bereits während der Planung abzuschätzen.

Danksagung

Für die finanzielle Förderung des Forschungsvorhabens „Schweißen unter Betriebsbeanspruchung“ durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) bedanken wir uns sehr. Dank für die Unterstützung unseres Forschungsvorhabens durch Sachspenden und technische Beratung, gebührt ferner den nachstehenden Firmen: August-Friedberg-Schrauben (Maschinenbau-/Stahlbau-Schrauben), Bandelin GmbH (Ultraschallreinigungsbad), Bochem Instrumente GmbH (Laborbedarf aus Metall, Teclubrenner), BRAND GmbH & Co. KG (Pipetten, Meßzylinder), Bühler GmbH (Schleif- und Poliermaschine), Deckel-Maho-Gildemeister (Drehmaschine NEF 320), Deutsche Electraplan GmbH (Elektrische Bedarfsmittel), Dillinger Hütte (Maschinenbau- und Feinkornstähle), Dräger Safty AG (Atenschutz), DREMEL Deutschland (Schneidwerkzeug), Friedrich Lütze GmbH & Co. KG (Digitale E/A-Module), Fronius International GmbH (Schweißgerät, Meßtechnik), GTM Meßtechnik (Kraftmeßdosen), HAWE GmbH (Ventileinheiten/ Hydraulikmaterial), Herbert Hänchen GmbH & Co. KG (Lagerdichtungen Hydraulikzylinder), W. Haldenwanger (Laborkeramik), Hch. Perschmann GmbH (Fräs- und Drehwerkzeuge), Glaswarenfabrik Karl Hecht KG (Laborglas), Hellermann Tyton GmbH (Schrumpf- und Isolierschläuche), Heraeus Kulzer GmbH & Co. KG (Schleif-, Polier- und Einbettmittel), Hermann Kleinhuis GmbH & Co. KG (Elektrische Bedarfsmittel), Hilti Deutschland GmbH (Anker und Setzwerkzeug), Hirschmann Laborgeräte (Laborbedarf), Hydac Hydraulic (Kolbenspeicher, Leckölpumpe), ICI Paints Deco GmbH (Dispersionsfarbe und Lacke), IKA-Werke GmbH & Co. KG (Magnetrührer), Kemper GmbH (Schweißschutzwände, Schutzschirme), KUKA Roboter GmbH (Roboter-Hardware), Lapp Kabel (diverse Meß- und Leitungskabel), Leica Microsystems (Auf- und Durchlichtmikroskop), Marienfeld GmbH (Laborgläser), Micro-Epsilon Meßtechnik (Wirbelstrommeßsysteme NCDT 3300), Moeller Electric GmbH (Verteilergehäuse und Zubehör), neoLab Migge Laborbedarf-Vertriebs GmbH (Laborglasgeräte), Oerlikon Schweißtechnik GmbH (Schweißzusatzwerkstoff, Schutzgas), OMNILAB-Laborzentrum (Laborbedarf), Pagel Spezialmörtel (Vergußmörtel), PALL GmbH (Hochdruckfilter/Adapterplatten), Parker Hannifin GmbH (Druckmeßsensoren), Phoenix Contact GmbH & Co. (Signalvervielfacher), ProConnecting GmbH (Schaltnetz-teile), Rexroth Bosch Group (Rollenschieneführungen), SAB BRÖCKSKES GmbH & Co.KG (diverse Meß- und Leitungskabel), Salzgitter AG, Peiner Träger GmbH (Stahlprofile), Ilseburger Grobblech GmbH (Versuchsbleche), Werkstoffzentrum Salzgitter AG (Materialuntersuchungen, Metallurgie), Schneider Kreuznach (Servoventile plus Elektronik), Schneider-Electric (Elektronische Steuerelemente), Stacon Stahlbau GmbH (Zuschnitte, CAD/CAM-Technik), Tietjen Automatisierte Prüftechnik Bremen (Meß- und Auswertesoftware), WAGO Kontakttechnik GmbH (Elektrische Bedarfsmittel/Klemmen), Wesemann GmbH & Co. KG (Labortisch und Abzug). Ohne diese großzügige Unter-

stützung der genannten Firmen und Institutionen wäre die Durchführung dieser für die Flexibilität des zukünftigen Bauens wichtigen Untersuchungen unmöglich gewesen.

