

MobaReg – Entwicklung einer prozessmomentbasierten Temperaturregelung für das Rührreibschweißen

¹M. Sc. Martina E. Sigl, Boltzmannstraße 15, 85748 Garching

¹M. Sc. Andreas Bachmann, Boltzmannstraße 15, 85748 Garching

¹Prof. Dr.-Ing. Michael F. Zäh, Boltzmannstraße 15, 85748 Garching

1 Einleitung

Das Rührreibschweißen (engl.: Friction Stir Welding, kurz: FSW) zeichnet sich als Fügeverfahren für hohe Verbindungsqualitäten aus. Als ein Haupteinflussfaktor auf die Festigkeit gilt die nur mit hohem Aufwand messbare Schweißtemperatur. Der vorliegende Beitrag beschreibt im Detail die Entwicklung einer adaptiven Temperaturregelung ohne direkte Messung der Schweißtemperatur für das FSW. Das hierfür erforderliche Temperatursignal wird über mehrere serielle Submodelle aus dem Spindelmoment M_S sowie der Drehzahl n und der Anpresskraft F_z berechnet. Die Einstellung dieser Temperatur auf einen vorgegebenen Wert ermöglicht auch bei veränderten Prozessbedingungen gleichbleibend hohe und reproduzierbare Nahtqualitäten. Durch den reduzierten Aufwand bei der Prozessparameterfindung und die Messdatengewinnung können Produktionskosten gesenkt und die industrielle Anwendbarkeit von FSW verbessert werden.

2 Experimentelle Voruntersuchungen

Zur Schaffung einer breiten Datenbasis für spätere Simulationen wurde zunächst das benötigte Prozesswissen durch Schweißexperimente unter Verwendung eines Industrieroboters generiert. In einem ersten Schritt wurden hierzu mit den Aluminiumlegierungen EN AW-5083 und EN AW-6082 sowie mit verschiedenen Schweißwerkzeugen und unter Variation der Prozessparameter *Drehzahl n* , *Vorschubgeschwindigkeit v_s* , *Anpresskraft F_z* gerade Blindnähte gefertigt. Der Aufbau für die Versuche ist in Abbildung 1 dargestellt. Das Spindelmoment M_S und die Schweißtemperatur T wurden in-line gemessen. Hierfür wurden Thermoelemente im Schweißwerkzeug platziert. Die Thermoelemente wurden über eine Steckverbindung mit einer Signalverarbeitungseinheit verbunden, die die digitalen Signale über WLAN an ein Empfängermodul sendete, das wiederum an einen Echtzeitrechner angeschlossen war [1]. Die Signale der Anpresskraft F_z , des Spindelmoments M_S und der Drehzahl n wurden über einen Bypass der Robotersteuerung und aus dem Motorregler abgegriffen. Über den Echtzeitrechner *MicroLabBox* des Unternehmens *dSpace GmbH* wurden die Messsignale gespeichert und weiterverarbeitet.

