

**Die Rissentstehung in statisch beanspruchten
Stahlkonstruktionen unter Berücksichtigung von Schweißeigenstressen**

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

DOKTOR-INGENIEURS

von der Fakultät für

Bauingenieur-, Geo- und Umweltwissenschaften
der Universität Fridericiana zu Karlsruhe (TH)

genehmigte

DISSERTATION

von

Dipl.-Ing. Michael Volz

aus Sindelfingen

Tag der mündlichen Prüfung: 14.01.2009

Hauptreferent: Prof. Dr.-Ing. Helmut Saal

Korreferent: Prof. Dr.-Ing. Timm Seeger

Karlsruhe (2009)

Kurzfassung

Die modernen Regelungen zur Vermeidung von Sprödbruch wie DIN EN 1993-1-10 basieren auf der Bruchmechanik und gehen davon aus, dass in einer Stahlkonstruktion stets ein Riss bestimmter Größe vorhanden ist. Diese Voraussetzung widerspricht jedoch den normativen Regelungen für die Ausführung von Stahlbauten, die zum Beispiel in prEN 1090-2 festgelegt sind und einen makroskopisch erkennbaren Riss nicht zulassen. In dieser Arbeit wird die Rissentstehung infolge statischer Beanspruchung erklärt. Auf der Basis vorhandener Ansätze für die Reduzierung der Bruchdehnung für Stahl mit zunehmender Mehrachsigkeit wird eine Funktion vorgestellt, mit der die Bruchdehnung und damit auch die Rissentstehung infolge verschiedener Einflüsse und unter Berücksichtigung von Schweißeigenstressungen berechnet werden kann. Dazu wird zunächst an ungekerbten und gekerbten Zugversuchen eine allgemein gültige wahre Spannungs-Dehnungs-Beziehung durch FE-Berechnungen verifiziert und es wird der Einfluss der Mehrachsigkeit auf die Bruchdehnung untersucht. Für die numerische Berechnung von Schweißeigenstressungen wird ein Schweißsimulationsmakro erstellt, in dem temperaturabhängige Werkstoffkennwerte verwendet werden. Mit diesem Schweißsimulationsmakro werden Bauteilversuche in FE-Berechnungen unter Berücksichtigung wahrer Spannungs-Dehnungs-Beziehungen nachgerechnet und im Bruchzustand ausgewertet. Eine allgemein formulierte Funktion zur Bestimmung der Bruchdehnungen unter Berücksichtigung der Mehrachsigkeit und verschiedener Einflüsse wird mit den Ergebnissen der Versuche verglichen und an ihnen kalibriert. Ein Vergleich berechneter Bruchdehnungen für Grenzfälle der DASt-Richtlinie 009:2005 bestätigt die Qualität der ermittelten Rissentstehungsfunktion und zeigt, dass diese auch zur Bewertung der Sprödbruchsicherheit von Stahlkonstruktionen herangezogen werden kann. An einem geschweißten Stumpfstoß wird schließlich gezeigt, wie die Rissentstehungshypothese zur Bewertung der Sprödbruchsicherheit angewendet werden kann.

Abstract

The modern regulations to avoid brittle fracture like DIN EN 1993-1-10 base on fracture mechanics and originate that a crack of certain size always exists in a steel construction. These condition however contradict with the normative regulations for the execution of steel constructions which are for instance set in prEN 1090-2 which does not allow a macroscopic visible crack. In this work the crack-origin due to static stress will be explained. On the basis of existing basic approaches for the reduction of ultimate strain for steel with increasing multiaxiality a function will be introduced with which the ultimate strain and therefore the crack-origin due to different influences and under the consideration of residual welding stresses can be calculated. At first on notched and un-notched tensile tests a in general valid true stress-strain-relation through FE-calculations will be verified and the influence of multiaxiality will be examined. For the numerical calculation of residual welding stresses a welding simulation macro will be created in which temperature dependent material properties are used. With this welding simulation macro component tests in FE-calculations under consideration of true stress-strain-relations will be recalculated and will be evaluated in the fracture state. A general formulated function for the determination of ultimate strain under the consideration of the multiaxiality and different influences will be compared to the results of the test and will be calibrated on them. A comparison of calculated ultimate strain for marginal cases of the DAST-guideline 009:2005 confirms the quality of the determined crack-origin function and shows that these also can be used for the evaluation of resistance to brittle fracture in steel constructions. On a welded butt joint it is finally shown how the crack-origin hypothesis can be used for the evaluation of resistance to brittle fracture.

Inhaltsverzeichnis

1. Einleitung	4
1.1 Problemstellung und Ziel der Arbeit	4
1.2 Gliederung der Arbeit	9
2. Einflüsse auf das Bruchverhalten der un- und niedrig legierten Stähle	10
2.1 Das Bruchverhalten metallischer Werkstoffe	10
2.2 Einflüsse auf die Zähigkeit einer Konstruktion	14
2.2.1 Einfluss der Zähigkeit des Gefüges	14
2.2.2 Einfluss der Temperatur	14
2.2.3 Einfluss des Spannungszustandes	15
2.2.3.1 Allgemeines	15
2.2.3.2 Spannungsniveau	15
2.2.3.3 Mehrachsigkeit	16
2.2.3.4 (Schweiß-) Eigenspannungen	24
2.2.4 Beanspruchungsgeschwindigkeit, Wasserstoff, Zinküberzüge	26
3. Kerbzugversuche mit vergleichenden Finite Element Berechnungen	27
3.1 Allgemeines	27
3.2 Wahre Spannungs-Dehnungs-Beziehung	30
3.3 Ergebnisse von Kerbschlagbiegeversuchen	32
3.4 Zugstäbe bei Raumtemperatur	33
3.4.1 Ungekerbter Zugstab bei Raumtemperatur	33
3.4.2 Gekerbte Zugstäbe bei Raumtemperatur	38
3.5 Zugversuche bei tiefen Temperaturen	44
4. Numerische Bestimmung von Schweiß eigenspannungen	45
4.1 Allgemeines	45
4.2 Berechnung des Temperaturfeldes	48
4.3 Berechnung des Spannungsfeldes	53
4.4 Temperaturabhängige Werkstoffkennwerte	53
4.4.1 Allgemeines	53
4.4.2 Thermodynamische Werkstoffkennwerte	54
4.4.2.1 Wärmeleitfähigkeit λ	54
4.4.2.2 Dichte ρ	55
4.4.2.3 Spezifische Wärmekapazität c , Enthalpie H	56

4.4.2.4 Wärmeübergangszahl α_k und Wärmeabstrahlungszahl α_s	59
4.4.3 Thermomechanische Werkstoffkennwerte	60
4.4.3.1 Wärmeausdehnungskoeffizient α_T	60
4.4.3.2 Querkontraktionszahl ν	61
4.4.3.3 Elastizitätsmodul E	61
4.4.3.4 Spannungs-Dehnungsbeziehungen	63
4.4.4 Zusammenstellung der Werkstoffkennwerte	67
4.5 Das Schweißsimulationsmakro SSM	68
4.5.1 Allgemeines	68
4.5.2 Voraussetzungen des Ansys-Modells	69
4.5.3 Die einzelnen Teile von SSM	70
4.6 Beispiele	73
4.6.1 Vorbemerkungen	73
4.6.2 WIG geschweißte Blindnähte	74
4.6.2.1 Modell	74
4.6.2.2 Berechnung des Temperaturfeldes	75
4.6.2.3 Berechnung des Eigenspannungsfeldes	78
4.6.3 MAG geschweißte Kehlnaht 1	80
4.6.3.1 Modell	80
4.6.3.2 Berechnung des Temperaturfeldes	81
4.6.4 MAG geschweißte Kehlnaht 2	85
4.6.4.1 Modell	85
4.6.4.2 Berechnung des Temperaturfeldes	85
4.6.4.3 Berechnung des Eigenspannungsfeldes	85
5. Bauteilversuche	88
5.1 In ausgeschnittene Knotenbleche eingesteckte Stäbe	88
5.1.1 Versuchsprogramm	88
5.1.2 Werkstoffkennwerte	91
5.1.3 Versuchsergebnisse	96
5.1.3.1 Allgemeines	96
5.1.3.2 Die Versuchsreihe V100	96
5.1.3.3 Versuchsreihe V200	97
5.1.3.4 Versuchsreihe V300	97
5.1.4 FE – Berechnungen	100

5.1.4.1 Allgemeines	100
5.1.4.2 Knotenblechform B	100
5.1.4.3 Knotenblechform A	103
5.2 Biegeversuche an Rundstäben großer Dicke mit angeschweißter Lasche	113
5.2.1 Versuchsprogramm	113
5.2.2 Werkstoffkennwerte	115
5.2.3 Versuchsergebnisse	117
5.2.4 Finite Element Berechnungen	122
5.2.4.1 Allgemeines	122
5.2.4.2 Berechnung der Schweißseigenspannungen	122
5.2.4.3 Berechnung der Beanspruchungen aus äußerer Last	127
6. Die Auswertung der Versuche und Finite Element Berechnungen	136
6.1 Die Grenzkurven	136
6.2 Auswertung der Kerbzugversuche	137
6.3 Auswertung aller Versuche	138
6.4 Vergleich mit den Grenzdicken der DASt-Richtlinie 009:2005	146
7. Quer zur Naht beanspruchte Stumpfnähte	148
8. Zusammenfassung und Ausblick	160
8.1 Zusammenfassung	160
8.2 Ausblick	160

1 Einleitung

1.1 Problemstellung und Ziel der Arbeit

Seit Eisenwerkstoffe verwendet werden, ist das richtige Verhältnis zwischen der erforderlichen Festigkeit und Härte auf der einen Seite und der ausreichenden Zähigkeit auf der anderen Seite ein zentrales Anliegen der Menschen, die sich mit diesem Werkstoff befassen. Ein Beispiel hierfür sind die Waffenschmiede, die es sich seit Anbeginn nicht erlauben konnten, dass ihre Waffen spröde versagten oder zu weich waren. Verschiedene Liedformen, z.B. [1], verbreiten die Sage von „Wieland dem Schmied“ (13. Jahrhundert), der das Schwert Mimung mit Gänsekot härtet. Es wird vermutet, dass der im Gänsekot enthaltene Stickstoff für die Zunahme der Härte sorgt. In [2] ist die Kunst des Schmiedens der Schwerter beschrieben. Auch dort wird auf die Bedeutung großer Härte bei ausreichender Zähigkeit hingewiesen. Für Stahlbaukonstruktionen hat man das zunächst verwendete spröde Gusseisen durch zäheres Schweißisen (Puddelstahl) ersetzt. Am Ende des 19. Jahrhunderts löste dann das Flusseisen das Schweißisen in der Verwendung langsam ab und die wissenschaftlichen Untersuchungen des Werkstoffes Stahl nahmen zu. Vergleichende Versuche in dieser Zeit führten beispielsweise zu der Erkenntnis, dass Flusseisen spröder als Schweißisen ist und somit empfindlicher auf Kerben und tiefe Temperaturen reagiert. Als Folge gab man Hinweise zur Vermeidung von Kerben und auch schon zu Nutzungseinschränkungen bei tiefen Temperaturen bei der Verwendung von Flusseisen [3]. Mit der Weiterentwicklung der Schweißtechnik und der sicheren Beherrschung des Schmelzschweißens auch an dicken Querschnitten unterschätzte man jedoch die zuvor gewonnenen Erkenntnisse, oder sie gerieten teilweise in Vergessenheit. Die Querschnitte wurden deutlich größer, bei geschweißten Eisenbahnbrücken waren bereits Flanschdicken bis 120 mm geplant, wie z.B. die Gurte der Hauptträger der Rügendammbrücke aus St37 [4]. Als Folge der geschweißten und größeren Querschnitte traten dann jedoch ab 1936 bei allen damals entwickelten Industrienationen spröde Brüche an geschweißten Stahlbaukonstruktionen auf. Alle bekannten Sprödbrüche der damaligen Zeit traten bei geringen betrieblichen Beanspruchungen, aber bei tiefen Temperaturen auf, so etwa die Sprödbrüche bei der Zoobrücke in Berlin (1936), der Rüdersdorfer Brücke (1938, -12°C), der Brücke über den Albert-Kanal bei Hasselt (1938, -20°C) oder die spektakulären Sprödbrüche der

Schenectady (1943, -5°C) und anderer T2- und Liberty-Schiffe der US-Navy [5]. Eine Erklärung der Brüche durch die bei Schadenseintritt vorhandenen Beanspruchungen war nicht möglich.

