

5. Symposium Offshore-Windenergie
Bau- und umwelttechnische Aspekte
18. April 2007, Hannover

Steigerung der Lebensdauer von Schweißverbindungen durch UIT

Prof. Dr.-Ing. P. Schaumann
Dipl.-Ing. C. Keindorf

Leibniz Universität Hannover
Institut für Stahlbau
Appelstraße 9A, 30167 Hannover



Fon: +49 511 762-3713
Fax: +49 511 762-2991
Email: keindorf@stahl.uni-hannover.de
www.stahlbau.uni-hannover.de

1. Einleitung

Schweißverbindungen bei stählernen Turm- und Gründungskonstruktionen von Offshore-WEA unterliegen einer hohen dynamischen Beanspruchung. Deshalb wird bei der Bemessung im Grenzzustand der Ermüdung eine hohe Ermüdungsfestigkeit solcher Konstruktionsdetails angestrebt. Eine Möglichkeit zur Steigerung der Lebensdauer von Schweißverbindungen stellen Schweißnahtnachbehandlungsmethoden dar. Zu diesen Methoden zählt das Ultrasonic-Impact-Treatment (UIT), das bei durchgeführten Ermüdungsversuchen am Institut für Stahlbau der Leibniz Universität Hannover getestet worden ist. Diese Methode gehört zu den hämmernden Verfahren, bei der die Ermüdungsfestigkeit sowohl durch das Einbringen von Druckspannungen als auch durch Verbesserung der Nahtgeometrie und Verfestigung der behandelten Nahtoberfläche gesteigert werden kann.

Im Rahmen von numerischen Simulationen wird das transiente Eigenspannungsfeld einer geschweißten Stumpfnahthverbindung untersucht, die nach dem Schweißprozess mittels UIT behandelt worden ist. Das Ziel der Untersuchungen ist die Quantifizierung der Eigenspannungen im Nahtbereich vor und nach der Schweißnahtnachbehandlung, um den Einfluss der Eigenspannungen bei der Ermittlung der Anrisslebensdauer berücksichtigen zu können. Die Bewertung der Schweißverbindung hinsichtlich ihrer Lebensdauer erfolgt anhand des Kerbdehnungskonzeptes, wobei die Eigendehnungen aus der Simulation als Anfangszustand für die Berechnungen zugrunde gelegt werden. Die Ergebnisse der Simulationen zeigen, dass durch die Nahtnachbehandlung mittels UIT die Schweißeigenspannungen am Nahtübergang deutlich reduziert und somit eine höhere Anrisslebensdauer erzielt werden können.

2. Geometrie und Modellierung der stumpf geschweißten Platte

Am Beispiel einer einlagig geschweißten Stumpfnahth werden die Simulationen zum Schweißprozess mit anschließender UIT-Behandlung durchgeführt. Die geometrischen Abmessungen der Stahlplatte aus S355 J2G3 mit einer Blechdicke von $t = 6$ mm sind in Abb. 1 dargestellt.

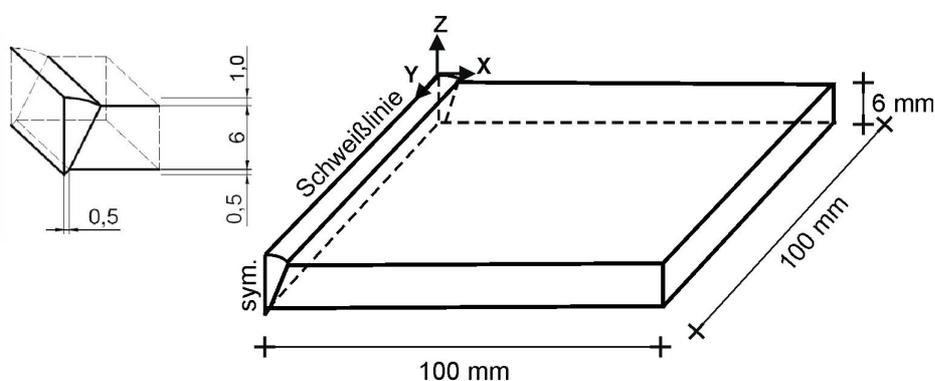


Abb. 1 Geometrie der Stahlplatte mit einlagig geschweißter Stumpfnahth (Halbmodell)

Unter Ausnutzung von Symmetriebedingungen wird die Schweißverbindung als Halbmodell in ANSYS generiert, d.h. entlang der Schweißnahtlinie befindet sich die Symmetrieebene. Die Wärmequelle wandert beginnend im Koordinatenursprung entlang der positiven y-Richtung. Die Länge der Schweißnaht beträgt somit 100 mm. Die Nahtvorbereitung ist V-förmig mit einem Flankenwinkel von 22.5° (Ausbildung der Fase). Der Öffnungswinkel ist dementsprechend 45° . Die V-Naht besitzt eine angenommene Nahtüberhöhung von 1 mm und eine Wurzelüberhöhung von 0.5 mm. Die temperaturabhängigen Materialdaten sind [11] entnommen worden.