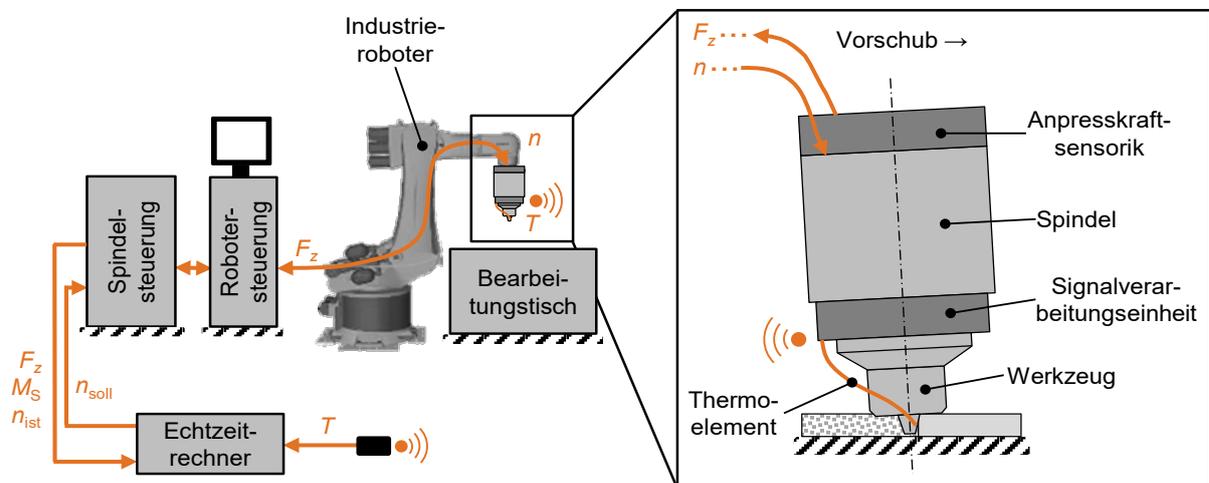


Abbildung 1: Versuchsaufbau in Anlehnung an BACHMANN ET AL. [2]

¹ Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften (*iwb*), Technische Universität München

3 Modellauswahl

Die Schweißtemperatur \hat{T} wurde innerhalb eines regelungstechnischen Beobachterkreises ermittelt. Dazu wurde die nicht messbare Zustandsgröße (Temperatur \hat{T}) aus den messbaren Ausgangsgrößen (u. a. dem Spindelmoment M_S) berechnet. Für das Beobachtermodell (Momentmodell) wurden in einem ersten Schritt verschiedene Submodelle aus der Literatur miteinander kombiniert und verglichen. Abbildung 2 zeigt den Aufbau des Momentmodells: In einem Werkstoffmodell wurde die Fließspannung σ_f aus der Dehnrates $\dot{\epsilon}$, den Werkstoffparametern und der Temperatur T (gemessen) oder \hat{T} (berechnet) bestimmt [3]. Die Dehnrates $\dot{\epsilon}$ wurde aus einer konstanten Scherschichtdicke w von 1,2 mm sowie der jeweiligen Werkzeuggeometrie und -drehzahl n berechnet [3]. Als Werkstoffmodelle wurden das Sheppard-Wright- [4, 5] und das Johnson-Cook-Modell [6] miteinander verglichen. Die Werkstoffparameter wurden hierfür der Literatur [7–9] entnommen. Die Fließschubspannung τ_f berechnete sich entsprechend der von-Mises-Gestaltänderungsenergiehypothese aus der Fließspannung σ_f [3]. Zur Berechnung der Kontaktschubspannung τ_k wurden zwei Kontaktbedingungen miteinander verglichen. Zum einen wurde der Einfluss von Haften und Gleiten des Werkzeugs in der Scherschicht des Werkstücks durch ein Haftmaß δ_H gewichtet [3]. Der Ansatz nach SHAW [10, 11] definiert den Haft-Gleit-Mischzustand durch einen Gewichtungsfaktor aus dem Verhältnis der Reibschubspannung τ_r zur Fließschubspannung τ_f . Die Reibschubspannung τ_r wurde entsprechend dem Coulomb'schen Gesetz aus dem Druck p , d. h. der Anpresskraft F_z und der Schulterkontaktfläche, und dem Reibkoeffizienten μ berechnet. Der Ausgang des Momentmodells war das berechnete Prozessmoment \hat{M}_P . Dieses wurde als Ringintegral der Werkzeugradialen und der Kontaktschubspannung τ_k über die Kontaktfläche bestimmt [3].

