

# Charakterisierung und Modellierung des Bruchverhaltens von Punktschweißverbindungen in pressgehärteten Stählen

## Teil II - Simulation des Schweißprozesses

Hans-Jürgen Wink, Daniel Krätschmer

Materialprüfungsanstalt (MPA) Universität Stuttgart, Stuttgart, Deutschland

### 1 Modellierung und Berechnungsablauf

Ausgehend von früheren Arbeiten zur numerischen Simulation des Widerstandspunktschweißens an der Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart wurde unter Einsatz des Finite-Elemente(FE)-Softwarepakets Abaqus® ein sequentiell gekoppeltes elektrisch-thermisch-mechanisches Finite-Elemente-Modell entwickelt.

Zur numerischen Simulation des Widerstandspunktschweißprozesses ist eine transiente Simulation bei möglichst enger Kopplung der mechanischen, elektrischen und thermischen Berechnung erforderlich. In einem zweidimensional-axial-symmetrischen Modell werden die Berechnungsschritte der elektrisch-thermischen Berechnung und der mechanischen Berechnung getrennt und sequentiell abwechselnd durchgeführt. Zur Kopplung zwischen mechanischer und elektrisch-thermischer Berechnung werden nach jedem Zeitschritt der mechanischen Berechnung die berechneten Verformungen auf das elektrisch-thermische Modell übertragen. Im Gegenzug wird nach jedem Zeitschritt der elektrisch-thermischen Berechnung die berechnete Temperaturverteilung auf das mechanische Modell übertragen. Durch hinreichend kleine Wahl der Zeitschritte  $\Delta t$  (hier 1 ms) wird auf diese Weise eine sequentielle mechanisch-elektrisch-thermische Kopplung erreicht [1].

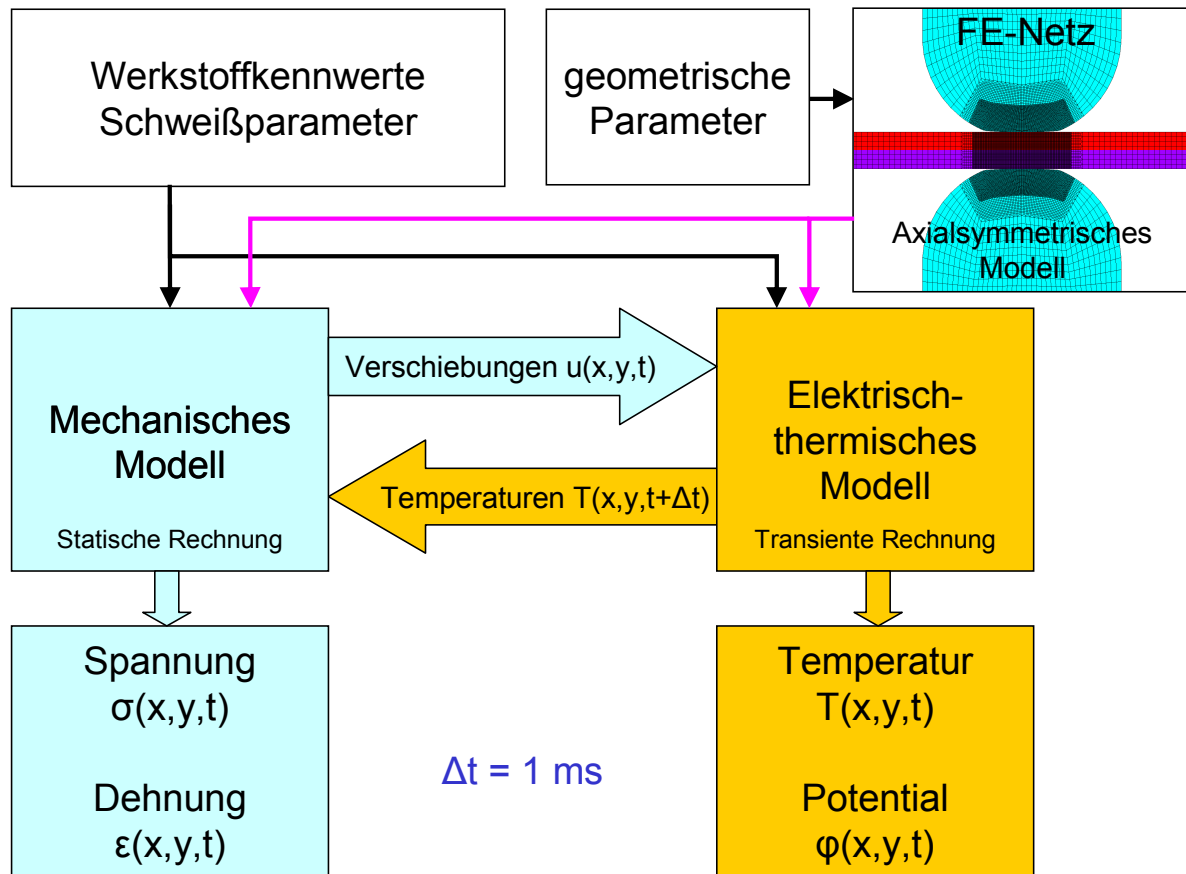


Fig. 1: Numerische Simulation des Widerstandspunktschweißprozesses - Ablauf der Rechnung mit sequentieller elektrisch-thermisch-mechanischer Kopplung / Numerical simulation of the resistance spot welding process - course of the computation with sequential electrical-thermal-mechanical coupling [1]

Für die mechanische und die elektrisch-thermische Berechnung wurden geometrisch identische Modelle aus Viereckelementen aufgebaut. Zur Beschreibung der Kontaktsituation werden die Kontakteigenschaften der einzelnen Domänen mit Benutzerrountinen definiert. Fig.2 zeigt das axialsymmetrische FE-Modell für die Simulation des Widerstandspunktschweißprozesses, links die Gesamtdarstellung und rechts eine Ausschnittvergrößerung. Von den Elektroden ist jeweils lediglich der Abschnitt zwischen Spannungsabgriff und Elektrodenarbeitsfläche in die Modellbildung einbezogen. Um die Verformung im Kontaktbereich besser zu erfassen, wurde dort die Modellierung mit kleineren Elementen verfeinert. Die Elementkantenlänge liegt im Kontaktbereich je nach Blechdicke bei ca. 50  $\mu\text{m}$ .

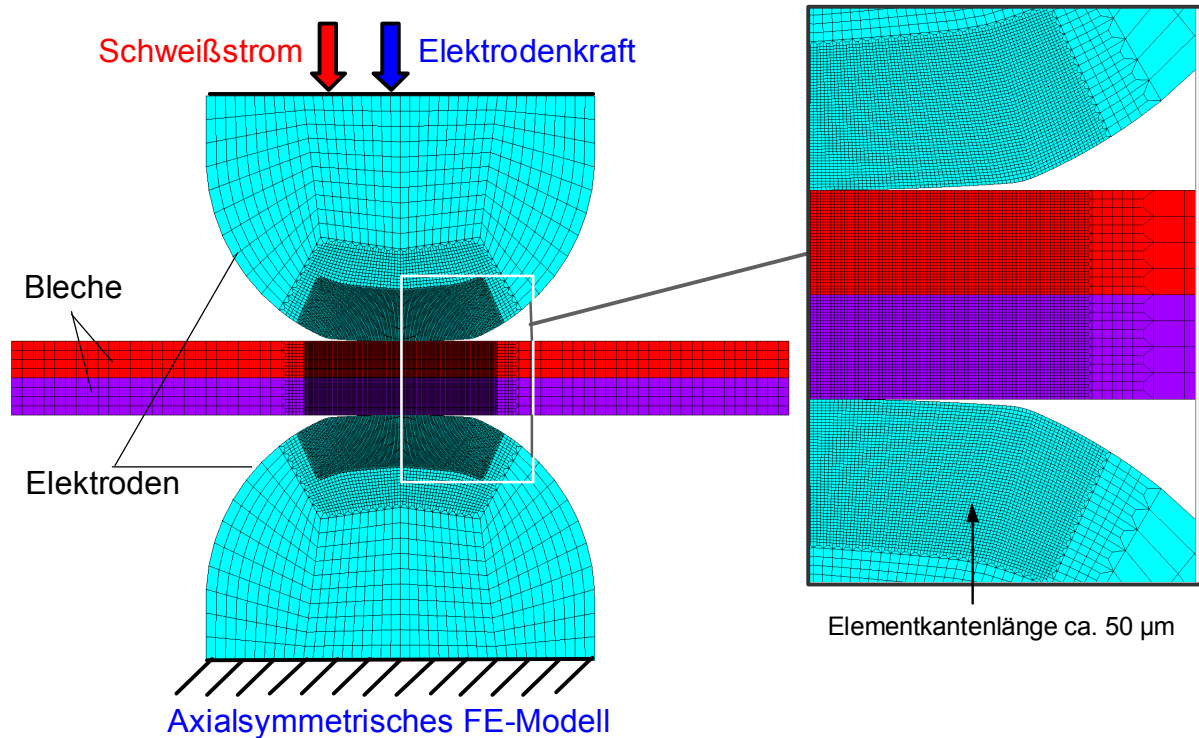


Fig. 2: Verwendete Elementierung und Elementkantenlänge im Kontaktbereich (Elektrodenkappen F16 mit gefräster Kontaktfläche, Blechdicke 1,5 mm) / Element mesh and element edge length which is utilized in the contact region (F16 electrode caps with milled contact face, sheet thickness 1.5 mm)

Zur Beurteilung der Kontaktsituation und zur Anpassung des Kontaktwiderstandsmodells bei der Prozesssimulation sind der Elektrodenkraftverlauf und die dynamischen Übergangswiderstandsverläufe während des Schweißprozesses von besonderer Bedeutung. Während des realen Schweißprozesses wurden deshalb Elektrodenkraft, Schweißstrom und elektrische Spannungen an Probenblechen und Elektroden kontinuierlich gemessen und als dynamische Randbedingungen in die Berechnung eingegeben. Die Anpassung der zeitabhängigen Kontaktwiderstände erfolgte dann im gleichen Programmlauf mit der numerischen Prozesssimulation.