Die darauf einsetzende intensive Forschungstätigkeit, die in Deutschland vor allem von Georg Bierett, Kurt Klöppel und Karl Rühl vorangetrieben wurde, förderte sehr schnell das Verständnis für die Ursachen dieser unbekanntes und deshalb unerwarteten Schadensform. Bereits nach wenigen Jahren stellte Klöppel 1951 in [6] folgendes fest: „Aufgrund zahlreicher Versuche und Untersuchungen erkannte man bei der Analyse der Spröbruchbedingungen in kompakten Querschnitten geschweißter Konstruktionen schon damals die Hauptrolle der Eigenspannungen (Schrumpfspannungen), die in den Nahtzonen allseitige Zugspannungszustände erzeugen.“ Neben der Temperatur erkannte man also als zweite wichtige Einflussgröße den Spannungszustand.

Bei den Untersuchungen wurden die Stähle zur Differenzierung in verschiedene Gütegruppen unterteilt. Wegen seiner einfachen Versuchsdurchführung hat sich dafür der eigenspannungsfreie Kerbschlagbiegeversuch nach Charpy durchgesetzt. Um bei großen Querschnittsdicken die Wirkung von Eigenspannungen auf das Rissaufnahmevermögen zu beurteilen, entwickelte man zusätzlich den eigenspannungsbehafteten Aufschweißbiegeversuch. Die erhoffte eindeutige Zuordnung zwischen Kerbschlag- und Aufschweißbiegeversuch gelang bis heute noch nicht und ist wohl auch nicht möglich, wie *Rühl* in [7] bereits 1954 erkannte, und *Finger* in [8] bestätigte.

Die DAST-Richtlinie 009:1973, die in ähnlicher Fassung erstmalig 1957 mit den „vorläufigen Empfehlungen zur Wahl der Stahlgütegruppen für geschweißte Stahlbauten“ [9] vorlag, erfasst die zuvor genannten Einflüsse für ein sprödes Versagen. Die Frage der Schweiß eigenspannungen wird zusammen mit möglichen Spannungskonzentrationen über eine Klassifizierung verschiedener Konstruktionsdetails berücksichtigt. Die DAST-Richtlinie 009:1973 ließ schließlich Dicken bis $t = 75 \text{ mm}$ und Festigkeiten bis S355 zu.

Die seither stetig steigenden Anforderungen an Spannweite, Größe und Transparenz von Stahlbauten führen zu Konstruktionen mit immer weiter gespannten Tragstruktu-

ren. Zur Abtragung der dabei entstehenden sehr großen Schnittgrößen werden Querschnitte mit großer Dicke und/oder Stähle mit hoher Festigkeit erforderlich. Durch die Weiterentwicklung in der Technologie zur Herstellung von Stahlprodukten werden diese inzwischen zur Verfügung gestellt (Bilder 1.1 und 1.2). Gleichzeitig ist es den Stahlherstellern auch gelungen, die Zähigkeitseigenschaften der Stähle kontinuierlich zu verbessern (Bild 1.3).

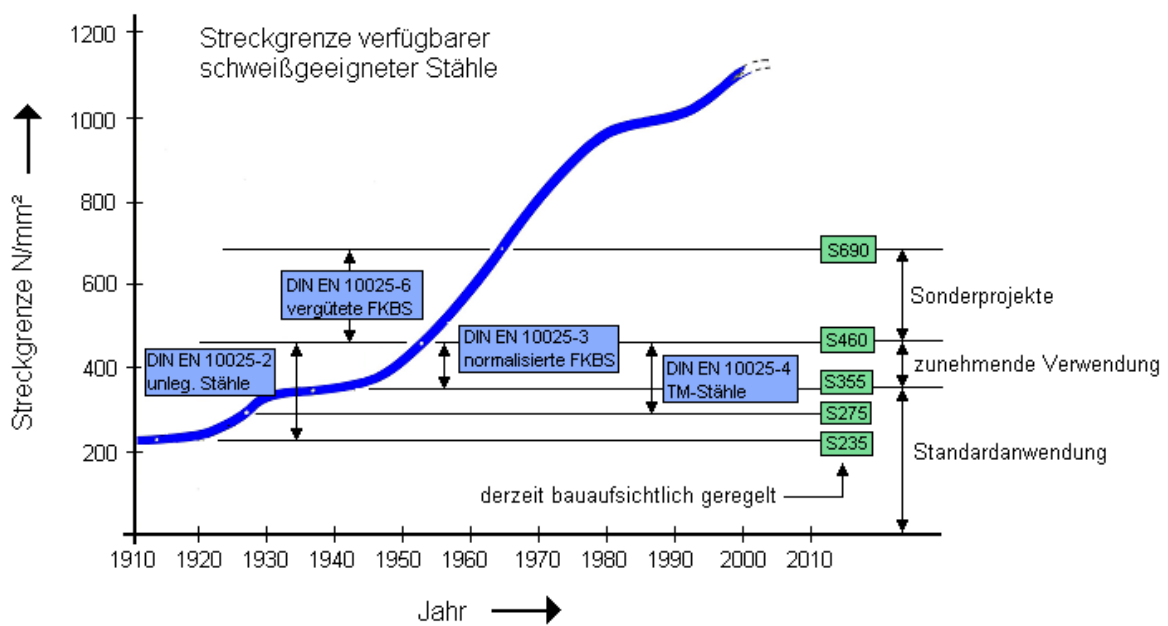


Bild 1.1 Zunahme der Streckgrenze im Laufe der Zeit

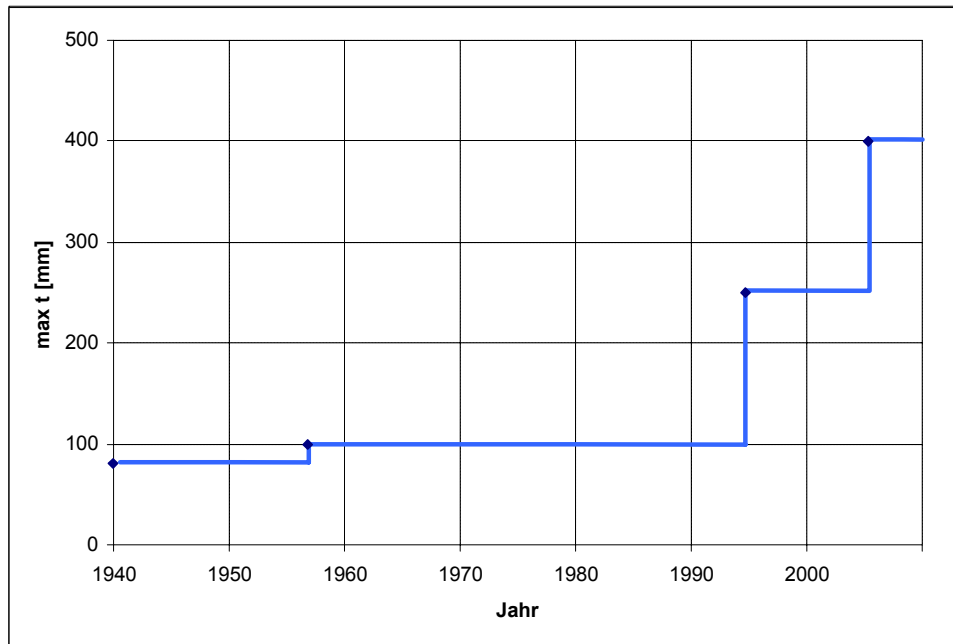


Bild 1.2 Zunahme der spezifizierten maximalen Dicken für Grobblech S235/S355

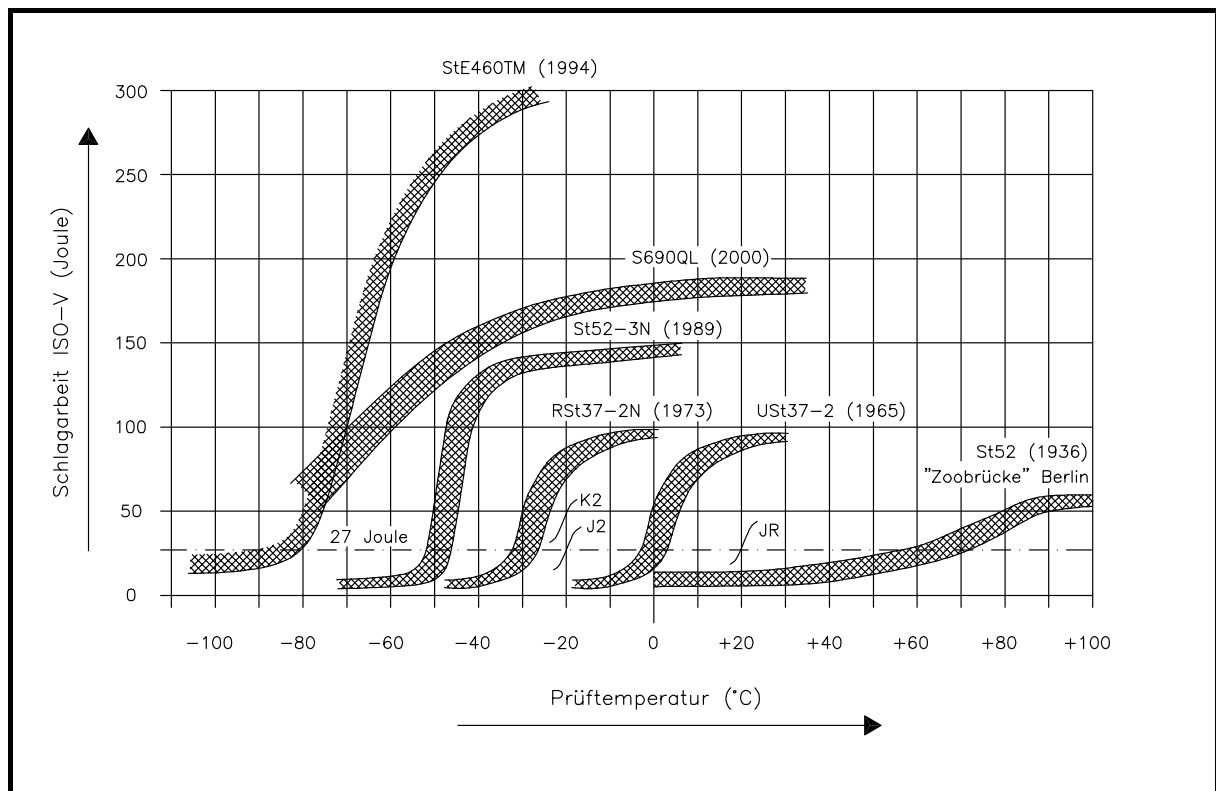


Bild 1.3 Typische Verläufe der Kerbschlagarbeiten in Abhängigkeit von der Temperatur für verschiedene Stähle [10]

Wegen der dann einfacheren Verwendung ist es erstrebenswert, die Regelungen zur Vermeidung von sprödem Versagen geschweißter Stahlbauten zu erweitern und den Werkstoff Stahl in deutlich größeren Querschnittsdicken und in höheren Festigkeiten in den baurechtlich verbindlichen Normen zuzulassen. Die fortschreitende Entwicklung in der Bruchmechanik wird bei dieser Erweiterung der baurechtlichen Regelungen ausgenutzt und ist bereits Grundlage der DAST-Richtlinie 009:2005. Diese berücksichtigt Dicken bis $t = 230$ mm einerseits und Festigkeitsklassen bis S690 andererseits. Der Einfluss der Eigenspannungen wird allerdings nur noch über pauschale Ansätze ohne Differenzierung der Konstruktion behandelt.