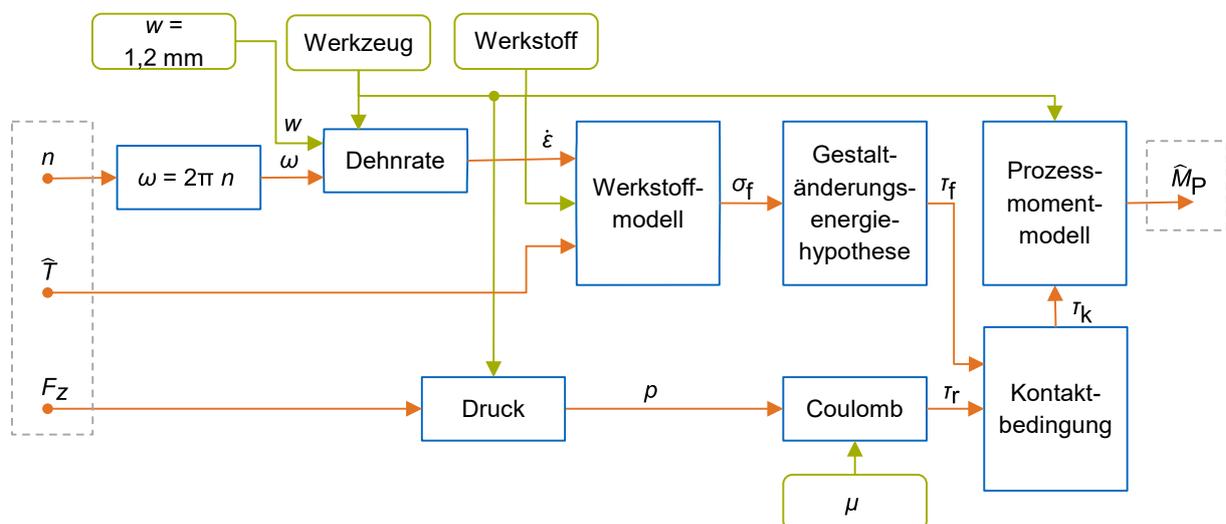


Abbildung 2: Das Momentmodell mit dynamischen (in orange) und konstanten Eingängen (in grün)

Alle Submodellkombinationen wurden mit verschiedenen Werkstoffkennwerten aus der Literatur in *Matlab-Simulink* implementiert und mit den realen Daten aus den zuvor durchgeführten Versuchen simuliert. Zur Validierung der Modelle wurden die berechneten Prozessmomente \hat{M}_P mit den Messwerten verglichen. Da das Prozessmoment M_P nicht direkt messbar war, wurde das Spindelmoment M_S aus den Motorströmen bestimmt und um die Anteile durch Reibung im Spindelmotor M_V und Beschleunigung M_a bereinigt [2]. Das Verlustmoment M_V wurde vorab für verschiedene diskrete Drehzahlen n im Leerlauf gemessen und mittels einer Polynomfunktion angenähert. Aus dem experimentell bestimmten Trägheitsmoment der Spindel J_S und der Drehzahländerung \dot{n} konnte das Beschleunigungsmoment

M_a entsprechend [2] berechnet werden. Die Addition des Beschleunigungs-, Verlust- und Prozessmoments ergab das Spindelmoment \hat{M}_S , das hier als „berechnet“ bezeichnet wird.

Zum Vergleich der beiden Momente M_S und \hat{M}_S (oder gleichwertig: M_P und \hat{M}_P) wurde die prozentuale mittlere Fehlerquadratsumme aller Messergebnisse $e_{\text{RMSPE}}(M_P)$ gebildet. Die geringsten Fehler (unter 10 %) wurden für eine Kombination aus dem Johnson-Cook-Werkstoffmodell, der Kontaktbedingung nach SHAW [10] und einem Reibbeiwert μ von 0,4 erreicht, weshalb diese Submodellkombination für spätere Simulationen und die Implementierung in das Echtzeitsystem ausgewählt wurde. Die Werkstoffkonstanten nach CLAUSEN ET AL. [7] brachten für das Johnson-Cook-Modell die besten Ergebnisse hervor.

4 Beobachterentwurf und -validierung

Die Schweißtemperatur \hat{T} wurde durch einen Vergleich des berechneten \hat{M}_S mit dem gemessenen Moment M_S ermittelt (Abbildung 3). Dieser Ansatz ist in der Regelungstechnik als *Zustandsbeobachter* bekannt. Die Differenz der beiden verglichenen Signale, im Folgenden als Momentfehler bezeichnet, wurde einem Beobachterglied zugeführt, das, ähnlich einem Regler, den Fehler durch die Anpassung eines Modelleingangs verringerte. Der Eingang war hier die berechnete Temperatur \hat{T} . Da das Momentmodell selbst keine Eigendynamik aufwies, musste das Beobachterglied zur Verhinderung eines bleibenden Temperaturfehlers ein integrierendes Verhalten aufweisen. Der Beobachterkreis konnte so auch auf Signalsprünge des Drehmoments reagieren. Aus diesem Grund wurde ein PI-Glied, welches mit dem *PID-Tuner* von *Matlab* parametrisiert wurde, gewählt. Hierbei zeigten ein Proportional-Anteil K_P von 0,15 K/Nm und ein Integrier-Anteil K_I von 1000 K/(Nm s) die geringsten Temperaturfehler. Um bestehendes Messrauschen nicht zu verstärken und aufgrund der geringen Dynamiken des Wärmeleitungsverhaltens beim FSW wurde von einem Differenzier-Anteil abgesehen.