Literatur

- [1] *Radaj, D.*: Schweißprozesssimulation – Grundlagen und Anwendungen. Düsseldorf: DVS-Verlag 1999.
- [2] *Karlsson, L.*: Thermal stresses in welding. Thermal stresses, Bd. 1. Amsterdam: North-Holland 1986, pp. 299–389.
- [3] *Schiebel, C.*: Schweißen unter Betriebsbeanspruchung – Eigenspannungen und bruchmechanische Betrachtungen. VDI-Berichte Nr. 235, Düsseldorf: VDI Verlag 1998.
- [4] *Peil, U., Wichers, M.*: Schweißen unter Betriebsbeanspruchung – Werkstoffkennwerte für einen S 355 J2 G3 unter Temperaturen bis 1200 °C. Stahlbau 73 (2004), S. 400–416.
- [5] *Peil, U., Wichers, M.*: Schweißen unter Betriebsbeanspruchung – Werkstoffkennwerte zur Temperaturfeldberechnung für einen S 355 J2 G3. Stahlbau 74 (2005), S. 249–257.
- [6] *Bathe, K.-J.*: Finite-Element-Methoden. Berlin: Springer Verlag 2002.
- [7] *Schlünder, E.-U., Gnielinski, V., Martin, H., et al.*: VDI-Wärmeatlas: Berechnungsblätter für den Wärmeübergang. Berlin: Springer Verlag 1997.
- [8] *Rykalin, N. N.*: Berechnung der Wärmevergänge beim Schweißen. Berlin: VEB Verlag Technik 1957.
- [9] *Rosenthal, D.*: Mathematical theory of heat distribution welding, cutting. Welding Research Supplement (1941), pp. 220–234.
- [10] *Rosenthal, D.*: The theory of moving sources of heat and its application to metal treatments. Transactions of the ASME (1946), pp. 849–866.
- [11] *Hamann, R.*: Numerische Berechnung des instationären Temperaturfeldes im Schweißkörper für den nassen Plasma-MIG-Unterwasserschweißvorgang. VDI-Berichte Nr. 378, Düsseldorf: VDI Verlag 1996.
- [12] *Mahrenholz, O., Hamann, R.*: On the influence of the surface heat transfer coefficient on wet underwater welds. Proceedings of the Fourth International Offshore and Polar Engineering Conference (1994), pp. 112–119.
- [13] *Argyris, J. H., Szimat, J., William, K. J.*: Finite Element Analysis of Arc Welding Processes. Numerical Methods in Heat Transfer (1985), pp. 31–34.
- [14] *Goldak, J., Patel, B., Bibby, M., Moore, J.*: Computational Weld Mechanics. Advanced Joining of Aerospace Metallic Materials, Conference Proceedings No. 398 (1985), 66. pp. 11–32.
- [15] *Moore, J. E., Bibby, M., Goldak, J.*: A Comparison of the Point Source and Finite Element Schemes for Computing Weld Cooling. '85 ASM's International Welding Congress. 1985.
- [16] *Weiß, D.*: Finite-Element-Simulation von Temperaturfeld und Schmelzbaddeformation beim Lichtbogenschweißen. Dissertation, Universität Magdeburg, 1994.
- [17] *Richter, F.*: Die wichtigsten physikalischen Eigenschaften von 52 Eisenwerkstoffen. Düsseldorf: Verlag Stahleisen 1973.
- [18] *Mehmert, P.*: Numerische Simulation des Metallschutzgasschweißens von Grobblech aus un- und niedriglegiertem Feinkornbaustahl. Dissertation, Technische Universität Clausthal, 2003.
- [19] *Böckh, P. v.*: Wärmeübertragung – Grundlagen und Praxis. Berlin: Springer Verlag 2004.
- [20] *Beahr, H. D., Stephan, K.*: Wärme- und Stoffübertragung. Berlin: Springer Verlag 1998.
- [21] *Pitter, A.*: Dreidimensional-instationäre Simulation von Temperaturfeldern beim WIG-Schweißen von Werkstücken mit temperaturabhängigen Materialkennwerten. Dissertation, Technische Universität Clausthal, 1992.
- [22] *Al-Arabi, M., El-Riedy, M. K.*: Natural convection heat transfer from isothermal horizontal plates of different shapes. Int. J. Heat Mass Transfer. 19 (1976), pp. 1049–1053.
- [23] *Goldak, J., Chakravarti, A., Bibby, M.*: A New Finite Element Model for Welding Heat Sources. Metallurgical Transactions B (1984), pp. 299–305.
- [24] *Nguyen, N. T., Ohta, A., Matsuoka, K., Suzuki, N., Maeda, Y.*: Analytical Solutions for Transient Temperature of Semi-Infinite Body Subjected to 3-D Moving Heat Sources. Welding Research (1999), pp. 265–274.

Autoren dieses Beitrages:

Dipl.-Ing. Michael Wichers und Prof. Dr.-Ing. Udo Peil, beide Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, Institut für Stahlbau, Beethovenstraße 51, 38106 Braunschweig