Fig. 3 links oben enthält die entsprechenden beim Referenz-Schweißversuch gemessenen Kraft-Strom- und Spannungsverläufe, die als dynamische Randbedingungen bei der Prozesssimulation vorgegeben wurden. Fig. 3 rechts unten zeigt das Prinzipbild des Messaufbaus zur Erfassung der Spannungsverläufe zwischen den Elektroden und Probenblechenden bei den Referenz-Schweißversuchen.

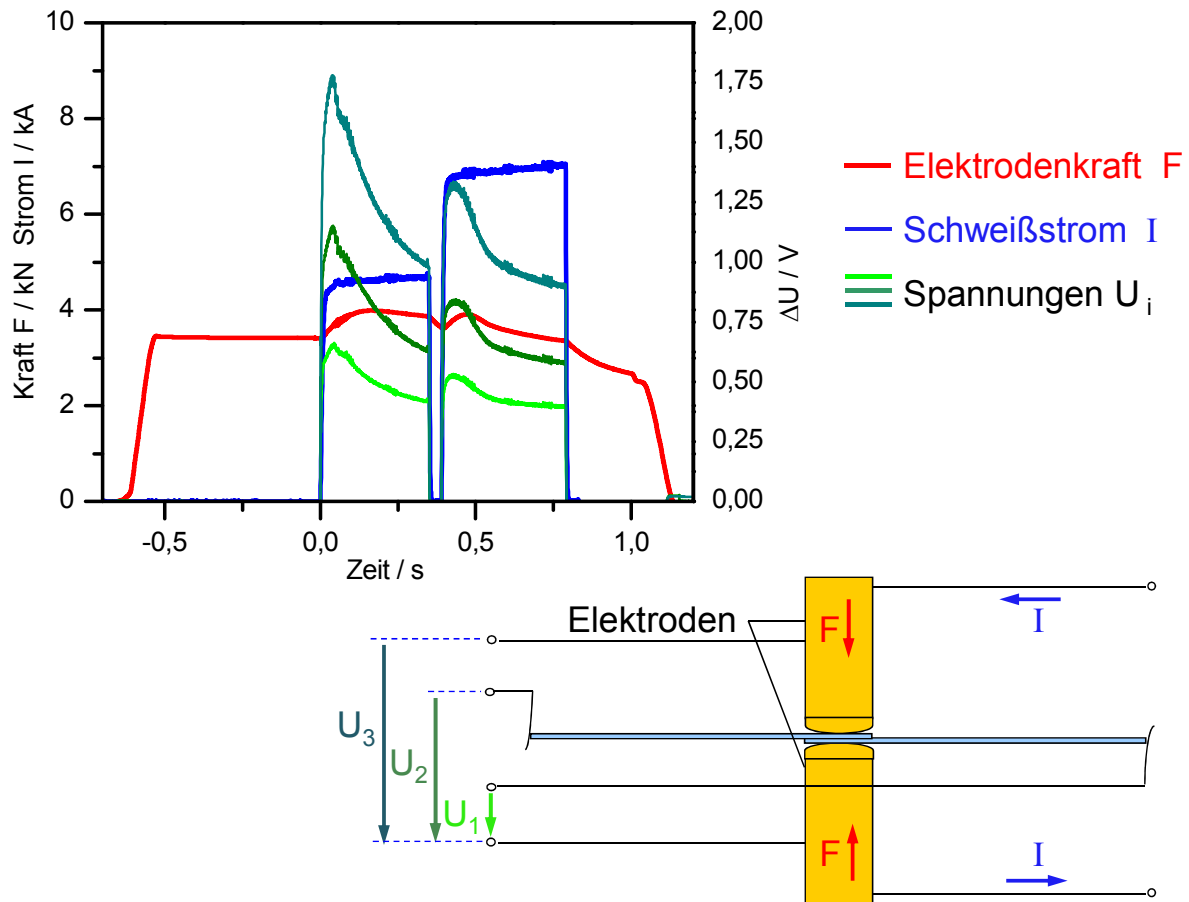
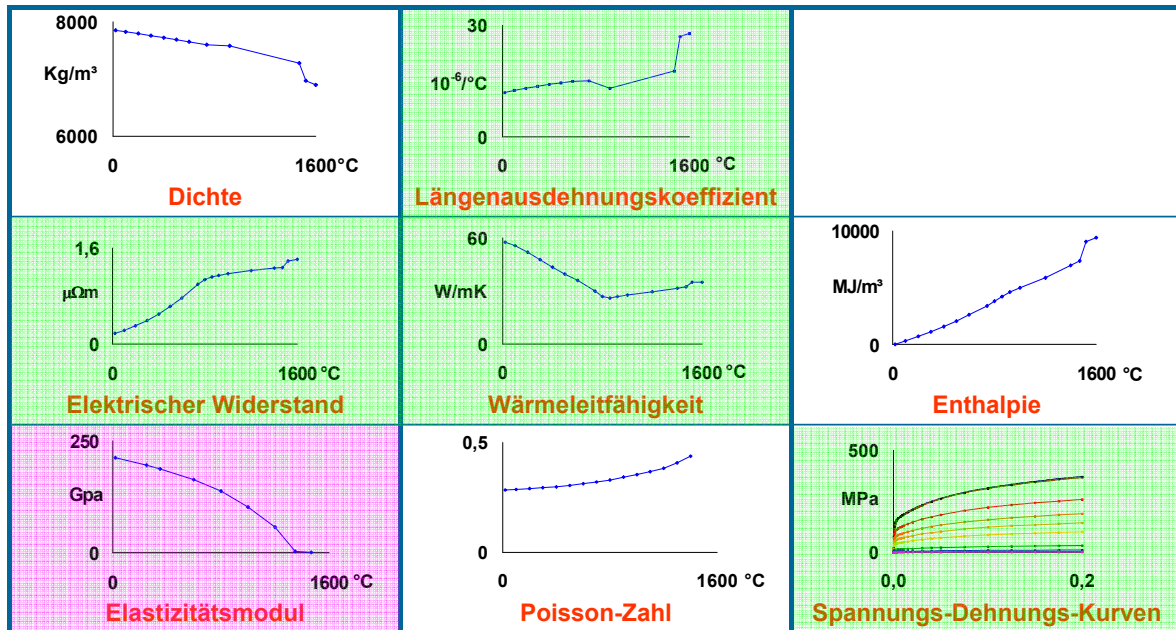


Fig. 3: Beim Referenz-Schweißversuch gemessene Kraft- Strom- und Spannungsverläufe (links oben) und das Prinzipbild des Messaufbaus zur Erfassung der Spannungsverläufe zwischen den Elektroden und Probenblechenden (rechts unten) / Temporal courses of current, electrode force and potentials measured during the reference welding (top left) as well as the schematic diagram of the measuring setup for recording the voltage progression between the electrodes and the sample sheet ends (bottom right) [1]

Wegen der auftretenden hohen Temperaturen werden temperaturabhängige Werkstoffkennwerte benötigt. Fig. 4 zeigt eine Zusammenstellung des Bedarfs an Werkstoffkennwerten.

Für die Blechwerkstoffe 22MnB5 und HC340LAD sowie für den Elektrodenwerkstoff CuCr1Zr wurden die benötigten Werkstoffkennwerte nach der Literatur sowie auf der Basis von experimentellen Untersuchungen zusammengestellt. War auf Grund fehlender Literaturwerte oder hoher Temperaturen keine Bestimmung möglich, wurden die Kennwerte unter Berücksichtigung vergleichbarer Werkstoffe extrapoliert. Die Dichte wurde über der Temperatur als konstant angenommen.

Im Bereich der Schweißlinse tritt beim Vorliegen einer schmelzflüssigen Phase Konvektion auf, was zu einem höheren Energieaustausch führt. Diese Auswirkung der Konvektion wurde durch eine deutliche Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit für Temperaturen oberhalb der Schmelztemperatur angenähert [2].



- = Werkstoffkennwerte wurden im Temperaturbereich 20 bis 1000/1150°C an der MPA experimentell bestimmt
- = Werkstoffkennwerte wurden für Raumtemperatur an der MPA experimentell bestimmt, für höhere Temperaturen wurden Werkstoffkennwerte von kohlenstoffarmem Stahl aus der Literatur verwendet [3]
- = Es wurden Werkstoffkennwerte von kohlenstoffarmem Stahl aus der Literatur verwendet [3]

Fig. 4: Für die numerische Simulation des Widerstandsschweißprozesses benötigte temperaturabhängige Werkstoffkennwerte von 22MnB5 und HC340LAD / Temperature-dependent material properties of 22MnB5 and HC340LAD, which are required for the numerical simulation of the resistance welding process [1]

## 2 Experimentelle Ermittlung der Warmfließkurven

Für die mechanische Berechnung wurde ein elastisch-plastisches Werkstoffgesetz mit isotroper Verfestigung gewählt, das durch multilinear angenäherte Spannungs-Dehnungs-Kurven vorgegeben wird. Zur Bestimmung der Spannungs-Dehnungs-Kurven der verwendeten Stahlbleche für höhere Temperaturen wurden bei prozesstypischen Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeiten Warmzugversuche mit dem thermomechanischen Prüfsystem Gleeble2000 durchgeführt. Die Versuche wurden temperaturabhängig nach schneller konduktiver Erwärmung zur Charakterisierung des Einflusses der Austenitisierung des pressgehärteten martensitischen 22MnB5 sowie nach schnellem Abkühlen zur Berücksichtigung möglicher abkühlungsabhängiger Gefügeumwandlungen durchgeführt. Während der mechanischen Belastung wurde die Prüftemperatur konstant gehalten. Fig. 5 zeigt eine grafische Zusammenstellung der für 22MnB5 experimentell ermittelten temperaturabhängigen wahren Spannungs-Dehnungskurven.

Bei den Versuchen mit Abkühlvorgang (durch Anblasen mit Stickstoff) wurde die vorgegebene Prüftemperatur in allen Fällen erreicht. Das auftretende „Unterschwingen“ des Temperaturverlaufs unter die geforderte Prüftemperatur konnte durch die Regeleinheit auf 50 K begrenzt aber nicht vollständig kompensiert werden, Fig. 6. Eine durch das kurzzeitige Unterschreiten der Prüftemperatur während des Abkühlvorgangs hervorgerufene Phasenumwandlung wurde jedoch nicht festgestellt. Die eingestellte Spitzentemperatur von  $T_{max} = 1150^{\circ}C$  wurde bei allen Versuchen erreicht. Höhere Spitzentemperaturen konnten nicht prozesssicher eingestellt werden. Um eine Zugprüfung bei der vorgegebenen Prüftemperatur sicher zu gewährleisten, wurde die Zeit zwischen Erreichen der Prüftemperatur und Prüfbeginn auf 5 s festgelegt. Eine isotherme Phasenumwandlung auf Prüftemperaturhöhe wurde aufgrund dieser werkstoffspezifisch kurzen Haltezeit nicht festgestellt.