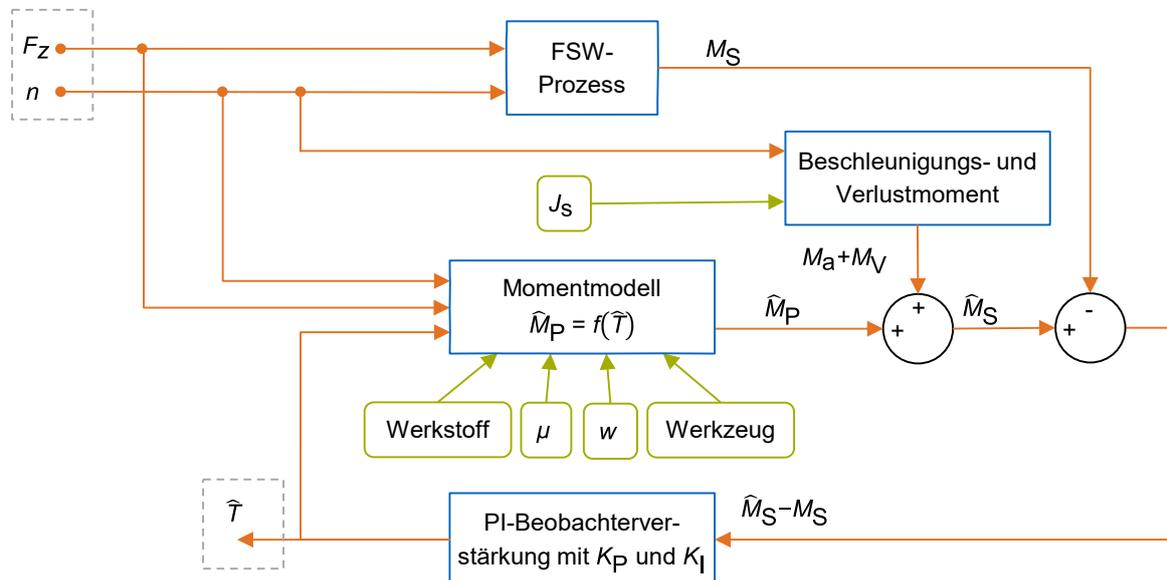


Abbildung 3: Der geschlossene Beobachterkreis mit den Teilmomenten, der dynamischen Beobachterverstärkung, dem FSW-Prozess sowie den dynamischen (in orange) und konstanten Eingängen (in grün)

Nach der Offline-Validierung des Momentmodells und der Synthese des Beobachters wurde das Beobachtersystem in das Echtzeitsystem implementiert und parallel zum Schweißvorgang getestet. Hierfür wurden Schweißversuche mit verschiedenen Prozessparametern durchgeführt. Zur Imitierung des Reglerverhaltens wurden für jede Schweißung mehrere Drehzahlsprünge eingebracht. Insgesamt konnten für fast alle Schweißversuche (abgesehen von einem Ausreißer) prozentuale mittlere Fehlerquadratsummen $e_{\text{RMSPE}}(T)$ unter 10 % er-

reicht werden. Der geringste Fehler lag bei einem $e_{\text{RMSPE}}(T)$ von 2,47 %. Beispielhaft sind in Abbildung 4 die Ergebnisse eines Schweißversuches mit einem $e_{\text{RMSPE}}(T)$ von 4,30 % dargestellt. Es ist zu erkennen, dass zwischen der berechneten Temperatur \hat{T} (in grün) und der gemessenen Temperatur T (in blau) nur ein geringer Fehler $\hat{T}-T$ (in orange) bestand. Die Temperatur wurde in diesem Beispiel als zu hoch berechnet. Diese Tendenz wiesen die meisten Versuche auf. Die Abbildung zeigt außerdem, dass bei den Drehzahlen 800 min^{-1} und 900 min^{-1} die Eigenfrequenz des werkzeughührenden Industrieroboters getroffen wurde, was zu sichtbaren Oszillationen führte. Diese Schwingung übertrug sich über das Werkzeug direkt auf das gemessene Temperatursignal T . Einen noch größeren Einfluss hatte das Schwingungsverhalten jedoch über das Signal der Anpresskraft F_z auf das errechnete Temperatursignal \hat{T} .