In Abb. 2 ist zu erkennen, dass das FE-Modell die halbe V-Naht, die Wärmeeinflusszone und den Grundwerkstoff der Stahlplatte umfasst. Zusätzlich ist die halbkugelförmige Spitze des UIT-Bolzens bereits modelliert. Der Ausrundungsradius am Schweißnahtfußpunkt ist variabel, damit die vorab gemessene Schweißnahtgeometrie berücksichtigt werden kann. Über die Blechdicke findet eine Netzverfeinerung in Richtung zum Nahtübergang (Schweißnahtfußpunkt) hin statt. Die kleinsten Elementabmessungen am Schweißnahtfußpunkt betragen 0.2 mm in Dickenrichtung.

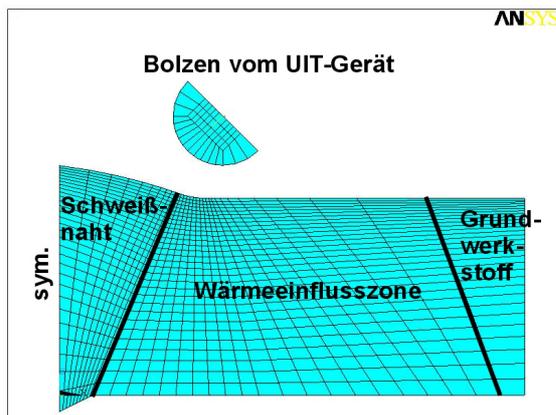


Abb. 2 FE-Modell mit Diskretisierung

Mit Hilfe der numerischen Simulationen sollen hauptsächlich zwei Effekte der Schweißnahtnachbehandlung untersucht werden. Zum einen ist die Änderung des Eigenspannungsfeldes vor und nach der UIT-Behandlung von Interesse und zum anderen soll die geänderte Nahtgeometrie infolge des eingedrückten Bolzens quantitativ bewertet werden.

3. Thermisch transiente Analyse

Die Schweißprozesssimulation umfasst zwei Analysen, die miteinander gekoppelt werden. Zuerst erfolgt eine thermische Analyse mit einer Wärmequelle, die für das MAG-Schweißverfahren üblich ist. Nach der Ermittlung der Knotentemperaturen schließt die strukturmechanische Analyse zum Schweißprozess an, um die Eigenspannungen während der Abkühlphase zu bestimmen. Im Folgenden werden die wesentlichen Aspekte der thermischen Analyse erläutert.

Für die thermisch transiente Analyse werden 3D-Elemente vom Typ Solid70 verwendet. Diese Elemente besitzen acht Knoten mit jeweils nur einem Freiheitsgrad – der Knotentemperatur. Der Schweißprozess erfolgt einlagig mit einer Geschwindigkeit von $v_{\text{weld}} = 5 \text{ mm/s}$. Die

Schweißparameter werden mit einer Spannung von $U = 23.5 \text{ V}$ und einer Stromstärke von $I = 165 \text{ A}$ sowie einem thermischen Lichtbogenwirkungsgrad von $\eta = 90 \%$ angenommen.

Der Wärmeübergang zur Umgebung (Strahlung und Konvektion) findet an allen Außenflächen der Platte statt, mit Ausnahme der Symmetrieffläche, bei der der Wärmeübergang zu Null gesetzt ist. Weiterhin ist die Verschiebung der Symmetrieffläche in x-Richtung ebenfalls gleich Null. Bei der thermischen Analyse ist zu berücksichtigen, dass die Zeitschrittwahl automatisch dem aktuellen Temperaturgradienten angepasst werden muss, um die hohen Temperaturunterschiede im Nahtbereich hinreichend genau erfassen zu können. Auch die Elementgröße muss fein genug sein, um die Temperaturgradienten realitätsnah abbilden zu können. Diese Randbedingungen führen oftmals zu großem Rechenaufwand. Zur Berechnung des transienten Temperaturfeldes während des Schweißprozesses wird die doppelt-ellipsoide Wärmequelle nach Goldak [5] verwendet. Die durch den Schweißprozess ins Bauteil eingebrachte Wärmemenge Q wird nach Gl. 1 ermittelt:

$$Q = \eta \cdot U \cdot I \quad (1)$$

mit $\eta =$ thermischer Wirkungsgrad, $U =$ Schweißspannung und $I =$ Schweißstromstärke

Nach [5] wird der räumliche MAG-Lichtbogenwärmestrom q_{vol} durch eine räumliche Wärmestromdichteverteilung in Form einer Exponentialfunktion in x-, y- und z-Richtung approximiert:

$$q_{\text{vol}}(x, y, z) = q_{\text{max}} \cdot e^{-3 \left(\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{z^2}{c^2} \right)} \quad (2)$$

mit $q_{\text{vol}} =$ Wärmestrom im Volumen, $q_{\text{max}} =$ maximaler Wärmestrom im Lichtbogenzentrum; $x, y, z =$ Abstand zum Zentrum der Wärmequelle und $a, b, c =$ Abstand mit 5 % von q_{max} als Begrenzung der Glockenkurvenform.

Die Form der Wärmequelle nach Goldak [5] ist beispielhaft in Abb. 3 an einem einzelnen Block dargestellt.