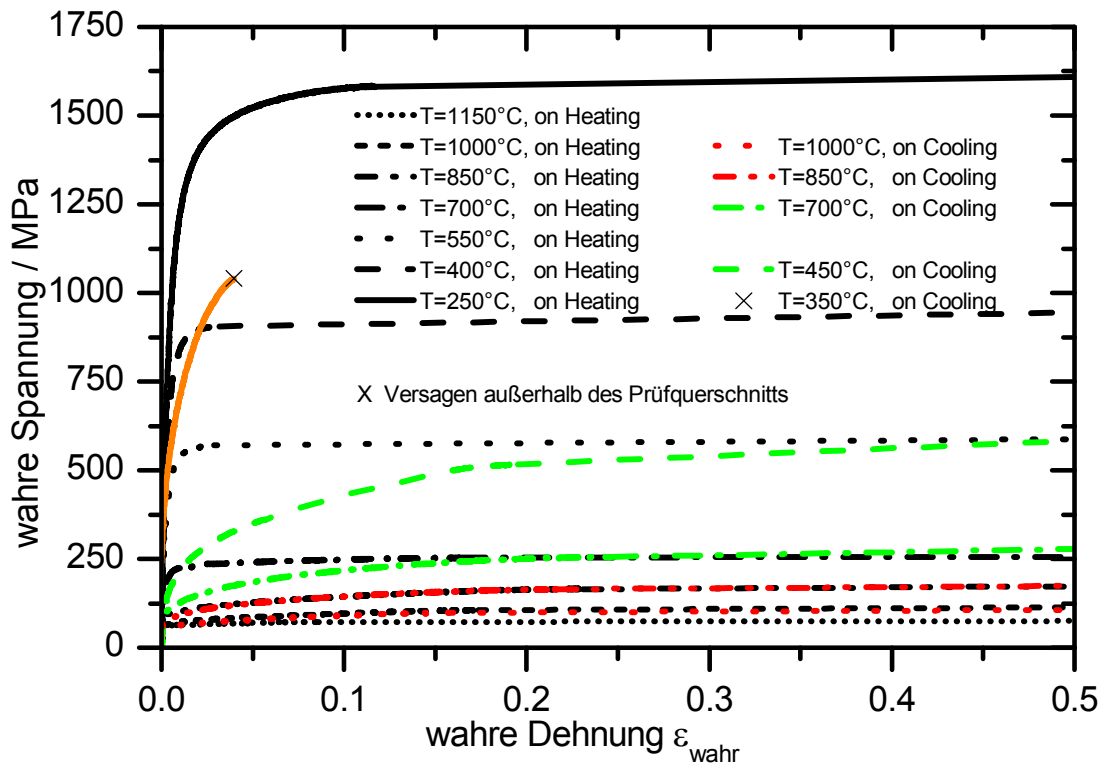


Fig. 5: Ergebnis der mechanisch-technologischen Prüfung von 22MnB5 durch Warmzugversuche – wahre Spannungs-Dehnungs-Kurven / Result of the mechanical-technological testing of 22MnB5 by hot tensile tests – true stress-strain curves

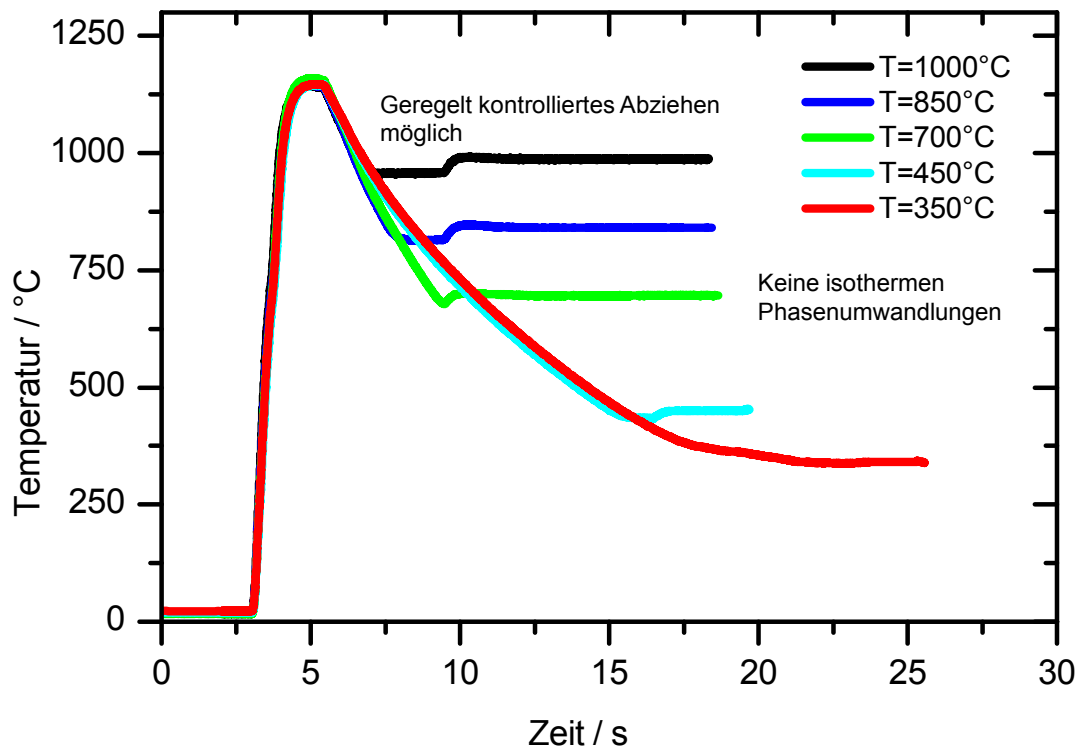


Fig. 6: Temperatur-Zeit-Verläufe bei den Warmzugversuchen an 22MnB5 (Blechdicke 1,5 mm) mit Abkühlvorgang / Temperature-time curves during the hot tensile tests on 22MnB5 (sheet thickness 1.5 mm) with cooling

In der Erweichungszone wird für den Abkühlvorgang die Raumtemperatur-Fließkurve durch Skalierung entsprechend dem Erweichungsgrad aus der Fließkurve des Grundwerkstoffs und der experimentell bestimmten Fließkurve für maximale Erweichung abgeleitet, Fig. 7. Der Erweichungsgrad in Abhängigkeit von der erreichten Spitztemperatur wurde anhand von Ergebnissen aus Zugversuchen an wärmebehandelten Proben bestimmt.

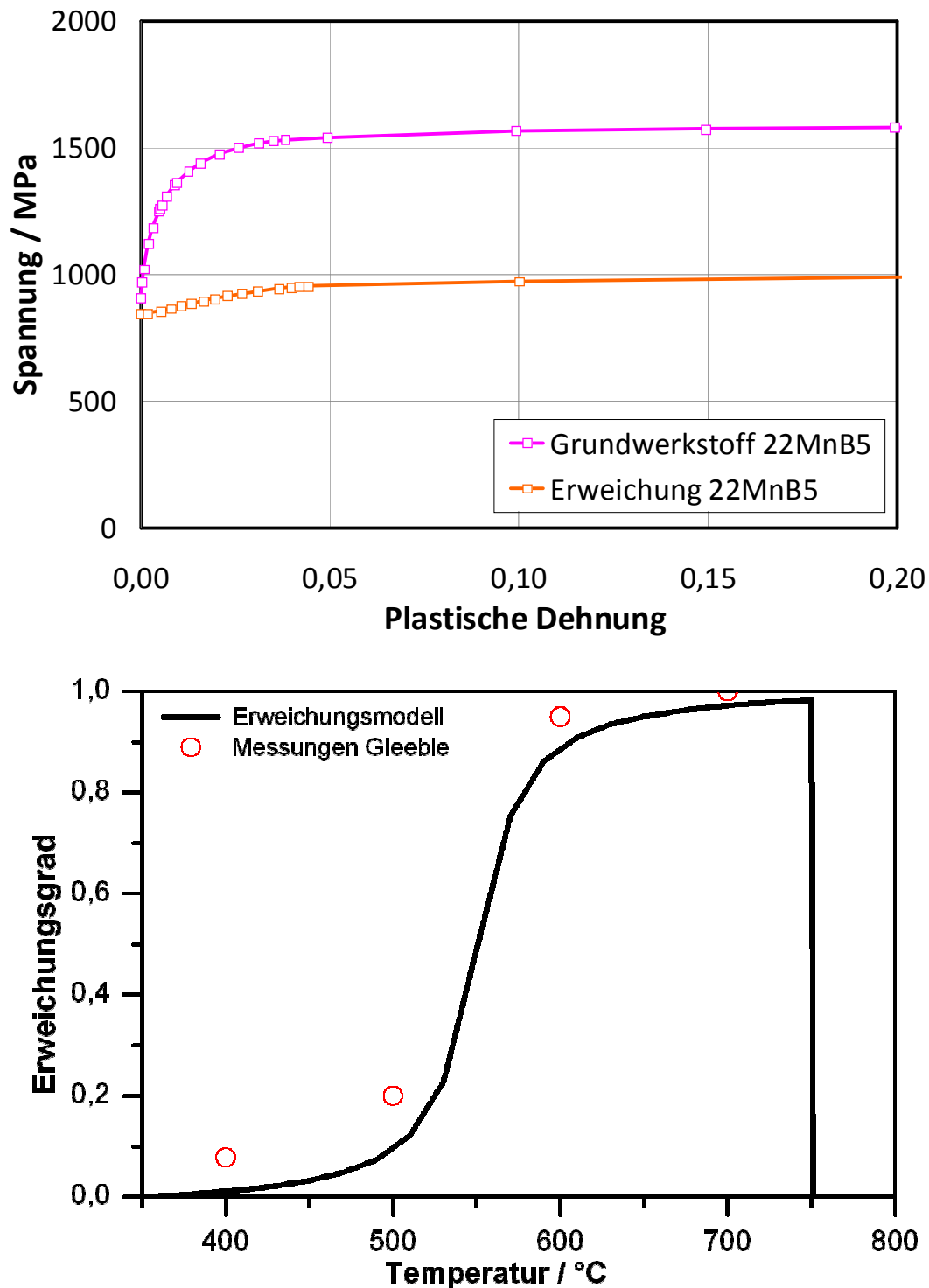


Fig. 7: Erweichungsmodell zur Skalierung der Raumtemperatur-Fließkurve nach dem Erweichungsgrad in Abhängigkeit von der erreichten Spitztemperatur (unten) zwischen der Fließkurve des Grundwerkstoffs und der Fließkurve bei maximaler Erweichung (oben) / Model of the softening for scaling the room-temperature flow curve according to the degree of softening as a function of the reached peak temperature (bottom) between the flow curve of the base material and the flow curve at maximum softening (top)