Eine Übersicht über die Entwicklung der Regelungen zur Sprödbrechtsicherheit im Stahlbau in Deutschland mit zahlreichen Schrifttumsangaben gibt [10]. Dort sind auch die Konzepte der beiden DAST-Richtlinien 009 von 1973 und 2005 ausführlich beschrieben und miteinander verglichen. In der Zusammenfassung von [10] wird zu der undifferenzierten Bewertung der konstruktiven Form in der DAST-Richtlinie 009:2005 folgendes festgestellt: „Dem könnte durch eine entsprechende Differenzierung begegnet werden, ohne dass die gewonnenen Vorteile verloren gingen.“ In [10] wird aber auch darauf verwiesen, dass für praktische Zwecke die Größenordnung und Mehrachsigkeit der Eigenspannungen aus dem Schweißen auch mit den heutigen Rechenmethoden nur abgeschätzt werden kann.

Da bei der Bruchmechanik nur der Rissfortschritt betrachtet wird, wurde auch bei der Erarbeitung der DAST-Richtlinie 009:2005 davon ausgegangen, dass in einer Stahlbaukonstruktion stets ein Riss bestimmter Größe vorhanden ist. Diese Voraussetzung widerspricht jedoch den normativen Regelungen für die Ausführung von Stahlbauten, die zum Beispiel in DIN 18800-7, DIN EN ISO 5817 oder auch prEN 1090-2 festgelegt sind und einen makroskopisch erkennbaren Riss nicht zulassen. Die Rissfreiheit von Stahlkonstruktionen kann über dies durch zerstörungsfreie Prüfungen (Ultraschall) nachgewiesen werden. Bei realitätsnaher Betrachtung kann also davon ausgegangen werden, dass eine Stahlbaukonstruktion im Allgemeinen nicht rissbehaftet ist. Ziel dieser Arbeit ist deshalb die Erklärung der Rissentstehung infolge statischer Beanspruchung, bei der mehrachsige Schweißeigenspannungen und weitere ungünstig wirkende Einflüsse berücksichtigt werden. Aufgrund der Vielfalt der Einflussgrößen werden in dieser Arbeit nur die im Bauwesen überwiegend eingesetzten un- und niedriglegierten Baustähle S235 bis S355 betrachtet.

1.2 Gliederung der Arbeit

Das Ziel der Arbeit soll durch die folgenden Untersuchungen erreicht werden.

Kapitel 2

Bruchverhalten und Versagenshypothesen der metallischen Werkstoffe werden betrachtet.

Kapitel 3

Für gekerbte und ungekerbte Rundstäbe wird die wahre Spannungs-Dehnungs-Beziehung durch Versuche und FE-Berechnungen bis zum Bruch verifiziert.

Kapitel 4

Zur näherungsweisen Ermittlung der Eigenspannungen aus dem Schweißen wird ein Makro für das FE-Programm Ansys entwickelt.

Kapitel 5

An Bauteilversuchen wird mit vergleichenden FE-Berechnungen unter Berücksichtigung der Schweiß eigenspannungen der Spannungs- und Dehnungszustand zum Zeitpunkt des Bruches bestimmt.

Kapitel 6

Eine allgemein formulierte Hypothese der Rissentstehung wird mit den Ergebnissen der Versuche und der FE-Berechnungen quantitativ dargestellt und ausgewertet.

Kapitel 7

Es werden quer zur Naht beanspruchte Stumpfnähte berechnet und beurteilt, um den Einfluss von quer zur Naht beanspruchten Bauteilen abzuschätzen.

Kapitel 8

Die Ergebnisse der Arbeit werden zusammengefasst. In einem Ausblick werden die derzeitigen Grenzen und die Möglichkeiten für eine Weiterentwicklung des Verfahrens geschildert.

2 Einflüsse auf das Bruchverhalten der un- und niedriglegierten Stähle

2.1 Das Bruchverhalten metallischer Werkstoffe

Das Bruchverhalten metallischer Werkstoffe kann man in die Brucharten Trennbruch und Gleitbruch unterteilen.

Der Trennbruch erfolgt durch Überschreiten der Trennfestigkeit (Spaltbruchspannung), die sich aus den atomaren Bindungskräften des metallischen Atomgitters ergibt. Durch einen Trennbruch entstandene Bruchflächen sind körnig und besitzen einen kristallinen Glanz (Bild 2.1). Unter dem Rasterelektronenmikroskop erkennt man eine glatte Bruchfläche (Bild 2.2). Trennbrüche verlaufen in der Regel rechtwinklig zur Hauptzugspannung [11]. Die theoretische Spaltbruchspannung von Metallen mit kubisch raumzentriertem Gitter kann durch atomphysikalische Überlegungen theoretisch hergeleitet werden. Sie beträgt für unlegierten Stahl [11], [12]

$$\sigma_{\text{th}} = \frac{E}{8} = 26500 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad (2.1)$$

und ist damit etwa um einen Faktor 10 größer als gemessene Werte für die Trennbruchfestigkeit. Dieser gewaltige Unterschied ergibt sich aus der Tatsache, dass in technisch genutzten Metallen immer Gitterfehlstellen und Mikrorisse vorhanden sind, die einen vorzeitigen Trennbruch auslösen [12]. Die Rissfortschrittgeschwindigkeit bei einem Trennbruch ist sehr groß, der Bruch tritt schlagartig ein.

Der Gleitbruch hingegen kündigt sich durch das Gleitungsfließen an, das eine Folge des Abgleitens benachbarter Atomebenen ist. Das Abgleiten wird durch Fehlstellen im Kristallgitter ausgelöst. Die Bruchfläche des Gleitbruches ist unter 45° zur Richtung der Hauptzugspannung geneigt und hat ein sehniges, mattes Aussehen [11] (Bild 2.3). Unter dem Rasterelektronenmikroskop erkennt man eine wabenförmige Struktur (Bild 2.4). Die Rissfortschrittgeschwindigkeit bei einem Gleitbruch ist so langsam, dass der Ablauf mit bloßem Auge verfolgt werden kann.

Bei den technisch genutzten Metallen tritt bei üblichen Umgebungsbedingungen in der Regel eine Mischung aus Gleit- und Trennbruch auf. Die in dieser Arbeit untersuchten Baustähle S235 bis S355 beispielsweise zeigen dann eine große Plastizierfähigkeit (benachbarte Atomebenen können abgleiten) und versagen dementsprechend nach einem in der Regel mit großen Verformungen verbundenem Gleitungsfließen. Dieses Gleitungsfließen bildet den Ausgangspunkt des Versagens, nach genügender Plastizierung stellt sich in der Mitte des Werkstückes ein mehr oder weniger ausgeprägter Trennbruch, zur Oberfläche hin ein Gleitbruch ein.

Im konstruktiven Ingenieurbau nutzt man bei der rechnerischen Auslegung vieler Bauteile aus Stahl unbewusst oder bewusst dessen plastische Verformbarkeit. Unter bestimmten Bedingungen kann es allerdings zum vollständigen Verlust der plastischen Verformbarkeit kommen. Wird das Abgleiten benachbarter Atomebenen verzögert oder verhindert, so setzt das Fließen im Werkstoff erst bei höheren Spannungen ein, und die Bruchart geht vom Gleitbruch zum Trennbruch über.

Im Allgemeinen erfolgt ein sprödes Versagen durch einen Trennbruch und ein zähes Versagen durch einen Gleitbruch oder wenigstens eine Mischform dieser beiden Brucharten.



Bild 2.1 Makroskopisches Bruchbild eines Trennbruches

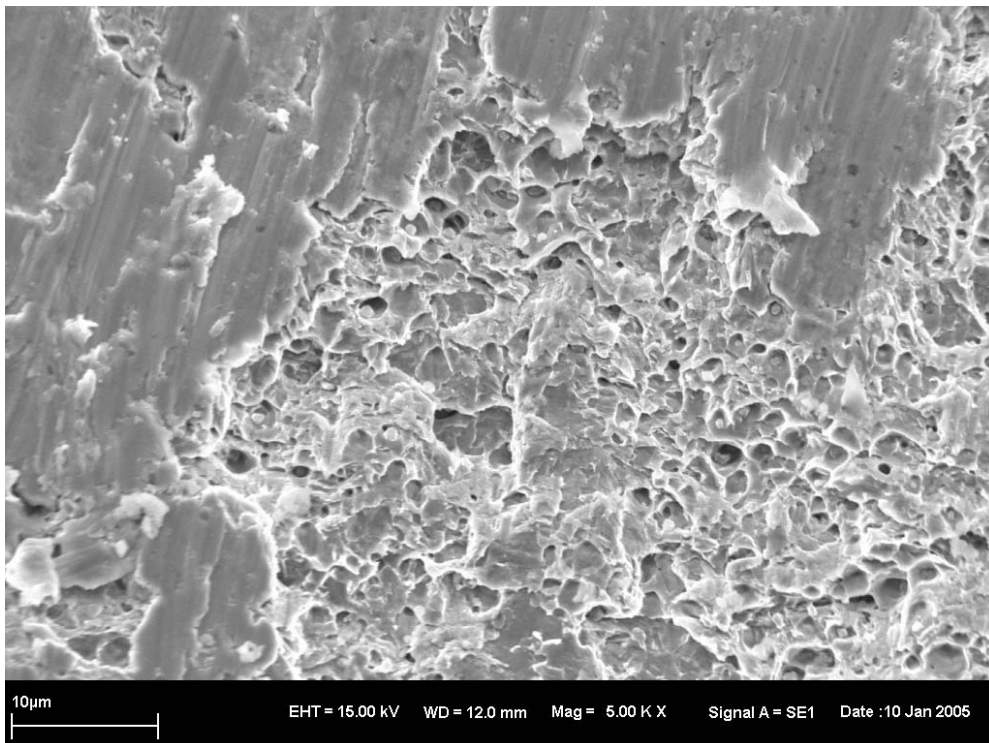


Bild 2.2 Bruchbild eines Trennbruches (Gleitbruchanteile sind ebenfalls vorhanden), aufgenommen unter dem Rasterelektronenmikroskop mit 15.000-facher Vergrößerung