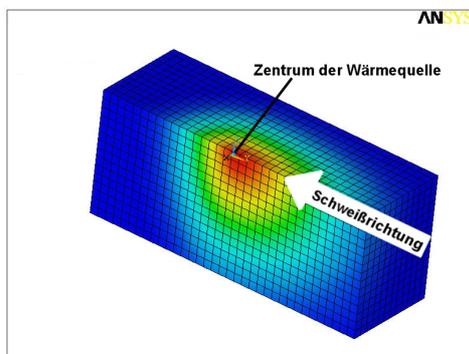


Abb. 3 Kontinuierlich wandernde Volumen-Wärmequelle

Der Schweißprozess bzw. der Lichtbogen startet am Plattenrand bei $y_0 = 0 \text{ mm}$ zum Zeitpunkt $t_0 = 0 \text{ s}$. Das Zentrum der Wärmequelle wandert entlang der Schweißlinie gemäß

$$y_{\text{source}} = y_0 + t \cdot v_{\text{weld}} \quad (3)$$

mit y_{source} = y-Koordinate des Zentrums der Wärmequelle, y_0 = Plattenrand, t = Schweißzeit; v_{weld} = Schweißgeschwindigkeit (5 mm/s).

Die Ergebnisse der thermischen Analyse sind die Temperaturverläufe für jeden Knoten der Platte inklusive der Schweißnaht, die in Abb. 4 links für drei markante Punkte dargestellt sind. Die drei Knoten befinden sich in Blechmitte ($y = 50$ mm) an der Schweißlinie (Punkt 1), am Schweißnahtfußpunkt (Punkt 2) und im Grundwerkstoff (Punkt 3), der 10 mm vom Schweißnahtfußpunkt entfernt ist. In Abb. 4 rechts ist das Temperaturfeld bei $t = 10$ s dargestellt. Zu der Zeit befindet sich das Zentrum der Wärmequelle genau auf Höhe der Blechmitte. Die Temperaturverteilung ähnelt einer Bugwelle, die sich beginnend von der Schweißlinie ins Bauteil ausbreitet. Der Schweißprozess dauert 20 s, danach schließt der Abkühlvorgang an.

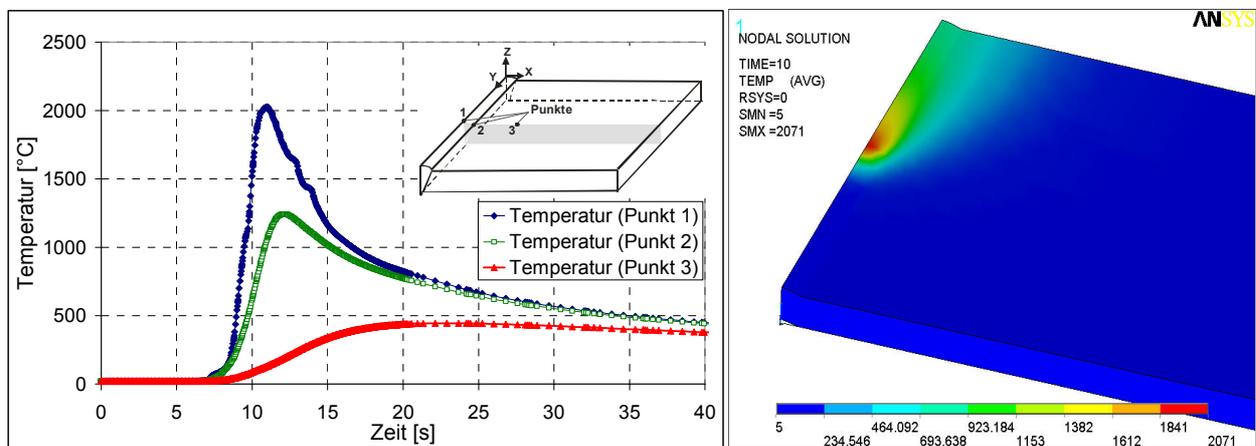


Abb. 4 Temperaturverlauf während des Schweißprozesses

Die maximale Temperatur am Punkt 1 beträgt $T_{1,\text{max}} = 2025$ °C und tritt zum Zeitpunkt $t = 11$ s auf, kurz nachdem das Zentrum der Wärmequelle die Blechmitte passiert hat. Zur gleichen Zeit besitzt der Punkt 2 am Nahtübergang eine Temperatur von $T_2 = 1070$ °C. Anhand der Kurvenverläufe in Abb. 4 ist zu erkennen, dass die Temperaturgradienten für beide Punkte sehr hoch sind. Die Temperaturkurve für Punkt 3 besitzt einen deutlich flacheren Verlauf mit einem Maximum von $T_{3,\text{max}} = 445$ °C. Die Abkühlung der Platte bis zurück auf die Raumtemperatur ist nach ca. $t = 2000$ s erreicht.

4. Strukturmechanische Simulation des Schweißprozesses

Nach abgeschlossener Temperaturfeldberechnung schließt die strukturmechanische Analyse des Schweißprozesses an. Dazu ist in ANSYS ein Wechsel des Elementtyps von Solid70 zu Solid45 erforderlich. Zusätzlich werden die Knoten an der Plattenstirnseite bei $x = 100$ mm (s. Abb. 1) in allen drei Koordinatenrichtungen festgehalten. Weiterhin bleibt die Verschiebung an der Symmetrieffläche ($x = 0$ mm) in x-Richtung ebenfalls behindert.