Fig. 8 zeigt eine grafische Zusammenstellung der für HC340LAD experimentell direkt nach dem Aufheizen ermittelten temperaturabhängigen wahren Spannungs-Dehnungskurven. Die Versuchsdurchführung bei prozesstypischen Aufheizgeschwindigkeiten erfolgte wie bei den Warmzugversuchen an 22MnB5. Der Zinküberzug der Halbzeuge aus HC340LAD+Z wurde vor Versuchsbeginn elektrochemisch entfernt.

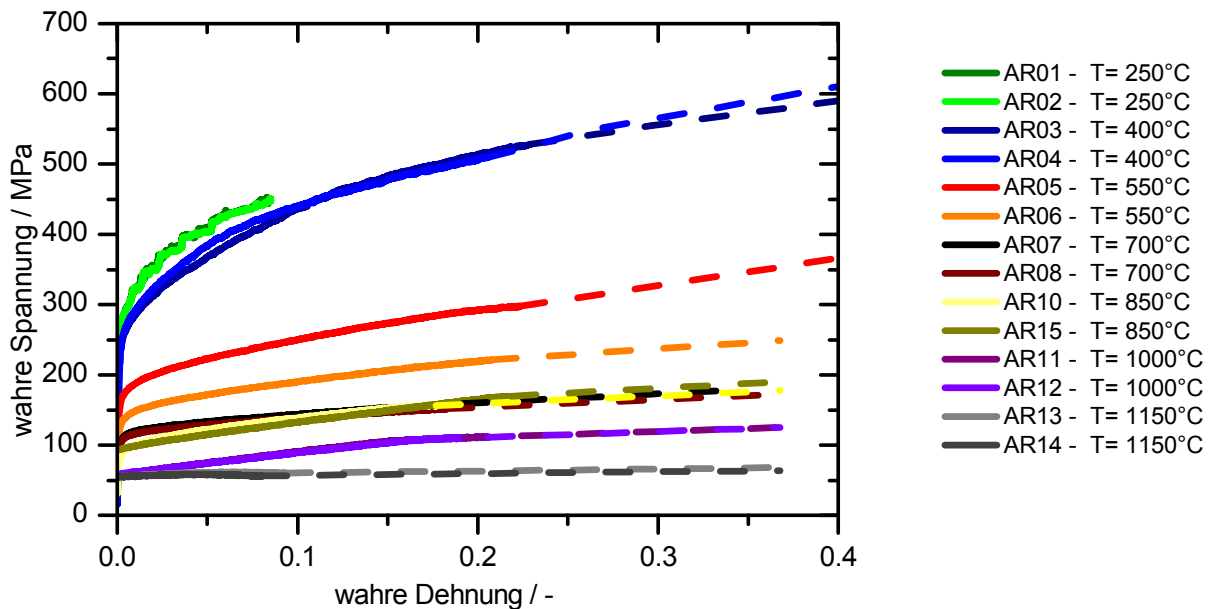


Fig. 8: Ergebnis der mechanisch-technologischen Prüfung von HC340LAD durch Warmzugversuche direkt nach dem Aufheizen – wahre Spannungs-Dehnungs-Kurven / Result of the mechanical-technological testing of HC340LAD by hot tensile tests immediately after heating – true stress-strain curves

### 3 Experimentelle Ermittlung der Wärmeausdehnungskoeffizienten

Zur Bestimmung der temperaturabhängigen Wärmeausdehnungskoeffizienten wurden Dilatometerversuche an der Gleeble2000 durchgeführt. Fig. 9 zeigt die aufgezeichnete Dilatometerkurve für den Blechwerkstoff 22MnB5 (blaue Kurve).

Alle Versuche zeigen bei der Umschaltung von Heiz- auf Kühlbetrieb einen ungleichmäßigen Temperatur-Längenänderungsverlauf. Dies ist maschinenbedingt und nicht als Messsignal zur Bestimmung des linearen Wärmeausdehnungskoeffizienten zu interpretieren. Zur Korrektur des Maschineneinflusses wird die Messkurve des Abkühlvorgangs entsprechend verschoben (rote Kurve), sodass eine geschlossene Hystereseschleife erzielt wird.

Aus der Dilatometerkurve kann der temperaturabhängige lineare Wärmeausdehnungskoeffizient ermittelt werden, Fig. 10. Unter Berücksichtigung eines numerischen Modells zur Beschreibung der Phasenumwandlungskinetik kann die Dilatometerkurve in Fig. 9 unter Verwendung des in Fig. 10 abgebildeten phasenspezifisch aufgelösten linearen Wärmeausdehnungskoeffizienten mit sehr guter Genauigkeit numerisch berechnet werden (grüne Kurve in Fig. 9).

Fig. 11 zeigt den ebenfalls durch Dilatometerversuche an der Gleeble2000 ermittelten phasenspezifisch aufgelösten, temperaturabhängigen linearen Wärmeausdehnungskoeffizienten von HC340LAD.



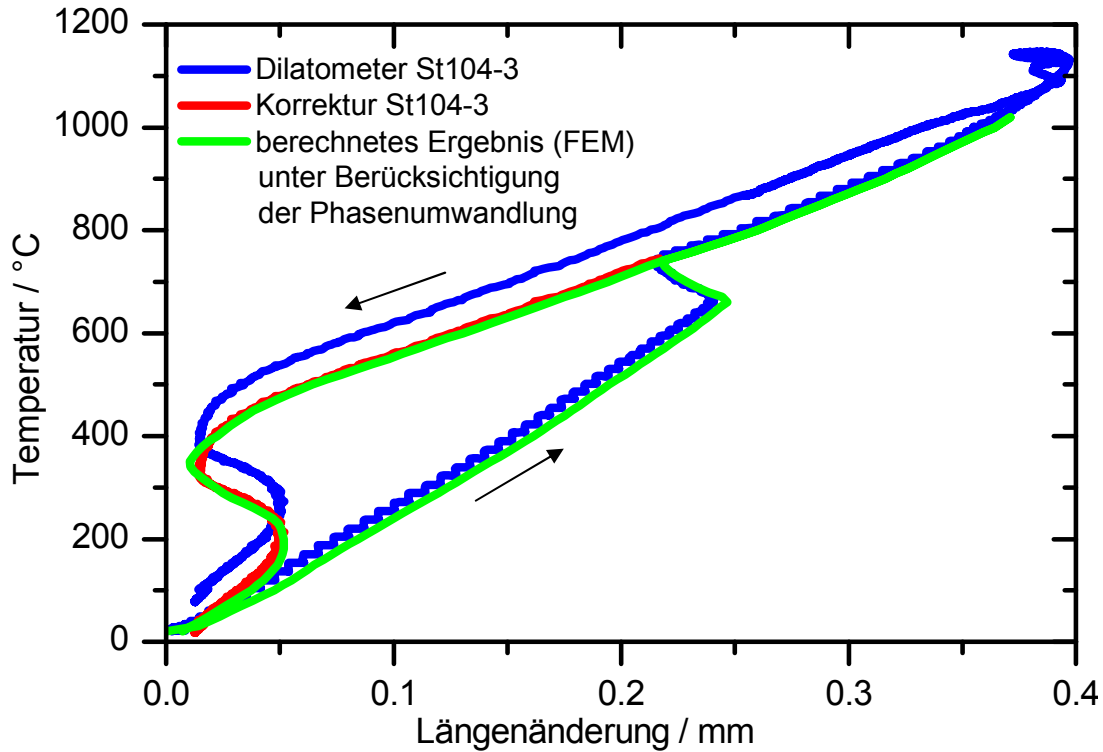


Fig. 9: Ergebnis des Dilatometerversuchs zur Bestimmung des temperaturabhängigen linearen Wärmeausdehnungskoeffizienten von 22MnB5 / Result of the dilatometer test to determine the temperature-dependent linear thermal expansion coefficient of 22MnB5