Die Abbildung zeigt zudem an der Stelle 175 s ein kurzes Einbrechen der Übertragung des Temperatursignals, was für die Validierung des Gesamtsystems jedoch keine deutlichen Auswirkungen hatte. Mit Ausnahme dieser Einbrüche zeigte sich für die Versuche, dass die Temperaturfehler entlang der gleichen Naht trotz der Drehzahlsprünge eine geringe Varianz aufwiesen. Das deutet darauf hin, dass der Einfluss der Drehzahl n auf die Schweißtemperatur T hinreichend genau abgebildet werden konnte.

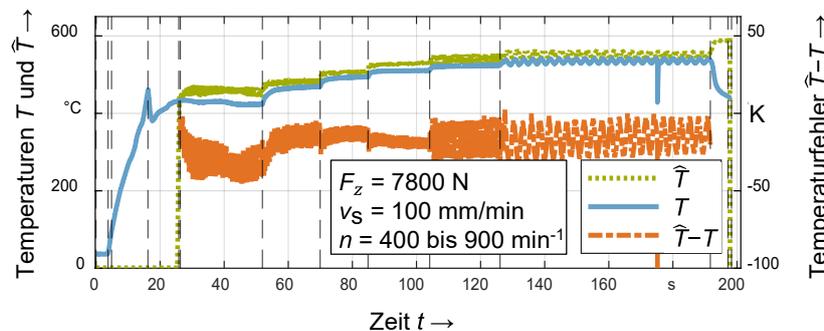


Abbildung 4: Darstellung des gemessenen (in blau) und berechneten (in grün) Temperatursignals sowie des daraus resultierenden Modellfehlers (in orange) einer Blindnaht der Legierung EN AW-6082 und der Länge 270 mm

Eine Analyse der Temperaturfehler zeigte eine Korrelation zur Vorschubgeschwindigkeit v_s : Niedrige v_s führten im Mittel zu geringeren Temperaturfehlern $|\hat{T}-T|$. Die gemessenen Temperaturen T waren hier im Schnitt auch höher als die berechneten Temperaturen \hat{T} . Dies spricht dafür, dass eine Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit v_s zu einer verringerten Schweißtemperatur führt. Aufgrund des geringeren Einflusses der Vorschubgeschwindigkeit v_s im Vergleich zur Drehzahl n [12] auf die Schweißtemperatur T wurde sie jedoch nicht in das Momentmodell mit einbezogen. Es ist zu erwarten, dass eine Berücksichtigung der Vorschubgeschwindigkeit v_s in der Zukunft zu genaueren Ergebnissen bei der Berechnung der Temperatur \hat{T} führen wird. Weitere Korrelationen des Temperaturfehlers konnten mit der Anpresskraft F_z gefunden werden: Größere Anpresskräfte F_z führten zu einer positiven Verschiebung des Temperaturfehlers $\hat{T}-T$. Dadurch waren die gemessenen Temperaturen T in Versuchen mit geringer Vorschubgeschwindigkeit v_s und hoher Anpresskraft F_z höher als die berechneten Temperaturen \hat{T} (im Gegensatz zum Versuch in Abbildung 4). Da die Anpresskraft F_z im Gegensatz zur Vorschubgeschwindigkeit v_s im Momentmodell direkt berücksichtigt wird, lässt sich schließen, dass für die Modellierung des Einflusses der Anpresskraft F_z auf das Prozessmoment M_p noch Forschungsbedarf besteht.

Die Temperaturberechnung konnte nicht für alle Parameter ausreichend gute Ergebnisse liefern. Im Schnitt bewegten sich die Abweichungen zur gemessenen Temperatur bei etwa 30 K. Die Dynamik des Temperatursignals bei Drehzahlsprüngen konnte dagegen gut abge-

bildet werden. Abweichungen ergaben sich hier nur durch anlagenbedingte Schwingungen bei bestimmten Drehzahlwerten.