Zur strukturmechanischen Simulation des Schweißprozesses werden zunächst alle Elemente des Nahtvolumens inaktiv geschaltet und mit der virtuellen Bewegung des Lichtbogens aktiviert. Dazu wird die in ANSYS implementierte „Birth and Death“-Funktion angewendet, die die Elementsteifigkeit der inaktiven Nahtelemente innerhalb der Steifigkeitsmatrix auf Null setzt. Mit der Elementaktivierung erhält das betreffende Element seine Ausgangssteifigkeit innerhalb der Steifigkeitsmatrix zurück, sodass diese dann innerhalb der Berechnung berücksichtigt werden kann. Das zeitlich versetzte Aktivieren der Elemente simuliert den Eintrag des Schweißgutes in den Nahtspalt in Abhängigkeit von der Schweißgeschwindigkeit

Die vorab berechneten Knotentemperaturen über die Zeit werden als Belastung bei der Strukturanalyse aufgebracht. Die Schweißprozesssimulation wird bis zum Zeitpunkt $t = 2000$ s durchgeführt, um den Aufbau der Eigenspannungen während der Abkühlphase vollständig zu erfassen. Der endgültige Eigenspannungszustand senkrecht zur Schweißnaht (sx) ist in Abb. 6 links dargestellt. Die maximalen Zugeigenspannungen auf Höhe der Streckgrenze treten am Nahtübergang auf. Aufgrund dieser hohen Eigenspannungen und der Aufhärtung in der Wärmeeinflusszone stellt der Schweißnahtfußpunkt oftmals den Ort der Rissinitiierung unter dynamischen Beanspruchungen dar.

5. Simulation der Schweißnahtnachbehandlung

Die Ultrasonic Impact Technologie ist ein Nahtverbesserungsverfahren, mit dem die Ermüdungsfestigkeit sowohl durch das Einbringen von Druckspannungen als auch durch Verbesserung der Nahtgeometrie gesteigert werden kann [9]. Im Wesentlichen basiert das Verfahren auf der Umwandlung von harmonischen Schwingungen durch einen Ultraschallwandler in mechanische Impulse, die auf die Oberfläche aufgebracht werden. Die Nachbehandlung des Schweißnahtüberganges erfolgt dabei durch ein mechanisches Hämmern mit einem oder mehreren gehärteten Bolzen bei ca. 200 Hz, die sich mit einer Amplitude von rund $40 \mu\text{m}$ bewegen. Hierbei werden neben einer Verfestigung der Oberfläche Druckeigenspannungen im oberflächennahen Bereich induziert sowie die Kerbwirkung des Schweißnahtfußpunktes verbessert [12]. In Abb. 5 sind das UIT-Gerät sowie die Vorgehensweise bei der Nahtnachbehandlung dargestellt.

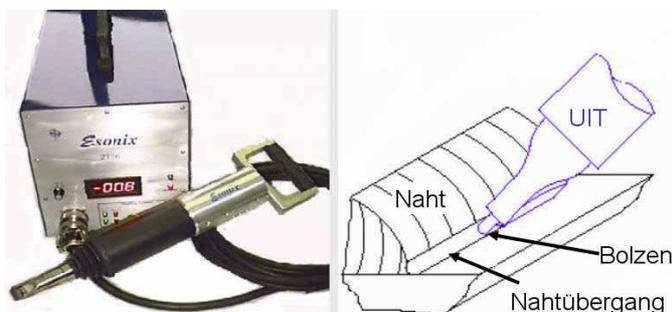


Abb. 5 Schweißnahtnachbehandlung mit UIT [1]

Zur Simulation der Schweißnahtnachbehandlung mittels UIT wird ein Kontaktalgorithmus mit Conta173 und Targe170 Elementen implementiert, die sich zwischen Bolzen und Schweißnaht-

fußpunkt befinden (s. Abb. 2). Der Bolzen ist zunächst mit einem geringfügigen Abstand zur Nahtoberfläche in Blechmitte über einer Breite von 20 mm positioniert worden. Nach einem Restart der Strukturanalyse wird der Bolzen in Richtung des Schweißnahtfußpunktes in einem Winkel von 60° bewegt und statisch in die Nahtoberfläche eingedrückt. Die sich dadurch aufbauenden Druckspannungen in x-Richtung (s_x) sind in Abb. 6 (rechts) dem Eigenspannungszustand aus dem Schweißprozess (links) gegenübergestellt.