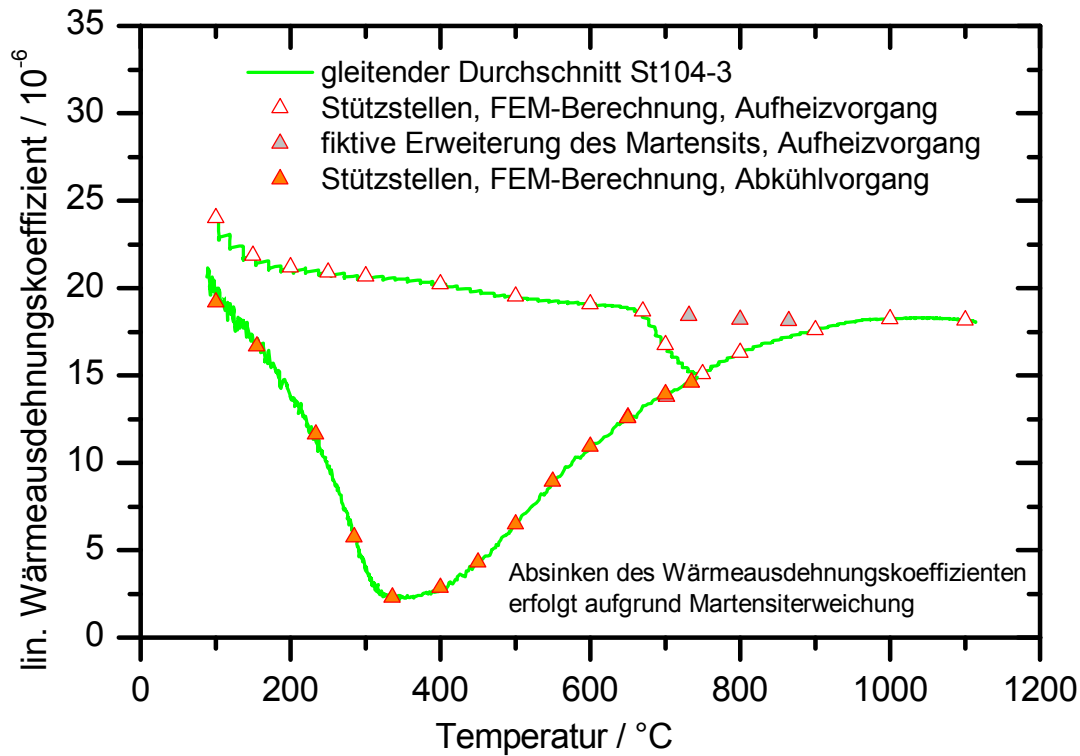


Fig. 10: Temperaturabhängige lineare Wärmeausdehnungskoeffizienten von 22MnB5 (phasenspezifisch aufgelöst) / Temperature-dependent linear thermal expansion coefficients of 22MnB5 (resolved phase-specific)

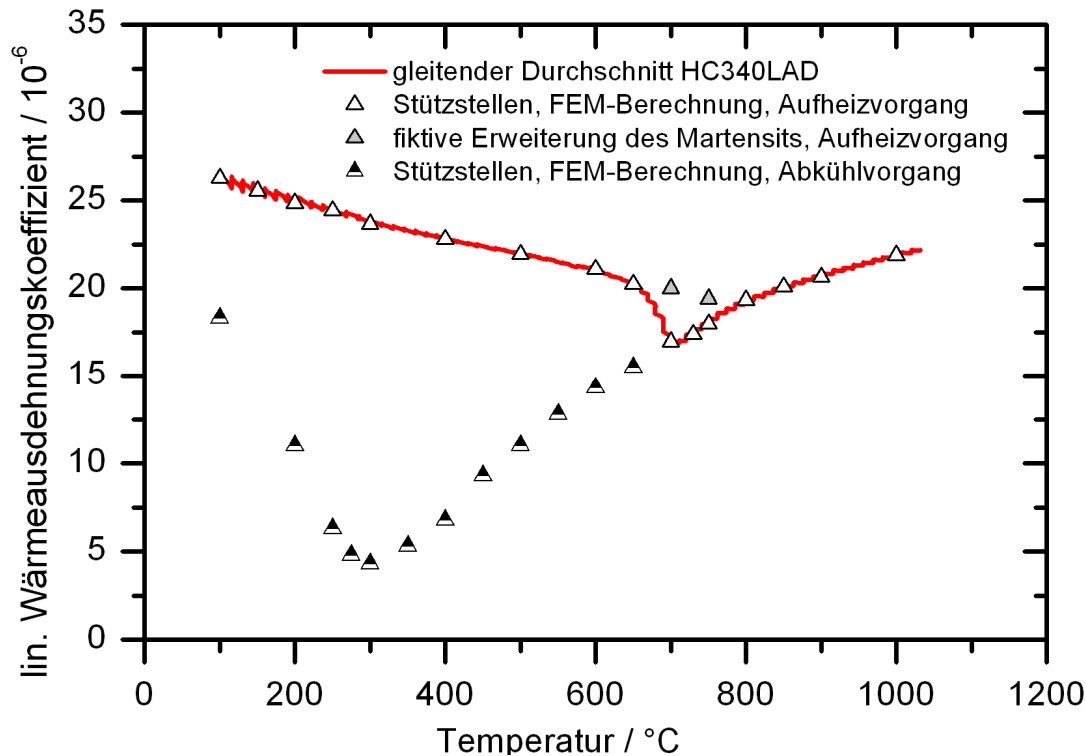


Fig. 11: Temperaturabhängige lineare Wärmeausdehnungskoeffizienten von HC340LAD (phasenspezifisch aufgelöst) / Temperature-dependent linear thermal expansion coefficients of HC340LAD (resolved phase-specific)

#### 4 Experimentelle Ermittlung der temperaturabhängigen elektrischen Stoffwiderstände und Wärmeleitfähigkeiten

Zur Bestimmung des spezifischen temperaturabhängigen elektrischen Widerstands der untersuchten Werkstoffe wurden mit Thermoelementen und Spannungsabgriffen versehene Probenbleche in einem Ofen im Vakuum erhitzt und der Widerstand und die Temperatur kontinuierlich gemessen. Fig. 12 zeigt den Versuchsaufbau mit dem Ofen und dem probenbestückten evakuierbaren Glaskolben.

Die Widerstandsmessungen wurden in Vierleitermesstechnik mit einem Präzisionswiderstandsmessgerät durchgeführt. Der Messstrom  $I$  betrug dabei 1 A. Durch bipolare Messung wurde sichergestellt, dass parasitäre Thermospannungen im Messkreis während der Messung kompensiert werden. Vor den Versuchen wurde die Beschichtung auf den Proben entfernt.

Die bei einer Aufheizgeschwindigkeit zwischen 8 und 13 K/min gemessenen temperaturabhängigen Verläufe der spezifischen Widerstände von 22MnB5 und HC340LAD zeigt Fig. 13. Zum Vergleich mit Literaturangaben ist ergänzend der Verlauf des spezifischen Widerstands von kohlenstoffarmem Stahl im Temperaturbereich von 0 bis 1200°C dargestellt [3]. Aus dem gemessenen spezifischen elektrischen Widerstand wurde die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit für 22MnB5 und HC340LAD nach dem Zusammenhang von von K. Bungardt und W. Spyra berechnet [4].

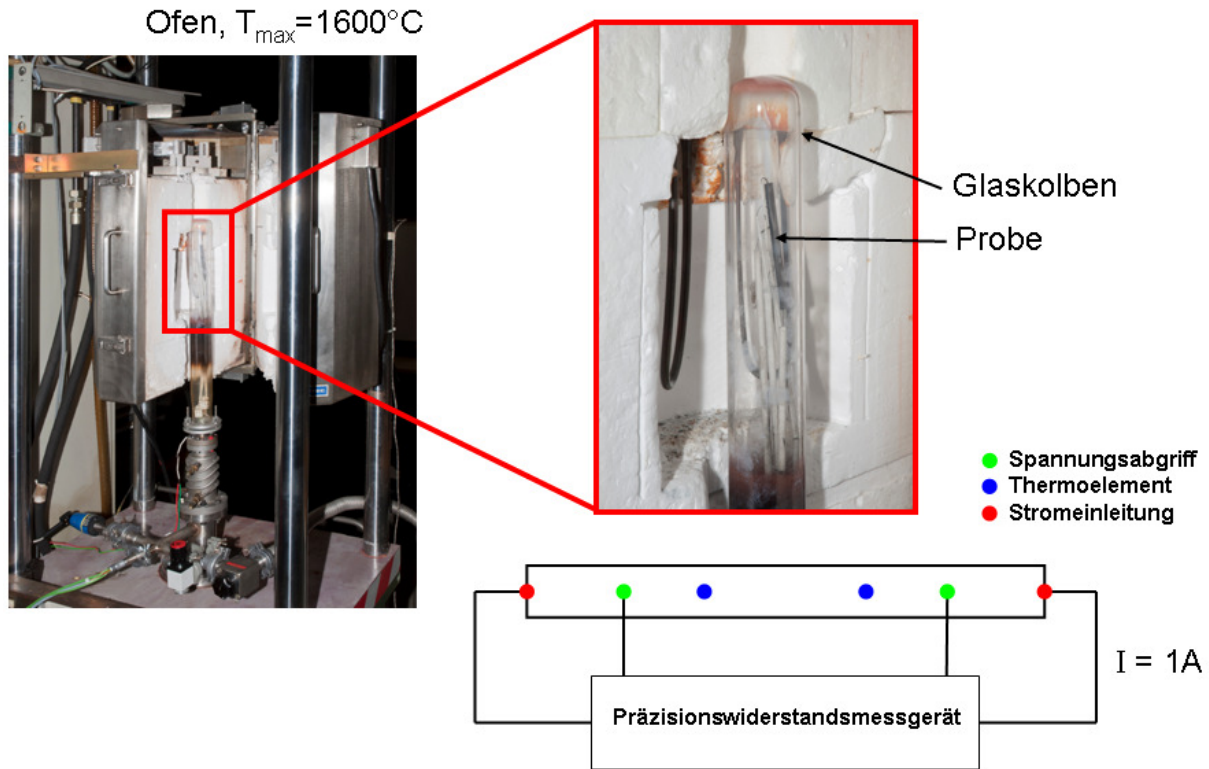


Fig. 12: Temperaturabhängige Stoffwiderstandsmessung an Proben aus 22MnB5 bzw. HC340LAD – Versuchsaufbau / Temperature-dependent resistivity measurement on specimens made of 22MnB5 or HC340LAD – Test setup