Bild 2.3 Makroskopisches Bruchbild eines Gleitbruches

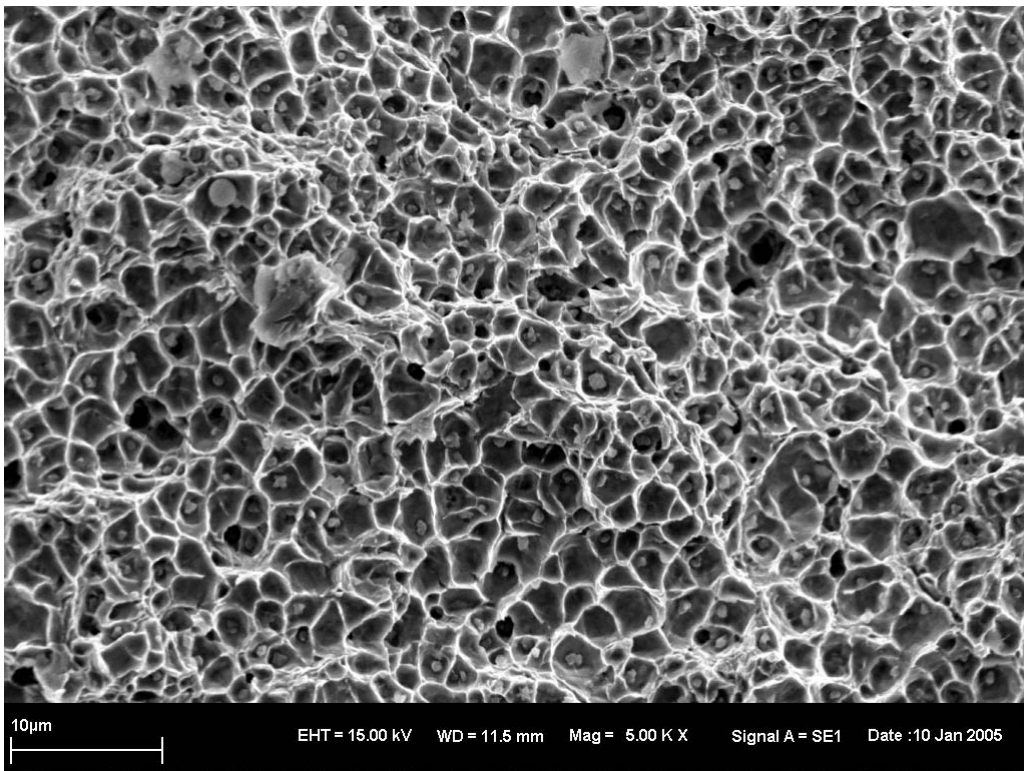


Bild 2.4 Bruchbild eines Gleitbruches, aufgenommen unter dem Rasterelektronenmikroskop mit 15.000-facher Vergrößerung

2.2 Einflüsse auf die Zähigkeit eines Bauteils

2.2.1 Einfluss der Zähigkeit des Gefüges

Stahlwerkstoffe werden neben der Festigkeit und der chemischen Zusammensetzung auch nach der Zähigkeit des Gefüges unterteilt. Für diese ist bei den modernen Stählen außer der chemischen Zusammensetzung (z.B. niedriger C-Gehalt, keine Verunreinigungen von P, S, Zugabe von Feinkornbildnern Al, Nb, Ti, V) vor allem die Ausbildung des Werkstoffgefüges (z.B. Homogenität, Isotropie, Korngröße, Art, Größe und Verteilung von Ausscheidungen, Martensitbildung) entscheidend. Ein weltweit standardisierter und gebräuchlicher, einfacher Versuch für eine Quantifizierung der Zähigkeit des Gefüges und damit zur Differenzierung verschiedener Stahlgütegruppen ist der Kerbschlagbiegeversuch nach Charpy. Für verschiedene Stahlgüten ist die Übergangstemperatur von der Hochlage zur Tieflage unterschiedlich, und auch das Niveau der Hochlage kann sich deutlich unterscheiden (Bild 1.3). Mit den *DAST-Richtlinien 009* von 1973 und 2005 sind Möglichkeiten gegeben, die Ergebnisse von Kerbschlagbiegeversuchen für reale Bauteilsituationen zu nutzen.

2.2.2 Einfluss der Temperatur

Der beim Kerbschlagbiegeversuch quantifizierte Übergang zu geringen Zähigkeiten bei tiefen Temperaturen entspricht dem in Schadensfällen erfahrenen und in Bauteilversuchen beobachteten Versagen. Dies bedeutet, dass der in den Bemessungsvorschriften für Stahlbau unterstellte Abbau von Spannungsspitzen durch Plastizieren mit abnehmender Temperatur zurückgeht, bis er schließlich nicht mehr möglich ist. Die ausgezogene Linie in Bild 2.5 zeigt, wie die Streckgrenze mit abnehmender Temperatur ansteigt, bis sie schließlich die Spaltbruchspannung erreicht.

Die Übergangstemperatur T_0 für ein Bauteil hängt stark vom jeweiligen Beanspruchungszustand ab. Dieser bleibt bei den modernen Konzepten zur Vermeidung von Sprödbruch, die alleine die Temperaturversprödung und die Bauteildicke als Parameter betrachten, unberücksichtigt. So basiert die *DAST-Richtlinie 009:2005* auf einem Temperaturkonzept, indem eine auf ein Bauteil einwirkende Temperatur einer

Temperaturbeanspruchbarkeit gegenübergestellt wird [13]. Diese Berechnungsvorschrift wurde auch nach DIN EN 1993-1-10 übertragen [14].

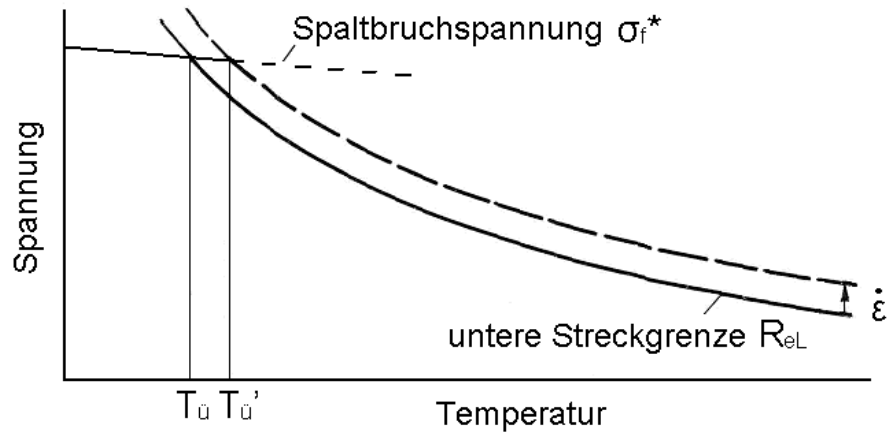


Bild 2.5 Einfluss der Temperatur auf Streckgrenze und Spaltbruchspannung (aus [12])

2.2.3 Einfluss des Spannungszustandes

2.2.3.1 Allgemeines

Neben der Temperatur ist der Spannungszustand im Werkstoff von großer Bedeutung für das Bruchverhalten von un- und niedrig legierten Stählen. Dabei ist außer dem Spannungsniveau vor allem die Mehrachsigkeit des Spannungszustandes wichtig.

2.2.3.2 Spannungsniveau

Mit zunehmendem Spannungsniveau – beispielsweise der Größe der ersten Hauptspannung – nimmt auch die dem Werkstoff zugeführte Energie zu. Daraus ergibt sich bei gleichem Werkstoff für zunehmende Werkstofffestigkeit unmittelbar die erhöhte Gefahr eines spröden Versagens.

2.2.3.3 Mehrachsigkeit

Für den Werkstoff Stahl hat sich die Festigkeitshypothese von Huber-Mises-Hencky (Konstanz der Gestaltänderungsenergiedichte) als zutreffendste der vielen bekannten Hypothesen zur Vorhersage des Fließens des Werkstoffes erwiesen. Sie besagt, dass Fließen dann einsetzt, wenn die aus der Konstanz der Gestaltänderungsenergiedichte hergeleitete Vergleichsspannung σ_v die im Zugversuch ermittelte einachsige Fließspannung σ_f erreicht.

$$\begin{aligned}\sigma_v &= \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - \sigma_x \cdot \sigma_y - \sigma_x \cdot \sigma_z - \sigma_y \cdot \sigma_z + 3 \cdot (\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2)} \\ &= \sqrt{\frac{1}{2} \cdot [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (2.2a) \\ &= \sqrt{\frac{1}{2} \cdot [(1 - k_2)^2 + (k_2 - k_3)^2 + (k_3 - 1)^2]} \cdot \sigma_1 = \sigma_f\end{aligned}$$

$$k_2 = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = \alpha = m \quad (2.2b)$$

$$k_3 = \frac{\sigma_3}{\sigma_1} = \beta = n \quad (2.2c)$$

Mit zunehmender Mehrachsigkeit des Spannungszustandes – unter Mehrachsigkeit wird in dieser Arbeit immer ein allseitiger Zugspannungszustand verstanden – setzt Fließen nach dieser Hypothese bei größeren Werten der Spannungskomponenten ein, was zu einer verminderten Verformung führt. In [15] wird festgestellt, dass für sprödes Versagen die Normalspannungshypothese zutreffender erscheint.

Valtinat hat in [16] ein Kriterium zur Erfassung der Spannungsversprödung von Werkstoffen vorgestellt, indem er ähnlich wie in der Festigkeitshypothese von Huber-Mises-Hencky den Spannungszustand in Kugeltensor und Deviator aufteilt (Gleichung 2.3). Die bei einem räumlichen Spannungszustand vorhandene Formänderungsenergiedichte A wird durch die beiden Anteile Volumenänderungsenergiedichte A_v und Gestaltänderungsenergiedichte A_G beschrieben. A_v ist dabei eine Funktion des Kugeltensors und A_G eine Funktion des Deviators des räumlichen Spannungszustandes (Gleichungen 2.4 bis 2.6). Über die Energieverteilungskenn-

zahl Φ , die durch das Verhältnis von Volumenänderungsenergiedichte A_V zu Gestaltänderungsenergiedichte A_G definiert ist (Gleichungen 2.7 und 2.8), kann eine Aussage zu der Art des zu erwartenden Bruches gemacht werden. Mit zunehmenden Werten von Φ bewegt man sich vom Gleitbruch zum Trennbruch, bis schließlich ein kritischer Wert Φ_{krit} erreicht ist, oberhalb dessen ein Trennbruch zu erwarten ist. In Bild 2.6 ist dieser funktionale Zusammenhang grafisch aufgetragen. Der Ansatz erfasst den Sachverhalt, dass bei sprödem Versagen die Normalspannungshypothese und bei zähem Versagen die Huber-Mises-Hencky-Hypothese zutreffender ist.