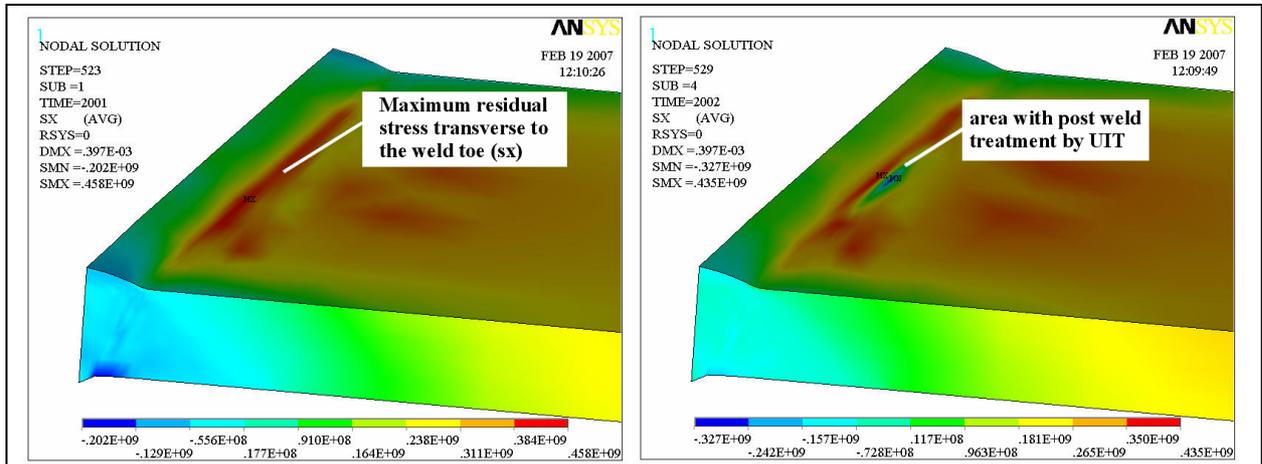


Abb. 6 Quereigenspannungen (s_x) senkrecht zur Naht (links vor UIT-Behandlung, rechts nach UIT-Behandlung)

Beim Vergleich der Abb. 6 links und rechts ist zu erkennen, dass die Quereigenspannungen im nachbehandelten Fußpunktbereich von Zugspannungen ($\sigma_{e,x,geschweißt} = +458 \text{ N/mm}^2$) auf Druckspannungen nahe der Streckgrenze wechseln ($\sigma_{e,x,uit} = -327 \text{ N/mm}^2$). Infolge dieser eingebrachten Druckspannungen kann die Ermüdungsfestigkeit gegenüber dem geschweißten Zustand signifikant gesteigert werden. Weiterhin wird der Nahtübergang durch die mechanische Bearbeitung mit dem Bolzen ausgerundet, wodurch der Kerbradius am Schweißnahtfußpunkt vergrößert wird. In Abb. 7 werden die Verläufe der Quereigenspannungen in Blechmitte nach dem Schweißprozess und nach der UIT-Behandlung miteinander verglichen.

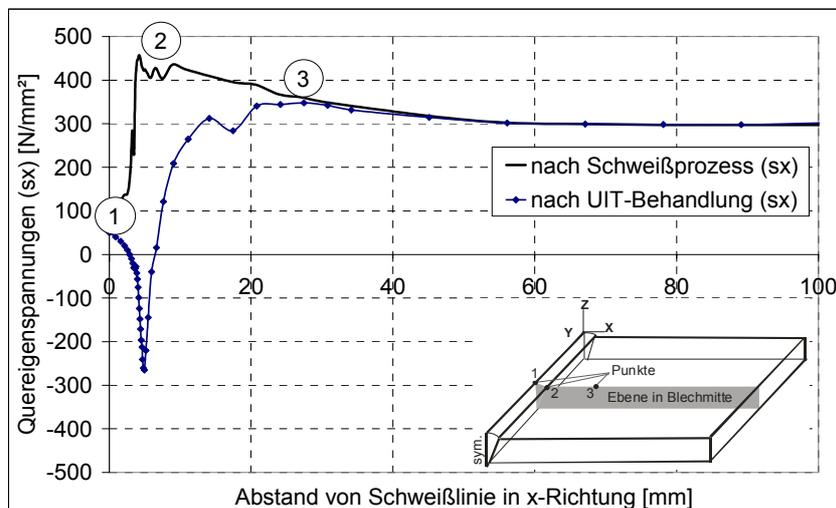


Abb. 7 Vergleich der Eigenspannungen quer zur Naht (s_x)

Die Quereigenspannungen nach dem Schweißprozess steigen beginnend von der Schweißlinie (Punkt 1) bis zu einem Maximalwert am Nahtübergang (Punkt 2) und fallen anschließend wieder langsam auf ein Spannungsniveau von ca. 300 N/mm² im Grundwerkstoff (Punkt 3) zurück. Im Gegensatz dazu besitzt die Eigenspannungsverteilung nach der UIT-Behandlung genau am Schweißnahtfußpunkt einen markanten Peak im Druckbereich (Punkt 2). Die dort induzierten Druckspannungen erreichen einen Wert von -280 N/mm². In der näheren Umgebung des behandelten Nahtübergangs werden die Eigenspannungen ebenfalls reduziert. Jedoch mit zunehmendem Abstand zum Schweißnahtfußpunkt nähert sich die Kurve der im geschweißten Zustand an. Die lokale Nachbehandlung der Stumpfnah in Blechmitte ($y = 40 - 60$ mm) hat auch Auswirkungen entlang der Schweißlinie am Nahtübergang. Dieser Effekt ist anhand der Änderung der Längseigenspannungen in Abb. 8 erkennbar.