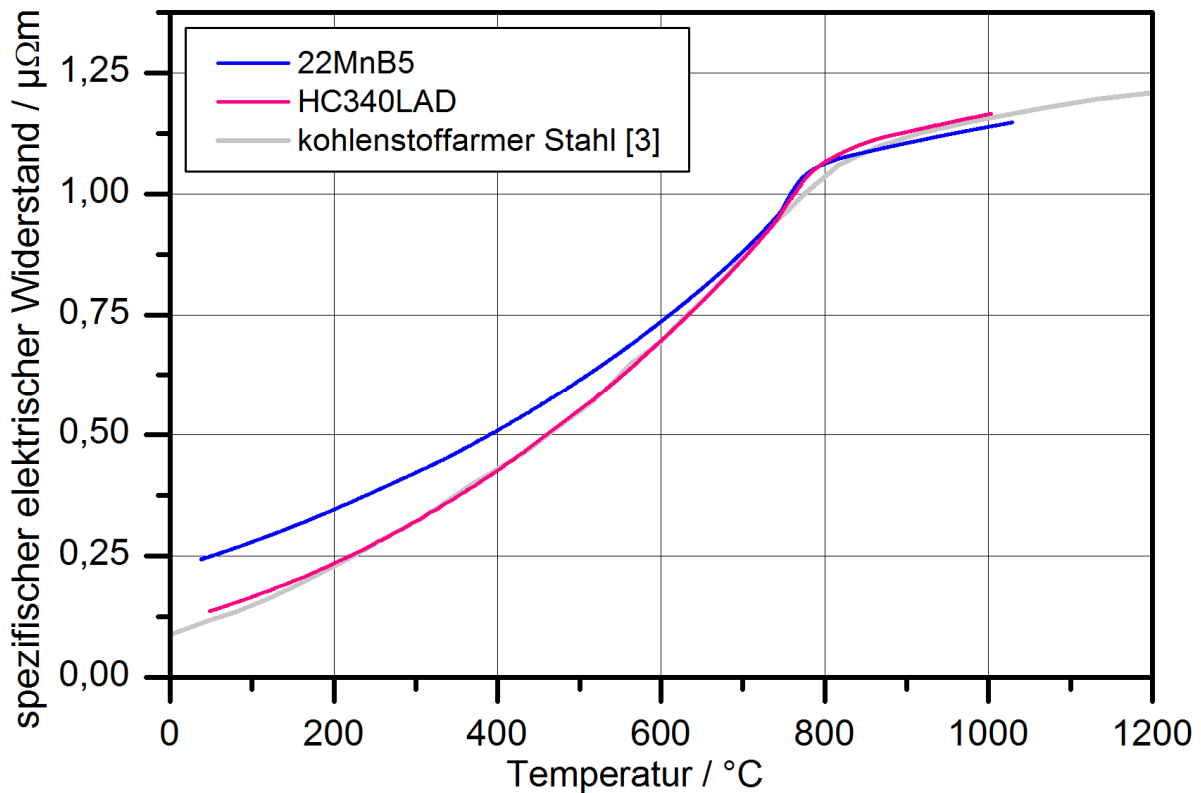


Fig. 13: Ergebnis der Stoffwiderstandsmessungen – Temperaturabhängige spezifische elektrische Widerstandsverläufe / Result of the resistivity measurements – Temperature-dependent electrical resistivity curves

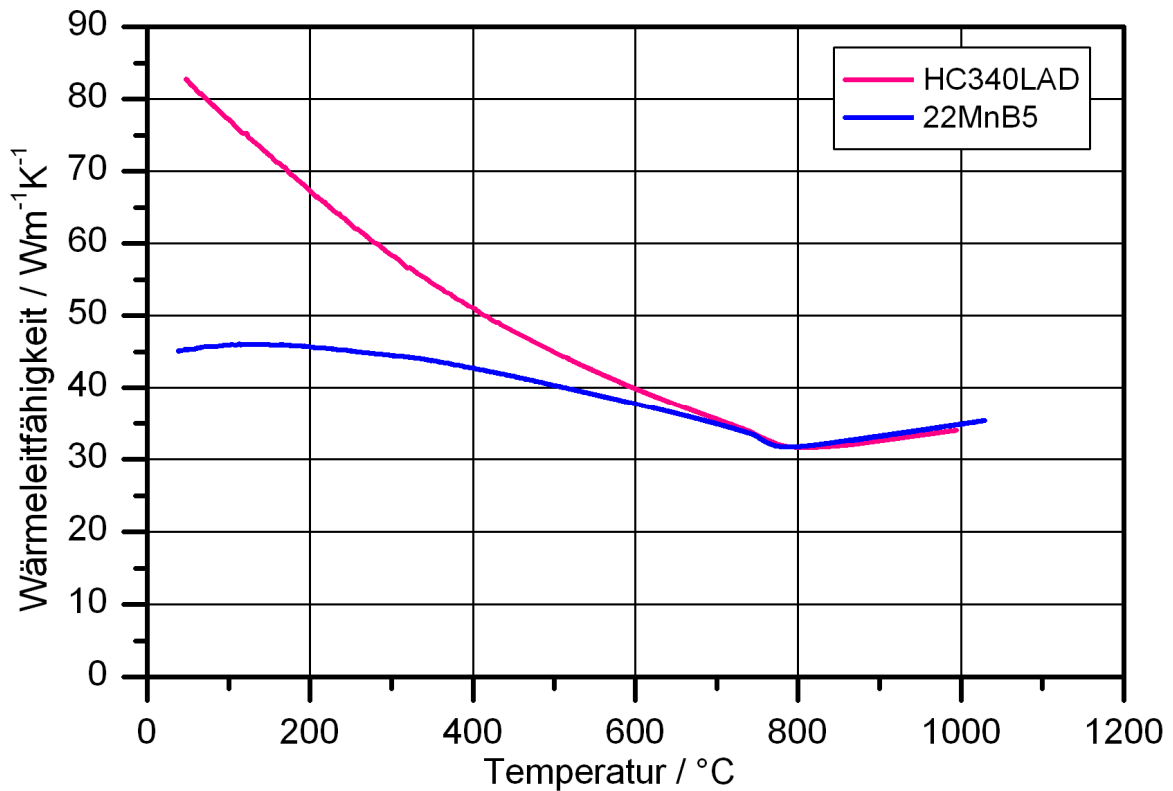


Fig. 14: Nach dem Zusammenhang von Bungardt und Spyra aus den spezifischen elektrischen Widerstandsverläufen berechnete temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeiten / Temperature-dependent thermal conductivities, calculated from the resistivity curves according to the relation of Bungardt and Spyra

## 5 Ergebnisse der numerischen Prozesssimulation

Die Konturgrafiken in Fig. 15 zeigen die bei der Prozesssimulation einer Schweißung für unterschiedliche Prozesszeiten berechneten Temperaturverteilungen im axialen Längsschnitt durch die rechte Hälfte der Fügezone (Verbindung von artgleichen Blechen aus 22MnB5+AS, Blechdicke 1,5 mm). Der aufgeschmolzene Bereich (Schweißlinse) ist in den Darstellungen grau gefärbt. Die Erweichungszone ist durch eine schraffierte Fläche gekennzeichnet.

Das Diagramm in Fig. 16 zeigt die berechneten lokalen Temperatur-Zeitverläufe an den in der Konturgrafik für 790 ms Prozesszeit in Fig. 15 markierten Positionen 1 bis 11. Ergänzend sind Temperaturverläufe innerhalb der Erweichungszone durch Schraffur gekennzeichnet.

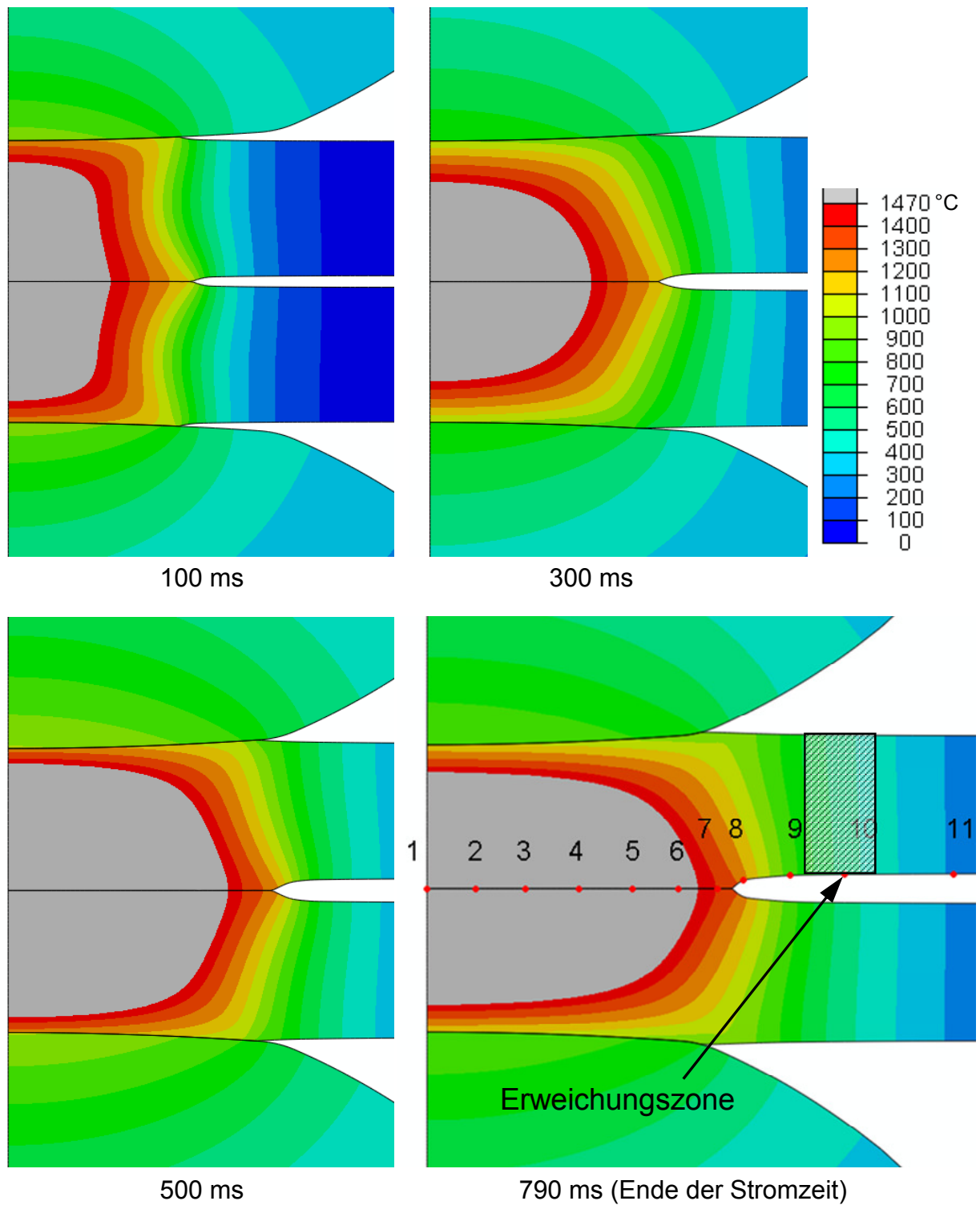


Fig. 15: Durch numerische Prozesssimulation für verschiedene Prozesszeiten berechnete Temperaturverteilungen beim Punktschweißen von artgleichen Blechen aus 22MnB5+AS (Blechdicke 1,5 mm) / Temperature distributions at different process times during the spot welding of similar 22MnB5+AS sheets (sheet thickness 1.5 mm), calculated by numerical process simulation