5 Reglerentwurf

Als Regelstruktur wurde ein robuster \mathcal{L}_1 -adaptiver Regler (\mathcal{L}_1 adaptive Control) nach BACHMANN ET AL. [2] verwendet. Dieser besteht aus einem Prädiktor, einem Adaptionsgesetz, einem PT_2 -Filter und einem komplexen, empirischen Linearisierungsglied, welches die stationäre Soll-Werkzeugdrehzahl ermittelt. Der Prädiktor (PT_1 -Glied) sagt die Temperatur des nächsten Zeitschrittes voraus. Der Regelfehler klingt damit mit PT_1 -Verhalten ab. Das Adaptionsgesetz bereinigt das Stellsignal um die Unsicherheit im Prädiktionsfehler. Das PT_2 -Glied filtert Oszillationen aus dem berechneten Temperatursignal heraus und verbessert die Robustheit des Systems [28]. Die \mathcal{L}_1 -adaptive Regelungsstruktur reagiert auf veränderliches Systemverhalten mit einer Adaption des Regelgesetzes. Damit ist sie für weite Parameterbereiche einsetzbar. Ein weiterer Vorteil ist die Robustheit und die damit verbundene Stabilität auch bei Störungen im Signal des Prozessmoments. Für nähere Informationen zum \mathcal{L}_1 -adaptiven Regler wird auf BACHMANN ET AL. [2] verwiesen. Im letzten Schritt wurde das System des Temperaturbeobachters mit dem Regler kombiniert und in die FSW-Anlage am *iwb* implementiert. Die Struktur des Gesamtsystems ist in Abbildung 5 dargestellt. Aufgrund des Temperaturfehlers wurde zum Test des Gesamtsystems ein konstanter Korrektur-Off-set T_{Korr} eingeführt. Dieser wurde bei der Validierung des Beobachters aus den Temperaturfehlern bestimmt. Es wurde angenommen, dass der Off-set T_{Korr} nur abhängig von der Vorschubgeschwindigkeit v_s , der Anpresskraft F_z und dem Werkstoff ist. Da sich trotz der Drehzahlsprünge für die jeweiligen Versuche nur eine geringe Varianz des Temperaturfehlers zeigte (Abbildung 4), wurde eine geringe Abhängigkeit der beiden Größen vermutet. Deshalb wurde die Drehzahl n nicht als Parameter des Off-sets genutzt.

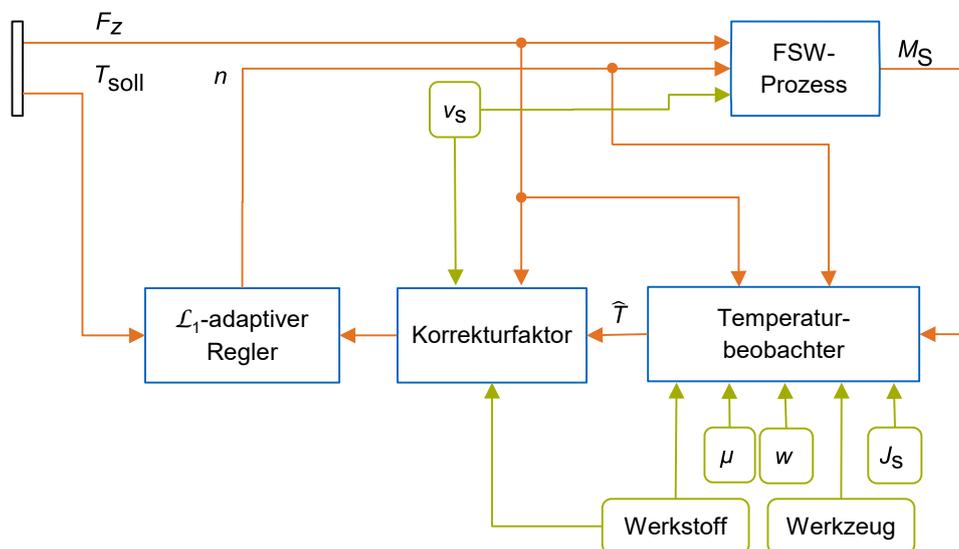


Abbildung 5: Das Gesamtsystem mit dem FSW-Prozess, dem Temperaturbeobachter, dem \mathcal{L}_1 -adaptiven Regler sowie den dynamischen (in orange) und den konstanten (in grün) Ein- und Ausgängen