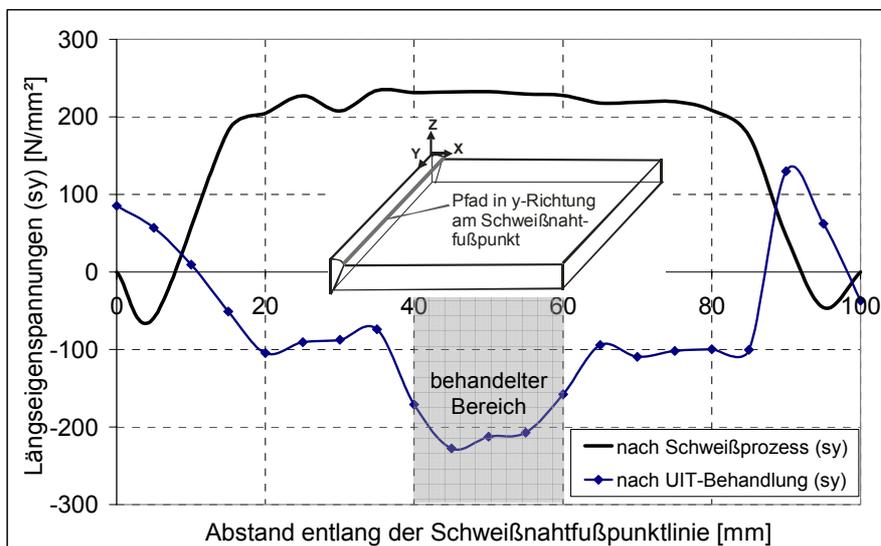


Abb. 8 Vergleich der Eigenspannungen längs zur Naht (s_y)

Die Längseigenspannungen im geschweißten Zustand steigen von den Randbereichen der Platte bis auf ein Spannungsplateau von ca. 220 N/mm² im mittleren Bereich. Dieser Spannungsverlauf ist typisch für Lichtbogenschweißungen an parallel ebenen Platten mit einlagiger Stumpfnah. Nach dem Abkühlprozess erfolgt die statische Eindrückung des UIT-Bolzens am Nahtübergang im Bereich von $y = 40 - 60$ mm (graue Zone in Abb. 8). Die maximale Eindringtiefe am Schweißnahtfußpunkt beträgt 0,1 mm. Die dort induzierten Druckspannungen reduzieren die Längseigenspannungen bis auf -220 N/mm² in der behandelten Zone. Jedoch auch die benachbarten unbehandelten Bereiche entlang der Schweißnahtlinie weisen bereits eine Reduzierung der Längseigenspannungen auf.

Anhand der numerischen Prozesssimulationen wird deutlich, dass die UIT-Behandlung einen signifikanten Einfluss auf die Eigenspannungsverteilungen in der Schweißnaht und auch im Grundwerkstoff besitzt. Insbesondere für den Schweißnahtfußpunkt, der oftmals Ausgangspunkt für einen Ermüdungsriss ist, ergibt sich ein günstigeres Spannungsniveau, das bei der folgenden Bestimmung der Anrisslebensdauer berücksichtigt werden soll.

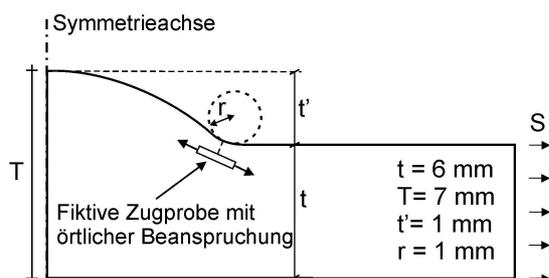
6. Bestimmung der Anrisslebensdauer mit dem Kerbdehnungskonzept

Im Folgenden wird für die angenommene Schweißverbindung mit und ohne Nachbehandlung die Ermüdungsfestigkeit nach dem Kerbdehnungskonzept (örtliches Konzept) bestimmt. Als Vergleichsbasis wird die ertragbare Lastspielzahl bis zur Risseinleitung herangezogen. Dabei wird die elastisch-plastische Dehnungsamplitude im Kerbgrund mit einer Dehnungs-Wöhlerlinie des Werkstoffs in einer ungekerbten „Begleitprobe“ verglichen. Diese Vorgehensweise beruht auf der Annahme, dass das mechanische Werkstoffverhalten im Kerbgrund hinsichtlich lokaler Deformation und Schädigung dem mechanischen Verhalten einer miniaturisierten, axial belasteten und ungekerbten Zugprobe hinsichtlich globaler Deformation und Schädigung gleichgesetzt werden kann [13]. Die fiktive Zugprobe wird virtuell im Kerbgrund positioniert und mit den dort vorherrschenden örtlichen Spannungen beansprucht (s. Abb. 9). Die Vergleichsprobe sollte die gleiche Mikrostruktur sowie Oberflächenbeschaffenheit inklusive des Eigenspannungszustandes und wenn möglich auch das gleiche Volumen des hoch beanspruchten Materials im Kerbgrund aufweisen. Für die folgenden Ermüdungsberechnungen wird die Version nach Seeger [14] verwendet. Die Formulierungen zur zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve, Dehnungs-Wöhlerlinie, Bauteilfließkurve und zum Schädigungsparameter sind ausführlich in [13] und [14] beschrieben, sodass hier nur die wesentlichen Aspekte erläutert werden. Die zyklischen Materialparameter der Stahlgüte S355 J2G3 sind entsprechend den Formeln in [2] für den nicht geschweißten Grundwerkstoff angenommen worden. Die Kerbdehnungen und Kerbspannungen nach Überschreiten der Fließgrenze im Kerbgrund werden gemäß der Makrostützwirkungsformel nach Neuber in [14] wie folgt berechnet:

$$\sigma_k \varepsilon_k = \left(\frac{\sigma_n \cdot K_t}{E} \right)^2 \quad (4)$$

mit σ_k und ε_k = maximale Kerbspannung und -dehnung im elastisch-plastischen Zustand; σ_n = Nennspannung; E = Elastizitätsmodul; K_t = elastische Kerbformzahl.