Spannungstensor = Kugeltensor + Deviator

$$\begin{pmatrix} \sigma_1 & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_2 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_3 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sigma_m & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_m \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \sigma_1 - \sigma_m & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_2 - \sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_3 - \sigma_m \end{pmatrix} \quad (2.3)$$

$$\text{mit } \sigma_m = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad (2.3a)$$

$$A = A_V + A_G \quad (2.4)$$

$$\text{mit } A_V = \frac{1 - 2 \cdot \mu}{6 \cdot E} \cdot (3 \cdot \sigma_m)^2 \quad (2.5)$$

$$\text{und } A_G = -\frac{1 + \mu}{E} \cdot \left(\sigma_1 \cdot \sigma_2 + \sigma_1 \cdot \sigma_3 + \sigma_2 \cdot \sigma_3 - \frac{1}{3} \cdot (3 \cdot \sigma_m)^2 \right) \quad (2.6)$$

$$\bar{\Phi} = \frac{A_V}{A_G} \quad (2.7)$$

$$\Phi = \frac{(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)^2}{(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)^2 - 3 \cdot (\sigma_1 \cdot \sigma_2 + \sigma_2 \cdot \sigma_3 + \sigma_3 \cdot \sigma_1)} = \frac{2 \cdot (1 + \nu)}{1 - 2 \cdot \nu} \cdot \bar{\Phi} \quad (2.8)$$

$$\text{mit } \nu = 0,3 \text{ (elastische Querdehnungszahl)} \quad (2.8a)$$

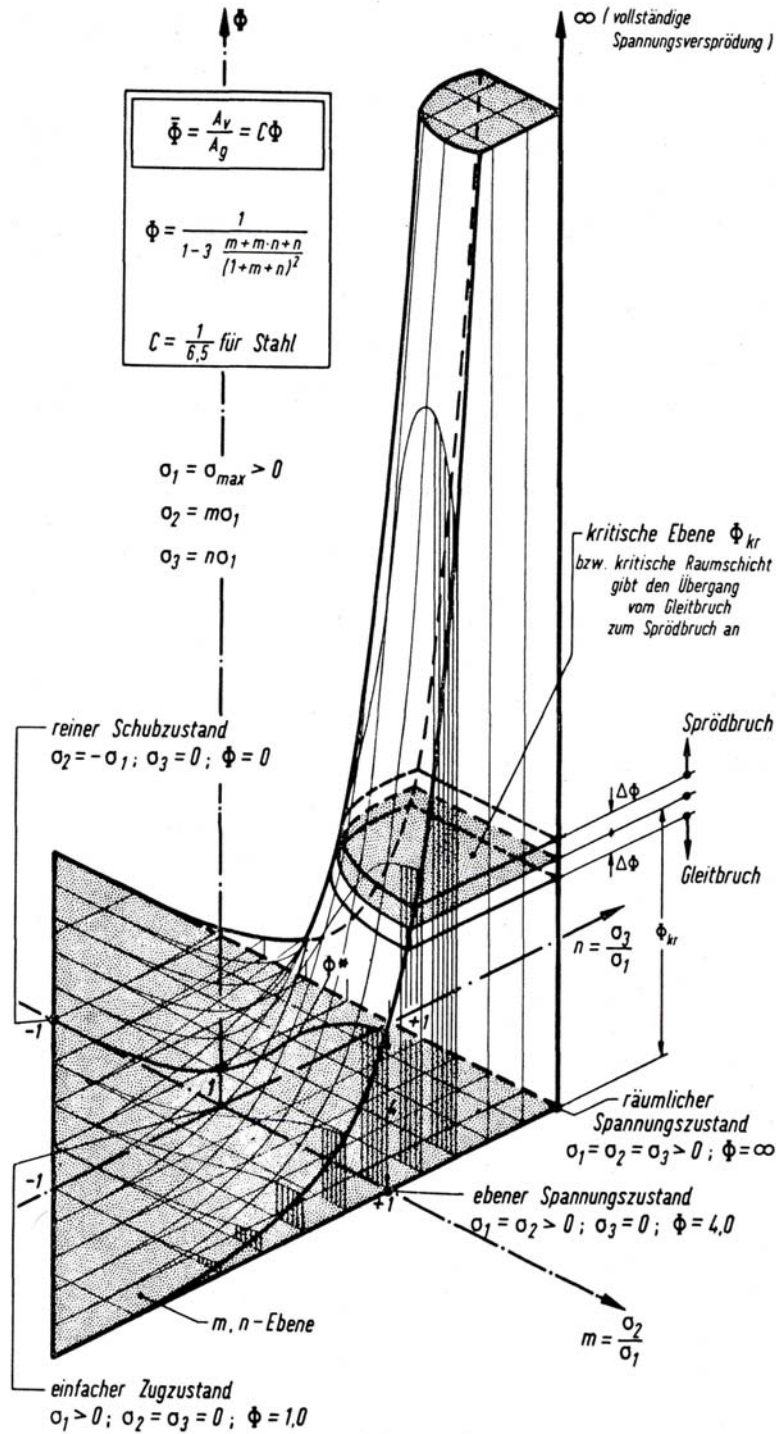


Bild 2.6 Energieverteilungskennzahl Φ als Kriterium zur Erfassung der Spannungsversprödung (aus [16])

Rühl hat in [7] bereits in ähnlicher Form die versprödende Wirkung der Mehrachsigkeit auf das Bruchverhalten quantitativ bewertet, indem er die durch die Mehrachsigkeit anwachsende Fließspannung σ_f mit der technischen Trennfestigkeit σ_{max} vergleicht (Bild 2.7). Aus dieser teils theoretischen (Bestimmung der Fließspannung),

teils empirischen Lösung (Bestimmung der Trennfestigkeit) ermittelt Rühl dann mit Hilfe von Fließkurven das Verhältnis maximal ertragbarer Dehnungen unter mehrachsiger Beanspruchung ε_{ba} zu maximal ertragbaren Dehnungen unter einachsiger Beanspruchung ε_{b0} (Bild 2.8). Dieses von Rühl beschriebene Verhältnis

$$\mu = \frac{\varepsilon_{ba}}{\varepsilon_{b0}} \quad (2.9)$$

ist somit ein Maß für die Versprödung des Werkstoffes Stahl unter mehrachsiger Beanspruchung.

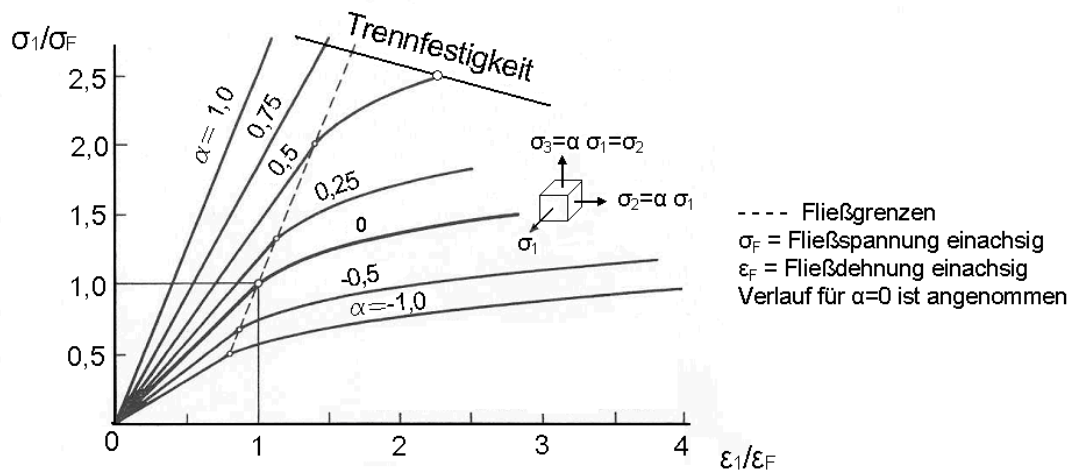


Bild 2.7 σ - ε -Diagramme für verschiedene Mehrachsigkeiten mit qualitativer Trennfestigkeit [7]

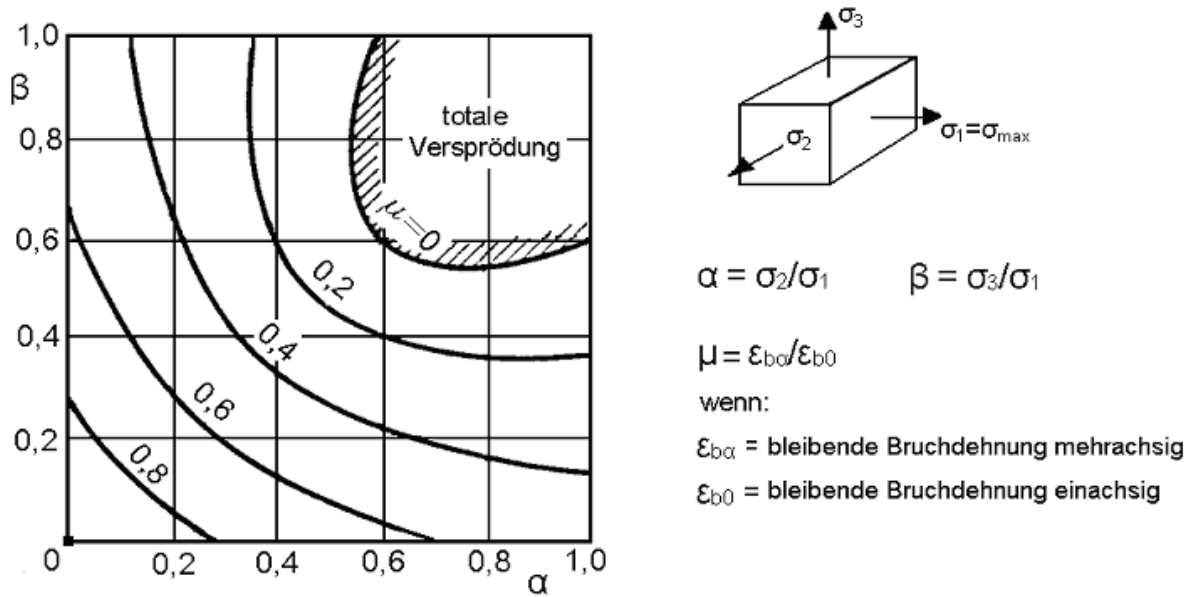


Bild 2.8 Einfluss der Mehrachsigkeit auf die Versprödung nach [7]

Im Bild 2.9 ist diese Abhängigkeit der Versprödung μ von der durch das Verhältnis von erster Hauptspannung σ_1 zur Vergleichsspannung σ_v beschriebenen Mehrachsigkeit

$$M_1 = \sigma_v / \sigma_1 = \sqrt{\frac{(1 - k_2)^2 + (k_2 - k_3)^2 + (k_3 - 1)^2}{2}} = \sqrt{\frac{(1 - \alpha)^2 + (\alpha - \beta)^2 + (\beta - 1)^2}{2}} \quad (2.10)$$

dargestellt. Mit dieser modifizierten Darstellung erhalte ich eine lineare Beziehung zwischen μ und M_1 . Die Randbedingungen für die Gerade lauten: $\mu = 0$ für $\alpha = \beta = 0,6$ und $\mu = 1,0$ für $\alpha = \beta = 0$ mit $\alpha = k_1$ und $\beta = k_2$. Damit ergibt sich die in Bild 2.9 dargestellte Gerade

$$\mu = K \cdot (M_1 - 1) + 1 \quad (2.11)$$

mit der Steigung $K = 10/6 = 5/3$, die im Wesentlichen der Kurvenschar im Bild 2.8 entspricht.

Die ungünstige Definition kleinerer Zahlengrößen μ und M_1 bei zunehmender Versprödung und Mehrachsigkeit kann durch folgende Definitionen umgangen werden.