6 Reglervalidierung

Zur Validierung des Reglers wurden Blind-, Überlapp- und Stumpfstoßnähte an einfachen Geometrien mit verschiedenen Prozessparametern erzeugt. Dabei wurden sowohl die berechneten und gemessenen als auch die Solltemperaturen miteinander verglichen. Abbildung 6 zeigt die verschiedenen Temperaturen an einer Blindnaht mit einem Off-set T_{Korr} von -30 K. Für alle Blindnahtversuche (v_s von 100 mm/min bis 600 mm/min) konnte ein Regel-

fehler von unter 20 K erreicht werden. In der linken Hälfte der Abbildung 6 sind zusätzlich die beschriebenen Oszillationen bei den Drehzahlen 800 min^{-1} bis 900 min^{-1} erkennbar. Durch das Ausschalten des Reglers und eine damit verbundene verringerte Drehzahl n traten die Schwingungen in der zweiten Hälfte der Schweißnaht nicht mehr auf. Die Solltemperatur von 530 °C konnte jedoch nicht mehr erreicht werden.

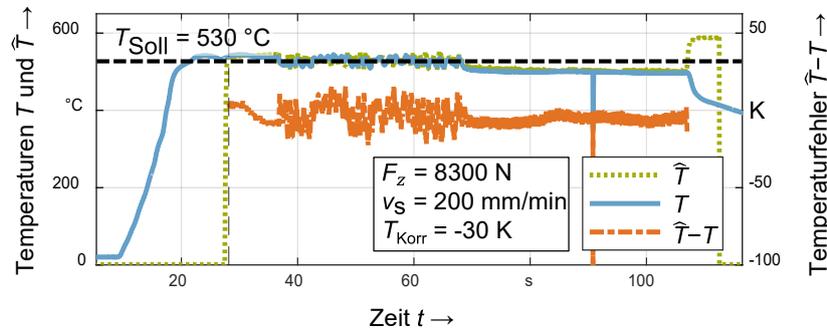


Abbildung 6: Vergleich der verschiedenen Temperatursignale einer Blindnaht der Legierung EN AW-6082 und der Länge 270 mm unter Anwendung der prozessmomentbasierten Temperaturregelung

Abbildung 7 zeigt die Ergebnisse eines Überlappschweißversuchs mit den gleichen Schweißparametern und dem gleichen Off-set wie in Abbildung 6. Während die geregelte Schweißtemperatur im Blindnahtversuch im Bereich der Solltemperatur lag, zeigte sich im Überlappnahtversuch ein gegenteiliges Verhalten: Hier lag die Schweißtemperatur etwa 45 K über der Solltemperatur. Ein etwa gleiches Verhalten wie ein Stumpfstoß mit identischen Schweißparametern und Off-set auf. Diese drei Beispiele belegen, dass die Ergebnisse der Blindnähte nicht uneingeschränkt auf Überlapp- und Stumpfstöße übertragen werden konnten. Der Einsatz des Off-sets führte hier zu einer nachteiligen Überreaktion des Reglers, wodurch ein sonst als gering zu erwartender Regelfehler unbeabsichtigt um etwa 30 K erhöht wurde. Für die Zukunft ist von einem Einsatz des Off-sets daher abzuraten.

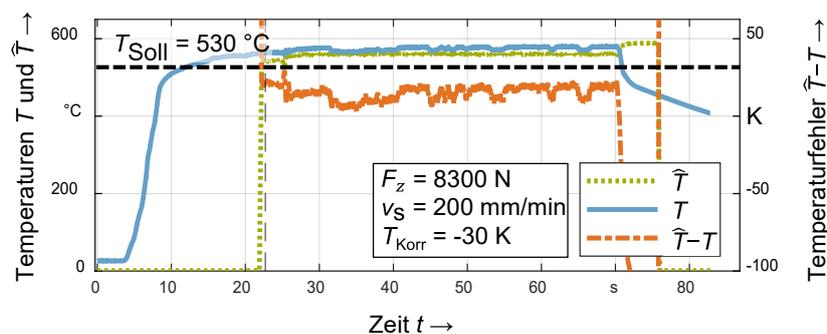


Abbildung 7: Vergleich der verschiedenen Temperatursignale eines Überlappstoßes der Legierung EN AW-6082 und der Länge 170 mm unter Anwendung der prozessmomentbasierten Temperaturregelung