Die elastische Kerbformzahl K_t für den Schweißnahtfußpunkt wird numerisch bestimmt. Dafür ist die Geometrie des Nahtübergangs in Abb. 9 dargestellt. Am rechten Rand der Platte wird eine Einheitsspannung von $S = 1 \text{ N/mm}^2$ aufgebracht. Der Nahtübergang ist im geschweißten Zustand nach Empfehlung in [13] mit $r = 1.0 \text{ mm}$ und für den behandelten Zustand nach eigenen Messungen mit $r = 1.5 \text{ mm}$ stetig ausgerundet angenommen worden.



$$K_t = 1 + \frac{1}{\sqrt{0.5 \cdot \frac{r}{t} + 5 \cdot \frac{r}{t} \left(1 + 2 \cdot \frac{r}{t}\right)^2}} \quad (5)$$

Abb. 9 Geometrie der halben Platte mit Stumpfnahht

In Ergänzung zu den numerischen Lösungen kann die elastische Kerbformzahl K_t auch analytisch mit Gl. 5 bestimmt werden, die in der FKM-Richtlinie [4] angegeben ist. Die numerischen und analytischen Ergebnisse sind in Tabelle 1 zusammengefasst. Der Vergleich zeigt eine gute Übereinstimmung sowohl für den geschweißten als auch für den behandelten Zustand der Kerbe am Nahtübergang.

Zustand am Nahtübergang	Kerbradius r	elastische Kerbformzahl K_t	
	[mm]	analytisch	numerisch
nach Schweißprozess	1.0	1.72	1.66
nach UIT-Behandlung	1.5	1.53	1.57

Tabelle 1: Vergleich der elastischen Kerbformzahlen K_t

Der Einfluss der Eigenspannungen wird bei der elastisch-plastischen Berechnung der lokalen Hysteresisschleifen nach Masing berücksichtigt. Diese Vorgehensweise basiert auf einer Modifikation der Makrostützwirkungsformel nach Neuber:

$$\sigma_k (\varepsilon_k - \varepsilon_r) = \frac{1}{E} (\sigma_n \cdot K_t)^2 \quad (6)$$

mit σ_k und ε_k = maximale Kerbspannung und –dehnung; σ_n = Nennspannung; E = Elastizitätsmodul; K_t = elastische Kerbformzahl und $\varepsilon_r = \sigma_r / E$ anfängliche Kerbeigendehnung.

Die anschließende Schädigungsrechnung bedingt eine Schädigungsparameter-Wöhlerlinie, die den Einfluss der Mittelspannung auf den Verlauf der Dehnungs-Wöhlerlinie für Risseinleitung berücksichtigt. Der Schädigungsparameter P ermöglicht dabei die Umwandlung einer Hysteresisschleife mit von Null verschiedener Mittelspannung in eine schädigungsgleiche Schleife mit Mittelspannung Null. Oftmals wird dafür der Schädigungsparameter nach Smith, Watson und Topper P_{SWT} verwendet, der die Oberspannung und die Dehnungsamplitude als schädigungswirksam einführt:

$$P_{SWT} = \sqrt{(\sigma_a + \sigma_m) \cdot \varepsilon_a \cdot E} \quad (7)$$

mit P_{SWT} = Schädigungsparameter; σ_a = Spannungsamplitude; σ_m = Mittelspannung; ε_a = Dehnungsamplitude; E = Elastizitätsmodul.

Für jede Spannungsschwingbreite kann nun die ertragbare Lastspielzahl ermittelt und die daraus resultierende Teilschädigung angegeben werden. Abschließend findet eine lineare Schadensakkumulation nach Palmgren-Miner statt, um die Gesamtschädigung über alle Beanspruchungskollektive zu erhalten bzw. die Anrisslebensdauer zu bestimmen.

Die berechneten Ermüdungsfestigkeitskurven für den geschweißten und behandelten Zustand sind in Abb. 10 dargestellt, ergänzt um die Kurve ohne Berücksichtigung der Eigendehnungen. Die Anzahl der Lastwechsel N bis zur Risseinleitung werden jeweils für ein Einstufenkollektiv in Abhängigkeit von der Nennspannungsamplitude σ_a mit einem Spannungsverhältnis von $R = -1$

berechnet. Die Kurve für den geschweißten Zustand weist aufgrund der Zugeigenspannungen die niedrigste Ermüdungsfestigkeit auf. Im Gegensatz dazu besitzt die behandelte Schweißnaht den größten Ermüdungswiderstand. Das Einbringen der Druckspannungen durch die UIT-Behandlung am Schweißnahtfußpunkt ist in diesem Fall besonders wirkungsvoll. Die Berechnungen mit Hilfe des Kerbdehnungskonzeptes zeigen, dass die Eigenspannungen am betrachteten Kerbgrund einen signifikanten Einfluss auf die Anrisslebensdauer besitzen. Die Kurve ohne Berücksichtigung der Eigendehnungen liegt, wie erwartet, zwischen den beiden Kurven für den geschweißten und behandelten Zustand.