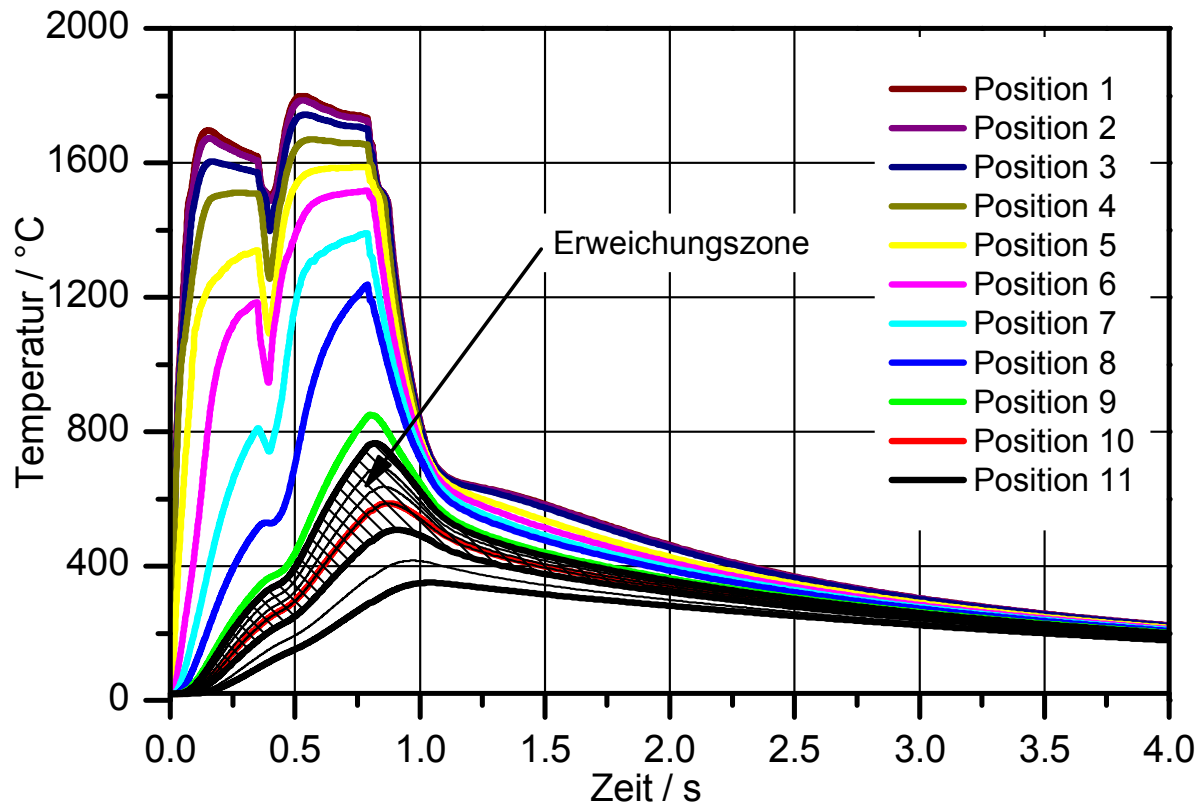


Fig. 16: Durch numerische Prozesssimulation für verschiedene Positionen berechnete Temperatur-Zeit-Verläufe beim Punktschweißen von artgleichen Blechen aus 22MnB5+AS (Blechedicke 1,5 mm.) / Temperature-time curves at different locations during the spot welding of similar 22MnB5+AS sheets (sheet thickness 1.5 mm), calculated by numerical process simulation

Die berechnete Eigenspannungsverteilung in auf Raumtemperatur abgekühlten Punktschweißverbindungen von artgleichen Blechen aus 22MnB5+AS zeigt Fig. 17 für die Blechedicken 1,5 mm (links) und 1,0 mm (rechts). Dargestellt sind Konturgrafiken der Radialspannungen, Axialspannungen und Tangentialspannungen im axialen Längsschnitt durch die gesamte Fügezone. Eine schwarze Begrenzungslinie markiert die berechnete Form und Ausdehnung der Schweißlinse. In den unteren Längsschnitten markieren hellgrau eingefärbte Bereiche die berechnete Lage und Ausdehnung der Erweichungszone. Hierbei ist der Grad der Aufhellung ein Maß für den Erweichungsgrad. Die durch numerische Prozesssimulation berechnete Erweichungszone hat eine Breite von ca. 0,5 mm.

Ein Vergleich der berechneten Schweißlinsendurchmesser ( $\varnothing D_{\text{Simulation}}$ ) ergibt eine gute Übereinstimmung mit den experimentell anhand von metallografischen Schliffen ermittelten Schweißlinsendurchmessern ( $\varnothing D_{\text{Experiment}}$ ).

Bei der kleineren Blechedicke von 1,0 mm ergeben die Berechnungen in der Mitte der Schweißlinse deutlich größere Radial- und Tangentialspannungen sowie größere Axialspannungen in der Nähe des Fügspaltes zwischen den Blechen als bei der größeren Blechedicke von 1,5 mm.

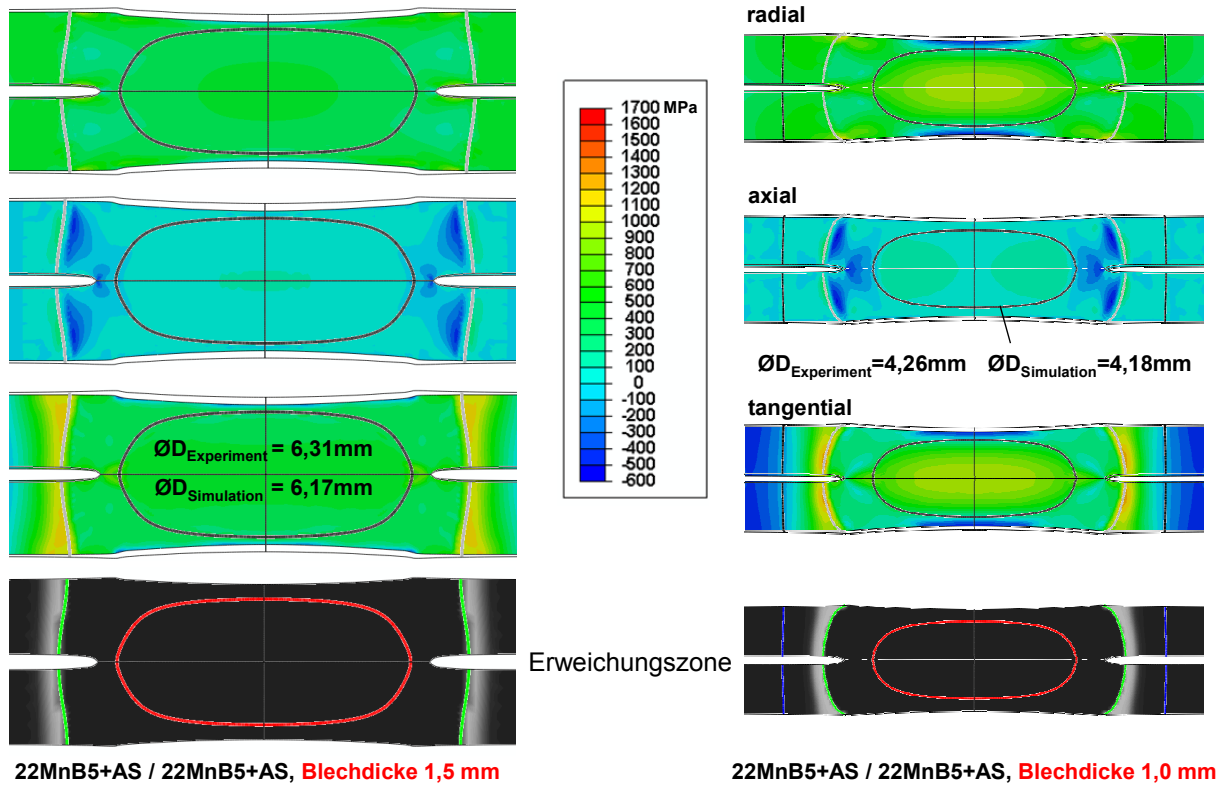


Fig. 17: Berechnete Eigenspannungsverteilung, Schweißlinsenausdehnung und Erweichungszone in Punktschweißverbindungen artgleicher Bleche aus 22MnB5+AS – Die hellgraue Färbung in den unteren Längsschnitten markiert Lage und Ausdehnung der Erweichungszone / Calculated residual stress distribution, extent of the weld nugget and softened zone in spot-welded connections of similar 22MnB5+AS sheets – The light gray coloring in the lower longitudinal sections marks location and extent of the softened zone

Zum qualitativen Nachweis der Eigenspannungen im Bereich der Erweichungszone und zur Validierung der Ergebnisse der numerischen Prozesssimulation wurde an Proben der Referenzschweißung Eigenspannungsbestimmungen mittels Bohrlochmethode [5] durchgeführt. Das Diagramm in Fig. 18 zeigt exemplarisch die hierbei an zwei Proben in Abhängigkeit von der Bohrlochtiefe erzielten Ergebnisse für den tangentialen Eigenspannungsanteil im Vergleich mit den entsprechenden Ergebnissen der numerischen Prozesssimulation (schraffierter Bereich des Diagramms). Lage und Dimensionierung des Bohrlochs ist in der darunter abgebildeten Konturgrafik durch ein schraffiertes Rechteck dargestellt. Die berechneten Eigenspannungen werden in der Tendenz durch die Messungen bestätigt, wobei zu berücksichtigen ist, dass die Messergebnisse durch die inhomogene Eigenspannungsverteilung mit einer hohen Messunsicherheit behaftet sind.