Versprödung: $V = 1 - \mu$ (2.12)

Mehrachsigkeit: $M^* = 1 - M_1 = 1 - \sigma_V / \sigma_1$ (2.13)

Die Versprödung V ergibt sich dann durch eine sehr einfache lineare Abhängigkeit von der Mehrachsigkeit M^* , mit

$V = K \cdot M^*$. (2.14)

In Bild 2.10 ist die Versprödung V sowie die sich aus ihr ergebende bezogene Bruchdehnung $\frac{\epsilon_{b,a}}{\epsilon_{b,0}} = \mu = 1 - V$ in Abhängigkeit von der Mehrachsigkeit M^* für $K = 5/3$ aufgetragen.

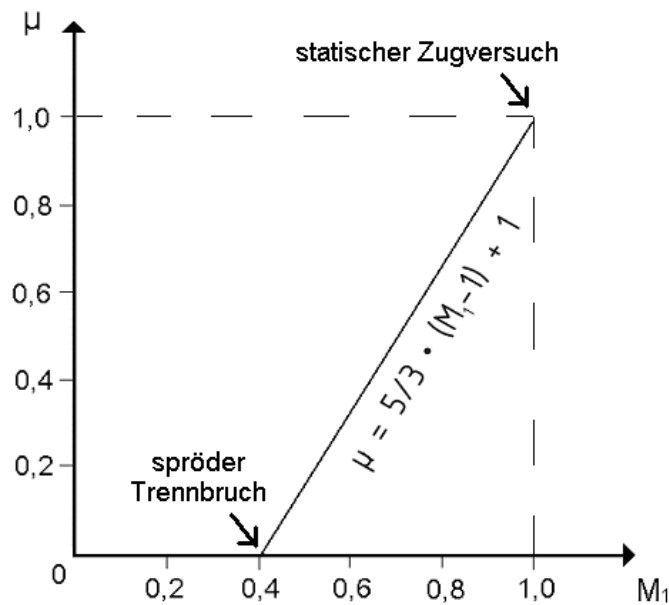


Bild 2.9 Einfluss der Mehrachsigkeit $M_1 = \sigma_V / \sigma_1$ auf die Versprödung μ

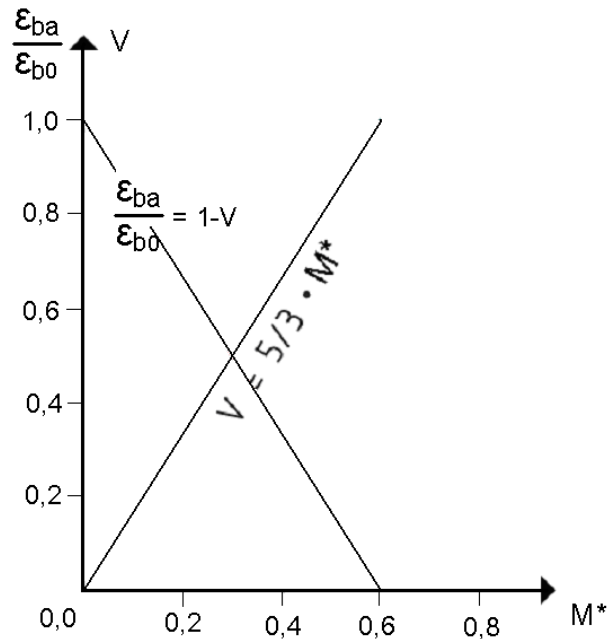


Bild 2.10 Einfluss der Mehrachsigkeit $M^* = 1 - \sigma_v / \sigma_1$ auf die Versprödung V bzw. die Bruchdehnung ε_{ba} (vgl. Bild 2.8)

Im Gegensatz zu der Darstellung von Valtinat geht bei dieser von Rühl abgeleiteten Darstellung der Versprödung der Zusammenhang zwischen Kugeltensor (Einflussgröße σ_m für den Trennbruch) und Deviator (Einflussgröße σ_v für den Gleitbruch) verloren. Es gibt jedoch ähnliche Ansätze für die Abnahme der Dehnung mit zunehmender Mehrachsigkeit des Spannungszustandes (SMCS – Stress Modified Critical Strain), bei denen die Mehrachsigkeit über das Verhältnis von Mittelspannung σ_m zu Vergleichsspannung σ_v definiert ist:

$$\varepsilon_{\text{crit}} = \text{SMCS} = A \cdot e^{-B \cdot M} \quad (2.15)$$

mit $M = \sigma_m / \sigma_v$ (2.16)

Hancock und Brown beispielsweise geben für Gleichung 2.15 in [18] für den Werkstoff Stahl den Wert $B = 1,5$ an. Bei einer angenommenen wahren Bruchdehnung von 100% im einachsigen Zugspannungszustand ergibt sich mit der Mehrachsigkeit $M = 0,33$ für den Parameter A der Wert 1,67. In Bild 2.11 ist die Abhängigkeit der kritischen Dehnung von der Mehrachsigkeit mit diesen beiden Werten für A und B aufgetragen. In [19] sind ähnliche Angaben enthalten.

Für den von Rühl angegebenen Spannungszustand bei vollkommener Versprödung ($\alpha = \beta = 0,6$, Bild 2.8) erhält man aus Bild 2.6 mit $n = m = 0,6$ die Energieverteilungskennzahl $\Phi = 30,25$ und mit den Gleichungen 2.13 und 2.16 die Mehrachsigkeiten $M^* = 0,6$ und $M = 1,83$.

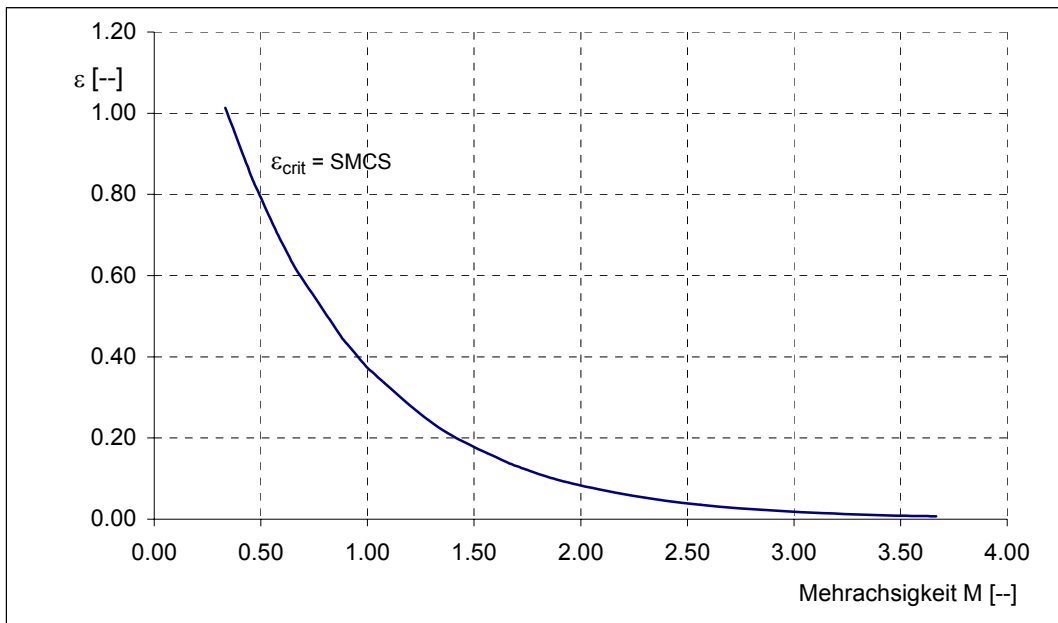


Bild 2.11 Einfluss der Mehrachsigkeit M auf die Bruchdehnung ε (SMCS)

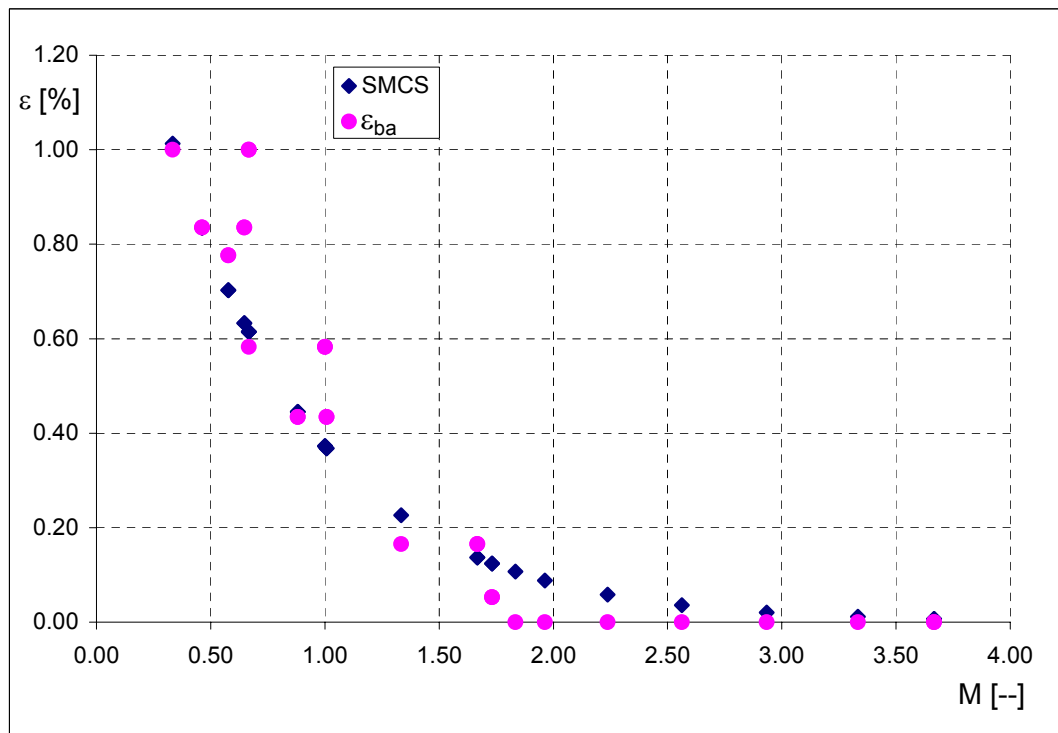


Bild 2.12 Vergleich von SMCS und ε_{ba} (mit $\varepsilon_{b0} = 1,0$) bei Auftragung über M

Die Formeln nach Valtinat veranschaulichen die Unterscheidung in Trenn- und Gleitbruch, für eine quantitative Bewertung der Plastizierfähigkeit vor der Rissentstehung sind sie jedoch weniger geeignet. Da die Angaben von Rühl mit denen von Gleichung 2.15 weitgehend übereinstimmen (Bild 2.12), und die Auftragung der Bruchdehnungen über der Mehrachsigkeit gemäß Gleichung 2.15 einige Vorteile für die Untersuchungen in dieser Arbeit hat, wird im Folgenden die Abhängigkeit der Bruchdehnungen vom Spannungszustand mit der Gleichung 2.15 beschrieben.

2.2.3.4 (Schweiß-) Eigenspannungen

Die exakten Eigenspannungen sind im atomaren Bereich veränderlich. Diese exakten Eigenspannungen bezeichnet man als Eigenspannungen dritter Art. Der Mittelwert der atomaren Eigenspannungen über einzelne Kristallite bestimmt die Eigenspannungen zweiter Art, sie werden wegen der Größenordnung des Bereichs von etwa 0,1 mm für die Mittelwertbildung auch Mikro eigenspannungen genannt. Über mehrere Kristallite gemittelte Eigenspannungen schließlich sind die Eigenspannungen erster Art (Makro eigenspannungen, Größenordnung des Bereichs für die Mittelwertbildung 1 mm). Diese makroskopischen Eigenspannungen erster Art sind zumindest näherungsweise mess- und berechenbar und werden in dieser Arbeit deshalb auch ausschließlich betrachtet, zumal in der Strukturmechanik die makroskopische Betrachtungsweise von Vorgängen jeglicher Art die übliche und durchaus sehr bewährte Vorgehensweise ist. In Bild 2.13 sind die verschiedenen Eigenspannungsarten grafisch dargestellt.