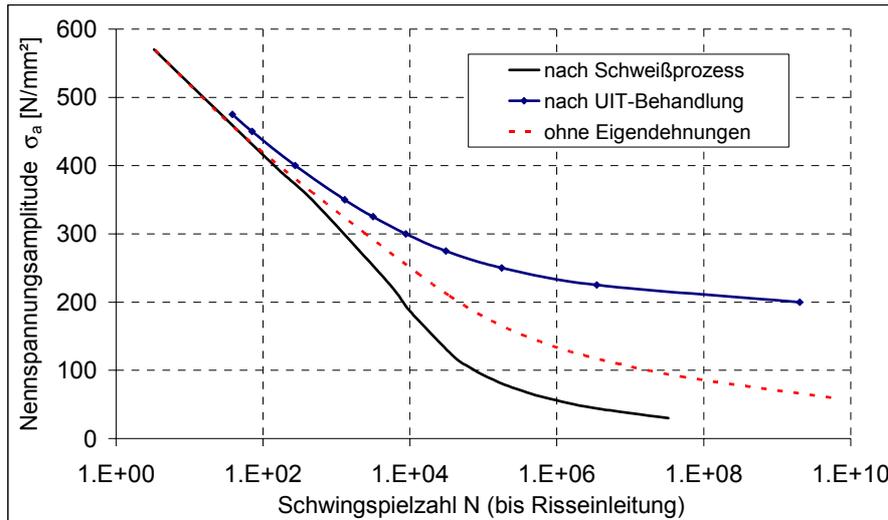


Abb. 10 Anrisslebensdauern nach dem Kerbdehnungskonzept

7. Zusammenfassung

Im Rahmen von numerischen Prozesssimulationen werden Eigenspannungsverteilungen für einen Schweißprozess mit und ohne anschließender UIT-Behandlung untersucht. Die UIT-Methode gehört zu den hämmernden Verfahren, bei der mittels Bolzenhämmerung am Nahtübergang plastische Verformungen und Druckspannungen in das Bauteil eingebracht werden. Die mechanische Bearbeitung durch den Bolzen wird als statische Eindrückung am Schweißnahtfußpunkt mit einem Kontaktalgorithmus simuliert. Die Auswirkungen auf das Eigenspannungsfeld am Nahtübergang werden anschließend bei der Ermittlung der Anrisslebensdauer mit dem Kerbdehnungskonzept qualitativ bewertet. Im Ergebnis ist eine deutlich lebensverlängernde Tendenz infolge der UIT-Behandlung erkennbar. Im Gegensatz dazu führen Zugeigenspannungen im Vergleich zum eigenspannungsfreien Zustand zu einer Reduzierung der Anrisslebensdauer. Experimentelle Untersuchungen zum UIT-Verfahren in [12] zeigen, dass diese Methode besonders bei höherfesten Stählen aufgrund der höheren induzierten Druckspannungen sehr effektiv ist. Die einfache Anwendbarkeit des Verfahrens erleichtert zudem eine Kopplung mit Fertigungsprozessen bei geschweißten Konstruktionen. Auf dem Gebiet der numerischen Prozesssimulation besteht weiterer Forschungsbedarf hinsichtlich einer transienten und räumlich veränderlichen UIT-Behandlung.

8. Literatur

- [1] Applied Ultrasonics. 2002: Esonix Ultrasonic Impact Treatment, Technical Procedure Document, Applied Ultrasonics, Birmingham, AL, USA.
- [2] Bäuml, A.; Seeger, T. 1990: Materials Data for Cyclic Loading, Suppl. 1, Amsterdam, Elsevier Science
- [3] Fanous, I.F.Z. et al. 2003: 3-D Finite element modeling of the welding process using element birth and element movement techniques, ASME, Pressure Vessels and Piping Division, Vol. 125, USA
- [4] FKM-Richtlinie 2002: Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile
- [5] Goldak, J. et. al. 1984: A new finite element model for welding heat sources, Metallurgical Transactions B, 15B, 299-305
- [6] Neuber, H. 1968: Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen, Konstruktion, Vol. 20 (7), 245-251
- [7] Roy, S., Fisher; J.W. 2005: Enhancing Fatigue Strength by Ultrasonic Impact Treatment, Steel Structures 5, 241-252, Korean Society of Steel Construction (KSSC), Korea
- [8] Schaumann, P.; Kleineidam, P.; Wilke, F. 2004: Fatigue Design bei Offshore-Windenergieanlagen, Stahlbau Vol. 73(9), 716-726, Ernst&Sohn-Verlag
- [9] Statnikov, E.S. et al. 1977: Ultrasonic impact tool for strengthening welds and reducing residual stresses, New Physical Methods of Intensification of Technological Processes.
- [10] Statnikov, E.S. et al. 1997: Applications of operational ultrasonic impact treatment (UIT) technologies in production of welded joints, IIW, Doc. XIII-1668-97, International Institute of Welding, Paris, France
- [11] Wichers, M. 2006: Schweißen unter einachsiger, zyklischer Beanspruchung – experimentelle und numerische Untersuchungen, Diss., Institut für Stahlbau, TU Braunschweig
- [12] Kuhlmann, U.; et. al. 2005: Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit von geschweißten höherfesten Baustählen durch Anwendung von Nachbehandlungsverfahren, Stahlbau, Band 74, Heft 5, Ernst & Sohn-Verlag
- [13] Radaj, D.; Sonsino, C.M.;Fricke, W. 2006: Fatigue assessment of welded joints by local approaches, Second edition, Woodhead Publishing Limited and CRC Press LLC
- [14] Radaj, D.; Sonsino, C.M. 2000: Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen nach lokalen Konzepten, Fachbuchreihe Schweißtechnik, Band 142, DVS-Verlag