7 Schlussbemerkungen

Im Vorhaben *MobaReg* wurde eine prozessmomentbasierte Temperaturregelung für das Rührreißschweißen entwickelt und implementiert. Das für die Regelung erforderliche Eingangssignal der Schweißtemperatur wurde aus Messungen des Spindelmoments in-line berechnet. Der Fehler lag hierbei bei unter 10 %. Damit ist für das System keine kostenintensive Temperaturmesstechnik erforderlich. Ein Regelkreis mit einem Modell für die Schweißtemperatur und einem \mathcal{L}_1 -adaptiven Regler konnte erfolgreich in eine bestehende FSW-Anlage integriert werden. Erste Validierungsversuche mit Blind-, Überlapp- und Stumpfnäh-

ten zeigten ein großes Potential des Systems. Für die Zukunft wird die zusätzliche Berücksichtigung der Vorschubgeschwindigkeit zur Berechnung der Schweißtemperatur vorgeschlagen.

8 Danksagung

Das IGF-Vorhaben Nummer 19.516 N/DVS-Nummer 05.076 der Forschungsvereinigung Schweißen und verwandte Verfahren e. V. des DVS, Aachener Str. 172, 40223 Düsseldorf, wurde über die AiF im Rahmen des Programms zur Förderung der industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert.

Gefördert durch:



Bundesministerium
für Wirtschaft
und Energie

aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages

Für diese Förderung sei herzlich gedankt. Dank gilt zudem den Mitgliedern des projektbegleitenden Ausschusses für ihre Unterstützung über die mehr als zweijährige Projektlaufzeit hinweg sowie den Unternehmen, die das Projekt durch Bereitstellung von Hilfs- und Produktionsmitteln sowie durch Werkstoffprüfungen unterstützt haben.

9 Referenzen

- [1] Costanzi, G.; Bachmann, A.; Zäh, M. F.: Entwicklung eines FSW-Spezialwerkzeugs zur Messung der Schweißtemperatur, Bd. 337. In: DVS - Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e. V. (Hrsg.): Tagungsband DVS Congress 2015. Düsseldorf, 2015, S. 119–125.
- [2] Bachmann, A.; Gamper, J.; Krutzlinger, M.; Zens, A.; Zaeh, M. F.: Adaptive model-based temperature control in friction stir welding. In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 93 (2017) Heft 1-4, S. 1157–1171.
- [3] Roth, A.: Modellierung des Rührreißschweißens unter besonderer Berücksichtigung der Spalttoleranz. Technische Universität München, Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften. Dissertation 2016.
- [4] Sheppard, T.; Jackson, A.: Constitutive equations for use in prediction of flow stress during extrusion of aluminium alloys. In: Materials Science and Technology 13 (1997) Heft 3, S. 203–209.
- [5] Sellars, C. M.; Tegart, W. J. M.: Hot Workability. In: International Metallurgical Reviews 17 (1972) Heft 1, S. 1–24.
- [6] Johnson, G. R.; Cook, W. H.: A Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strains, High Strain Rates, and High Temperatures. In: Proceedings 7th International Symposium on Ballistics. Den Haag, 1983, S. 541–547.
- [7] Clausen, A. H.; Børvik, T.; Hopperstad, O. S.; Benallal, A.: Flow and fracture characteristics of aluminium alloy AA5083–H116 as function of strain rate, temperature and triaxiality. In: Materials Science and Engineering: A 364 (2004) Heft 1-2, S. 260–272.
- [8] Birsan, D.; Scutelnicu, E.; Visan, D.: Behaviour Simulation of Aluminium Alloy 6082-T6 during Friction Stir Welding and Tungsten Inert Gas Welding. In: Recent Advances in Manufacturing Engineering (2011).

- [9] Wells, M. A.; Maijer, D. M.; Jupp, S.; Lockhart, G.; van der Winden, M. R.: Mathematical model of deformation and microstructural evolution during hot rolling of aluminium alloy 5083. In: *Materials Science and Technology* 19 (2003) Heft 4, S. 467–476.
- [10] Shaw, M. C.: The role of friction in deformation processing. In: *Wear* 6 (1963) Heft 2, S. 140–158.
- [11] Doege, E.; Behrens, B.-A.: *Handbuch Umformtechnik*. Berlin, Heidelberg: Springer, 2010.
- [12] Schmidt, H. N. B.: Modelling thermal properties in friction stir welding. In: Lohwasser, D.; Chen, Z. (Hrsg.): *Friction stir welding: From basics to applications*. Boca Raton, Fla., Oxford: CRC Press; WP Woodhead Publ, 2010.