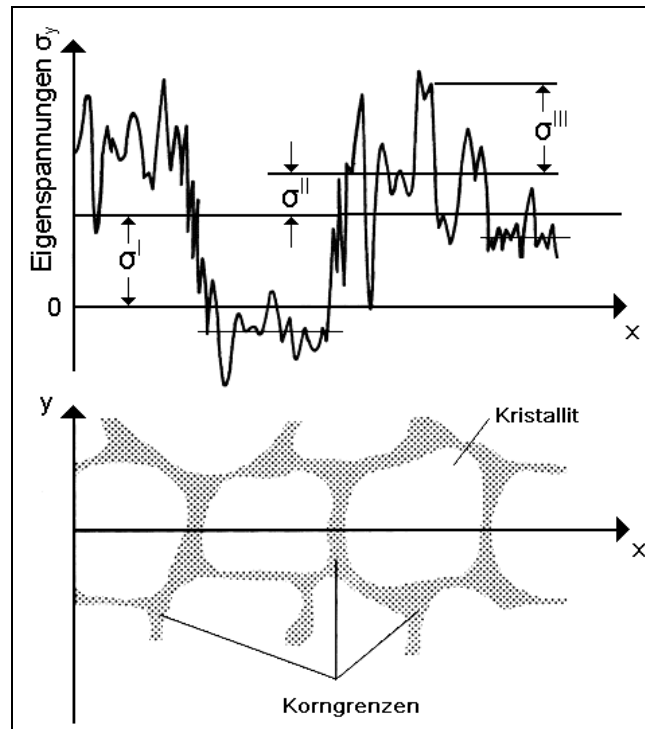


Bild 2.13 Eigenspannungen erster, zweiter und dritter Art (aus [21])

Eigenspannungen entstehen aufgrund unterschiedlichen Verformungsverhaltens benachbarter Querschnittsteile bei gleicher Laststufe. Diese allgemein formulierte Ursache kann in die 3 Gruppen Plastizierungen (z.B. plastische Verformungen, Kaltverfestigung), temperaturabhängige Steifigkeiten (z.B. behinderte Schrumpfungen, Zwängungen beim Erhitzen und Abkühlen) und Gefügewandlungen unterteilt werden, wobei es sich dabei stets um lokal veränderliche Zustände handeln muss. Besondere Bedeutung bei der Entstehung mehrachsiger Spannungszustände haben die Schweißspannungen. Durch die komplizierten Vorgänge beim Erwärmen und Abkühlen während des Schweißprozesses entstehen in geschweißten Bauteilen immer Eigenspannungen, die zumeist mehrachsig und von beträchtlicher Größe sind. Klöppel leitet in [6] aus theoretischen Überlegungen Werte von etwa 2500 N/mm^2 ab, also ungefähr der 7-fachen Streckgrenze eines S355! Diese Werte liegen bereits in der Größenordnung experimentell bestimmter Trennbruchfestigkeiten [12]. Die tatsächliche Größe und die Mehrachsigkeit kann aber nur für einige wenige und einfache Sonderfälle funktionalanalytisch hergeleitet werden. Dies liegt zum Einen an den komplexen Vorgängen bei der Wärmeeinbringung und zum Anderen an den (selbst bei Einführung vieler Vereinfachungen) mathematisch äußerst schwierig zu lösenden Differentialgleichungen der Wärmeleitung. Auch sind die Kenntnisse des Werkstoffverhaltens bei diesen sehr hohen Temperaturen sehr gering. Da aufgrund von

Schweißeigenspannungen aber ein allseitiger Zugspannungszustand entstehen kann, der wiederum einen großen Einfluss auf die Versprödung von un- und niedrig legierten Stählen hat (vgl. z.B. Bild 2.11), ist es zur Vorhersage der Versagensart der Bauteile äußerst wichtig, Schweißeigenspannungsfelder zumindest näherungsweise zu kennen.

2.2.4 Beanspruchungsgeschwindigkeit, Wasserstoff, Zinküberzüge

Die Einflüsse „schlagartige Beanspruchung“, „Wasserstoffversprödung“, „Kaltverformung“ und Versprödung durch Kontakt mit flüssigem Metall (z. B. Feuerverzinken) werden in dieser Arbeit nicht untersucht. Es wird angenommen, dass die Beanspruchungsgeschwindigkeit quasistatisch ist, dass die Wasserstoffversprödung durch fachgerechte Verarbeitung verhindert wird und dass die Bauteile nicht verzinkt werden. Die genannten Einflüsse (außer Wasserstoffversprödung) können jedoch mit den in der DAST-Richtlinie 009:2005 angegebenen Formeln in eine Temperaturbeanspruchung umgerechnet und somit vereinfacht in das vorliegende Konzept eingebracht werden, wenn man die Richtigkeit dieser Formeln unterstellt.

3 Kerbzugversuche mit vergleichenden Finite Element Berechnungen

3.1 Allgemeines

Aus einem 30 mm dicken Blech werden gekerbte und ungekerbte runde Zugproben, deren Durchmesser im Messbereich 10 mm beträgt, aus dem äußeren Drittel der Blechdicke entnommen, in Zugversuchen bei unterschiedlichen Temperaturen geprüft und die Ergebnisse mit FE- Berechnungen verglichen. Für den ungekerbten Stab (Bild 3.1) wird im Zugversuch zunächst bei Raumtemperatur die vollständige Spannungs-Dehnungs-Beziehung ermittelt und die Geometrie nach dem Bruch vermessen. Für die vergleichenden FE-Berechnungen werden wahre Spannungs-Dehnungs-Beziehungen verwendet. Diese werden stets als solche bezeichnet. Wenn hingegen von Spannungs-Dehnungs-Beziehungen die Rede ist, sind damit die üblichen, eine Kraft-Weg-Beziehung beschreibenden Darstellungen mit Ausgangsquerschnitt und Ausgangslänge als Bezugswerten gemeint.

Für die gekerbten Stäbe wird die Maximallast und die Last im Bruchzustand bestimmt, sowie ebenfalls die Geometrie nach dem Bruch vermessen. Die eingebrachten Kerben mit der dadurch veränderten Mehrachsigkeit sind der einzige Unterschied gegenüber dem Zugversuch am ungekerbten Zugstab.

In der Tabelle 3.1 sind die Zugversuche zusammengestellt, das Bild 3.1 zeigt die Geometrie der unterschiedlich gekerbten Probekörper mit Angabe der Kerbformzahl α_k , das Bild 3.2 die Modelle für die FE-Berechnung und das Bild 3.3 Makroschliffe der gekerbten Zugstäbe. In der FE-Berechnung wurde beim Zugstab Z4 im Gegensatz zur Zugprobe kein Winkel von 35° modelliert (Bild 3.1, Bild 3.2). Dies wirkt sich bei den vorliegenden geometrischen Verhältnissen in der Spannungsüberhöhung am Kerbgrund nicht aus (vgl. z.B. [20]).

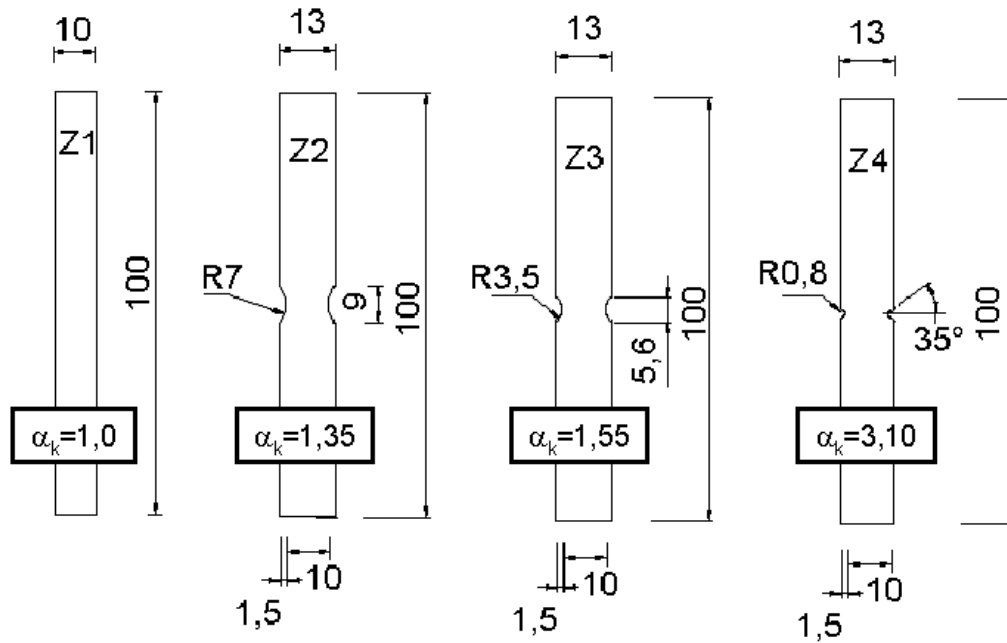


Bild 3.1 Abmessungen der Zugproben für die Zugversuche

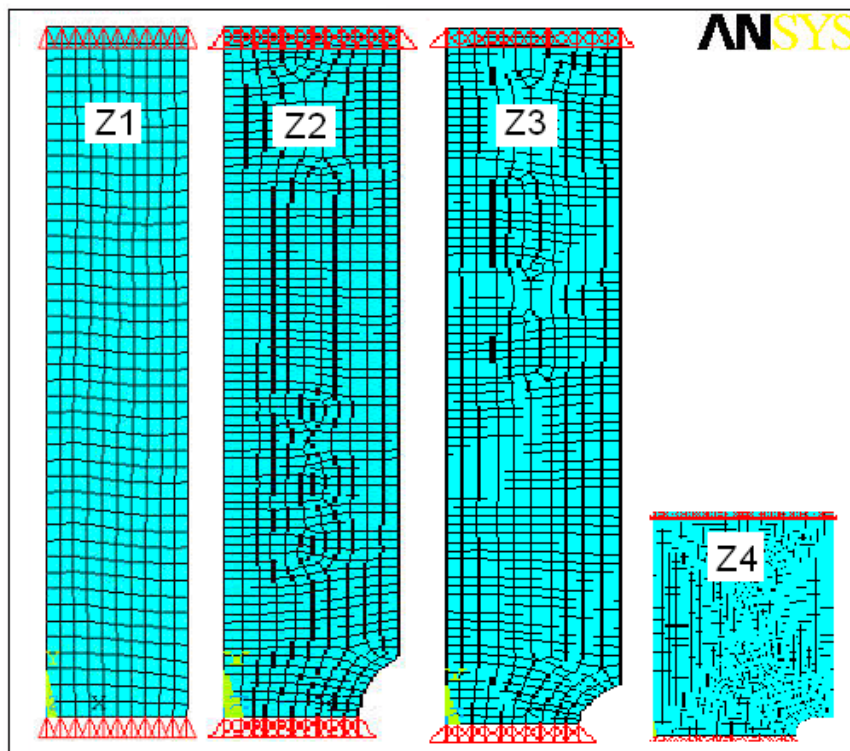


Bild 3.2 Abbildung der Zugversuche im FE-Modell (Elemente aufgrund der grafischen Darstellung hier verzerrt dargestellt)