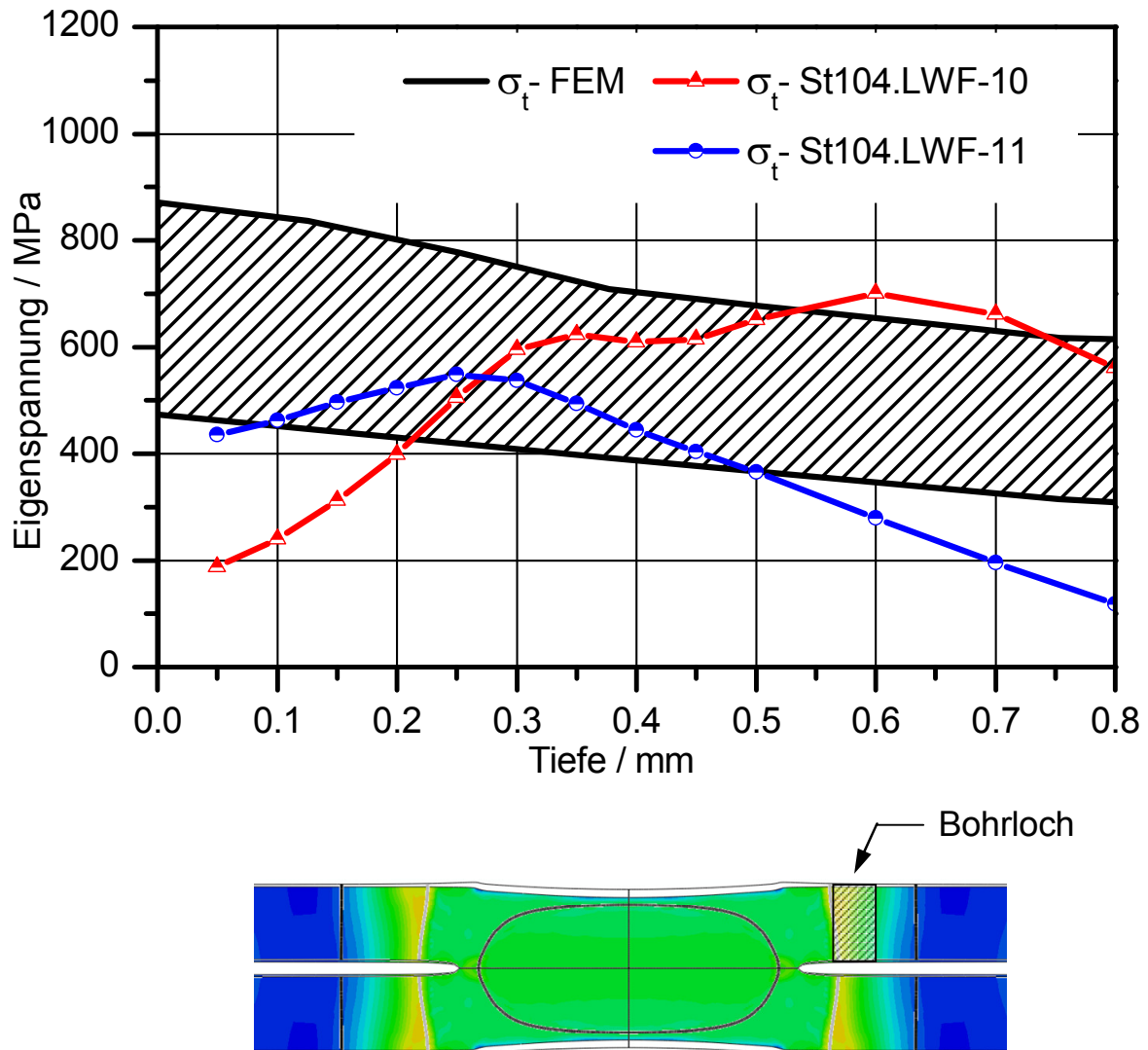


Fig. 18: Mit der Bohrlochmethode an zwei Punktschweißverbindungen artgleicher Bleche aus 22MnB5+AS (Blehdicke 1,5 mm) gemessene tangentielle Eigenspannungen  $\sigma_t$ -St104 im Vergleich mit den Ergebnissen der numerischen Prozesssimulation  $\sigma_t$ -FEM (schraffierter Bereich) / Tangential residual stresses  $\sigma_t$ -St104, measured using the hole drilling method on two spot-welded connections of similar 22MnB5+AS sheets (sheet thickness 1.5 mm) in comparison with the results of the numerical process simulation  $\sigma_t$ -FEM (shaded area)

In Fig. 19 zeigen die rechten Konturgrafiken die berechnete Eigenspannungsverteilung in der auf Raumtemperatur abgekühlten Mischschweißverbindung aus 22MnB5+AS (oberes Blech) und HC340LAD+Z (unteres Blech) im Vergleich mit den Ergebnissen bei der artgleichen Schweißverbindung aus 22MnB5 (links). Im rechten unteren Längsschnitt markieren gelb bis rot eingefärbte Bereiche die berechnete Lage und Ausdehnung der Erweichungszone. Hierbei ist die Färbung ein Maß für den Erweichungsgrad entsprechend der daneben abgebildeten Farbskala.



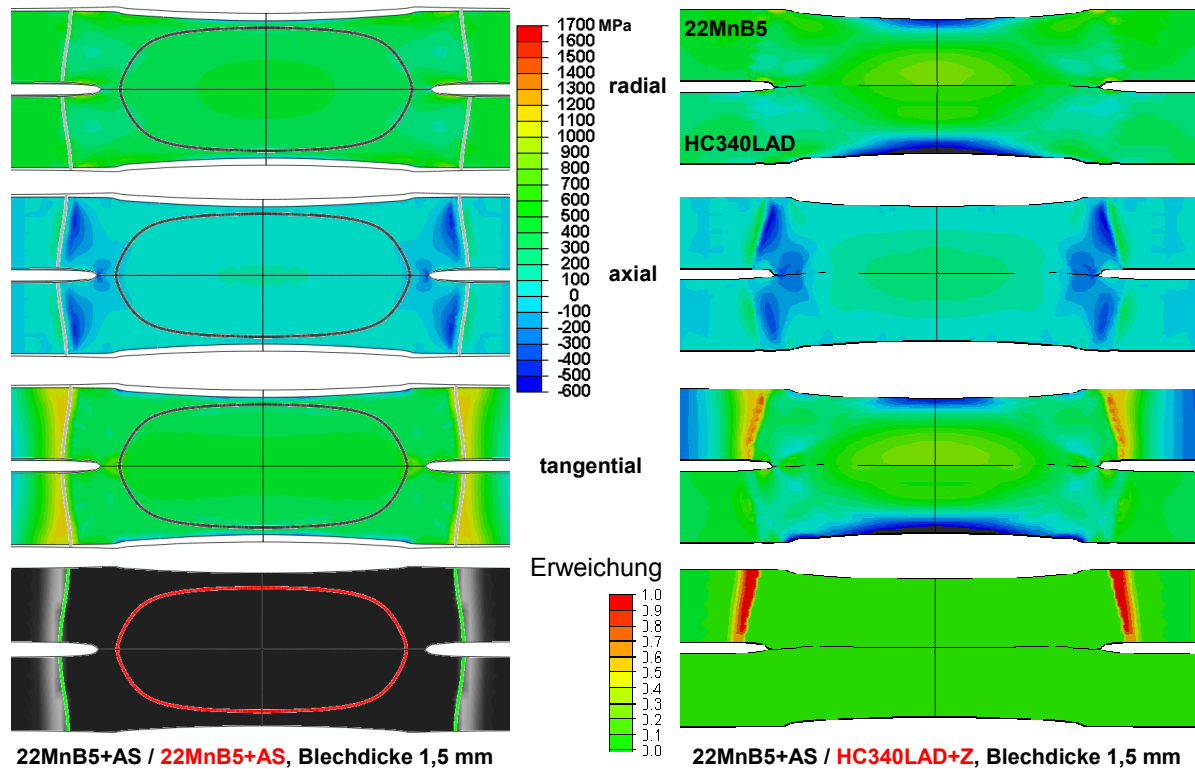


Fig. 19: Berechnete Eigenspannungsverteilung und Erweichungszone in einer Mischschweißverbindung aus 22MnB5+AS und HC340LAD+Z (rechts) im Vergleich mit einer Verbindung artgleicher Bleche aus 22MnB5+AS (links) / Calculated residual stress distribution and softened zone in a mixed welded joint between 22MnB5+AS and HC340LAD+Z (right) in comparison with a joint of similar 22MnB5+AS sheets (left)

## 6 Zusammenfassung

- Durch numerische Simulation des Punktschweißprozesses und begleitende Schweißversuche an artgleichen und artungleichen Werkstoffkombinationen konnten die Temperatur-Zeitverläufe in der Fügezone sowie die Schweißerspannungen der Schweißpunkte in hoher Auflösung berechnet werden.
- Die gewonnenen Temperatur-Zeitverläufe ermöglichen qualifizierte Aussagen über die metallkundlichen Vorgänge während des Schweißprozesses und erleichtern damit die Bestimmung von Zonen und Gefügen im Schweißpunkt sowie von Festigkeit und Duktilität der Gefüge.
- Die berechnete Eigenspannungsverteilung kann bei Tragfähigkeitsberechnungen durch Mapping auf das Berechnungsmodell berücksichtigt werden.

## 7 Literatur

- [1] Wink, H.-J., u. a.: "Grundlegende Untersuchung zur Kontaktsituation beim Widerstandsschweißen von Kupferwerkstoffen", Abschlussbericht zum AiF-Vorhaben Nr.15710, Materialprüfungsanstalt (MPA) Universität Stuttgart, Februar 2011
- [2] Raiser, E. C.: "Untersuchungen zum Prozeßablauf und der Verbindungsbildung beim Widerstandspunktschweißen von metallisch überzogenen Kupferlegierungen", Dissertation, Universität Stuttgart, 1999
- [3] Richter, F.: "Die wichtigsten physikalischen Eigenschaften von 52 Eisenwerkstoffen", Stahleisen-Sonderberichte, H. 8, Verlag Stahleisen m.b.H., Düsseldorf, 1973
- [4] Bungardt, K., Spyra, W.: Arch. Eisenhüttenwes. 36, 1965, S. 257/67
- [5] N.N.: "Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain Gage Method", American Soc. for Testing and Materials, ASTM E 837 - 99, 1999