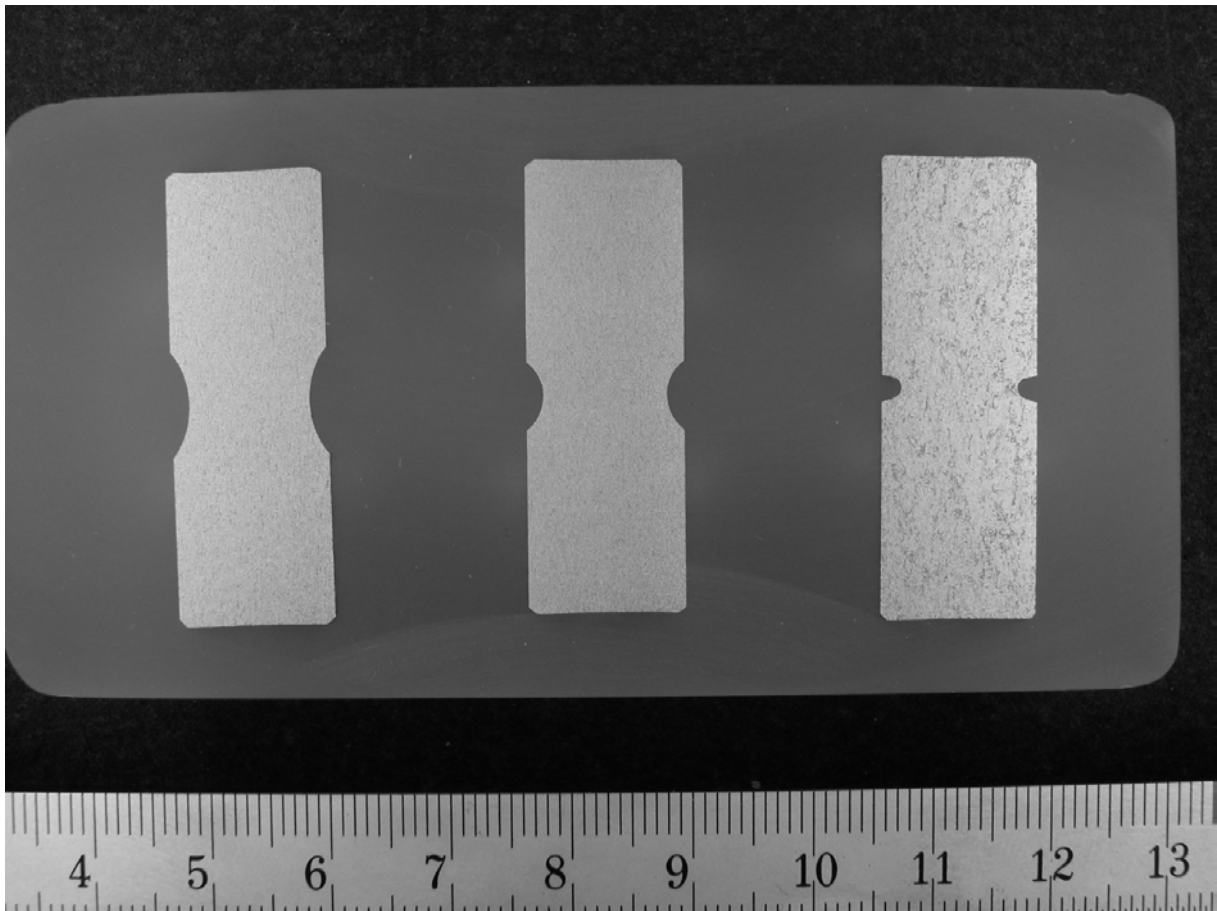


Bild 3.3 Makroschliffe der gekerbten Zugstäbe

Tabelle 3.1 Übersicht über die Zugversuche

Probenform	Prüftemperaturen [°C]		
	Z1	20	-60
Z2	20	-60 ^{*)}	---
Z3	20	-60 ^{*)}	---
Z4	20	---	---

^{*)} keine Auswertung möglich, da der Bruch in der Einspannung erfolgte

3.2 Wahre Spannungs-Dehnungs-Beziehung

Die wahren Spannungen σ_w und Dehnungen ε_w beziehen sich nicht auf den Ausgangsquerschnitt A_0 , sondern auf den bei der jeweiligen Dehnung vorhandenen Querschnitt A_1 . Die wahre Spannung berechnet sich zu:

$$\sigma_w = \frac{F}{A_1} = \frac{1}{\eta} \cdot \sigma_n \quad \text{mit} \quad \eta = \frac{A_1}{A_0} \quad (3.1)$$

Bei der Annahme von Volumenkonstanz gilt

$$V = \text{const} = A_0 \cdot l_0 = A_1 \cdot l_1 = A_1 \cdot (1 + \varepsilon) \cdot l_0 \quad \Leftrightarrow \quad \frac{A_1}{A_0} = \frac{l_0}{l_1} = \frac{1}{1 + \varepsilon} = \eta \quad (3.2)$$

Damit ergibt sich für die wahre Spannung

$$\sigma_w = (1 + \varepsilon) \cdot \sigma_n \quad (3.3)$$

und für die Zugfestigkeit bei einer angenommenen Gleichmaßdehnung von 15%

$$\sigma_{m,w} = 1,15 \cdot \sigma_{m,n} \quad (3.4)$$

Für den Bereich der Einschnürung nach der Gleichmaßdehnung gilt:

$$Z = \frac{A_0 - A_1}{A_0} = 1 - \frac{A_1}{A_0} = 1 - \eta \quad (3.5)$$

Im Zugversuch beträgt für den Werkstoff S355J2(+N) nach DIN EN 10025-2 die mittlere Brucheinschnürung $Z = 65 \%$, wobei die Kraft auf etwa 70 % der maximalen Kraft bei der Zugfestigkeit ($F_u = 0,7 \cdot F_m$) abfällt (abgeleitet aus Zugversuchen, die an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine durchgeführt wurden).

Bei der Annahme dieser Werte ergibt sich für die wahre Spannung im Bruchzustand:

$$\sigma_{u,w} = \frac{F_u}{A_1} = \frac{F_u}{(1-Z) \cdot A_0} = \frac{0,70 \cdot F_m}{(1-0,65) \cdot A_0} = 2 \cdot \sigma_{m,n} \quad (3.6)$$

Die wahre Dehnung ergibt sich bei der Annahme von Volumenkonstanz aus der Integration der differentiellen Längenänderung, bezogen auf die Ausgangslänge:

$$\varepsilon_w = \int_{L_0}^L \frac{dL}{L} = \ln\left(\frac{L_1}{L_0}\right) = \ln\left(\frac{A_0}{A_1}\right) = \ln(1 + \varepsilon) \quad (3.7)$$

Mit Gleichung 3.7 ergibt sich aus Gleichung 3.8 für die wahre Dehnung im Bruchzustand $\varepsilon_{u,w} = 105\%$, wenn man eine Brucheinschnürung $Z = 65\%$ zugrunde legt. Dies entspricht etwa dem Wert, den man nach DIN EN ISO 2566 durch Umrechnung der Bruchdehnungen mit Gleichung 3.9 beispielsweise eines Rundstabes mit einem Durchmesser $D = 10\text{ mm}$ ($A = 21\%$ nach DIN EN 10025-2) auf den Bereich der Einschnürung von etwa 1 mm erhält. S_0 ist dabei die Querschnittsfläche des Rundstabes vor dem Zugversuch.

$$\varepsilon_{u,w} = \ln(1 + \varepsilon_{u,n}) = \ln\left(\frac{1}{\eta}\right) = \ln\left(\frac{1}{1-Z}\right) = 1,05 \hat{=} 105\% \quad (3.8)$$

$$A_{1\text{mm}} = 2 \cdot \left(\frac{\sqrt{S_0}}{1\text{mm}}\right)^{0.4} \cdot A = 4,78 \cdot 21\% = 100\% \quad (3.9)$$

Für die numerische Berechnung wird ein multilineares Werkstoffgesetz verwendet, das durch die wahre elastische Dehnung $\varepsilon_{e,w}$, die wahre Gleichmaßdehnung $\varepsilon_{m,w}$ und die wahre Bruchdehnung $\varepsilon_{u,w}$ mit jeweils zugehöriger wahrer Spannung $\sigma_{e,w}$, $\sigma_{m,w}$ und $\sigma_{u,w}$ definiert wird (Bild 3.4). Die elastische Dehnung ε_e wird aus der Streckgrenze und dem Elastizitätsmodul bestimmt. Für das Werkstoffgesetz bei Raumtemperatur werden folgende aus Zugversuchen mit einem S355J2+N an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine abgeleitete Größen verwendet:

$$E = 210.000 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{e,w} = R_{eH} \text{ oder } R_{p0,2}$$

$$\sigma_{m,w} = 1,15 \cdot R_m$$

$$\sigma_{u,w} = 2 \cdot R_m$$

$$\varepsilon_{e,w} = \frac{\sigma_{e,w}}{E}$$

$$\varepsilon_{m,w} = 15 \%$$

$$\varepsilon_{u,w} = 100 \%$$

(3.10)

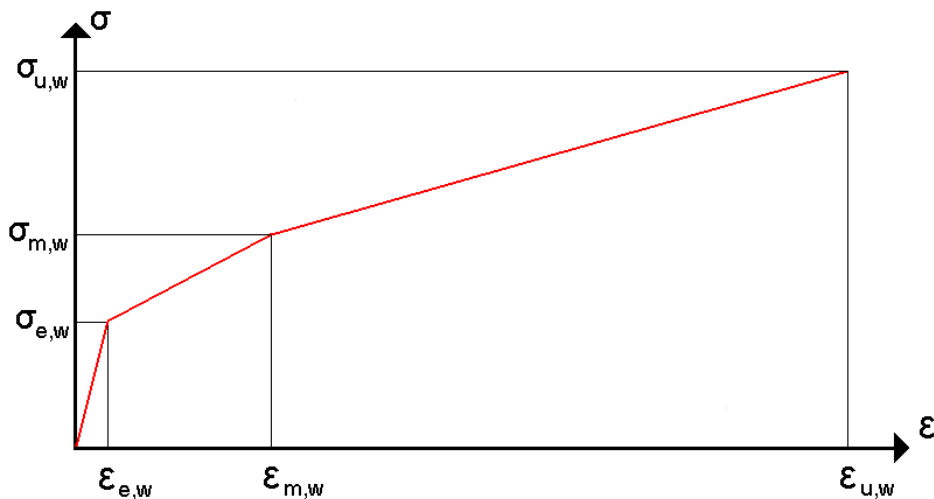


Bild 3.4 Multilineares Werkstoffgesetz für die numerische Berechnung (Darstellung der Dehnung ε auf der Abszisse unmaßstäblich)

3.3 Ergebnisse von Kerbschlagbiegeversuchen

Aus dem für die Zugversuche verwendeten Blech wurden in Längsrichtung mehrere Sätze von jeweils drei Kerbschlagbiegeproben entnommen, um die Verteilung der Kerbschlagarbeit in Abhängigkeit von der Temperatur zu bestimmen (Bild 3.5). Die Übergangstemperatur T_{27J} liegt bei -40°C . Die Ergebnisse der Kerbschlagbiegeversuche werden später zur Auswertung der Zugversuche verwendet.

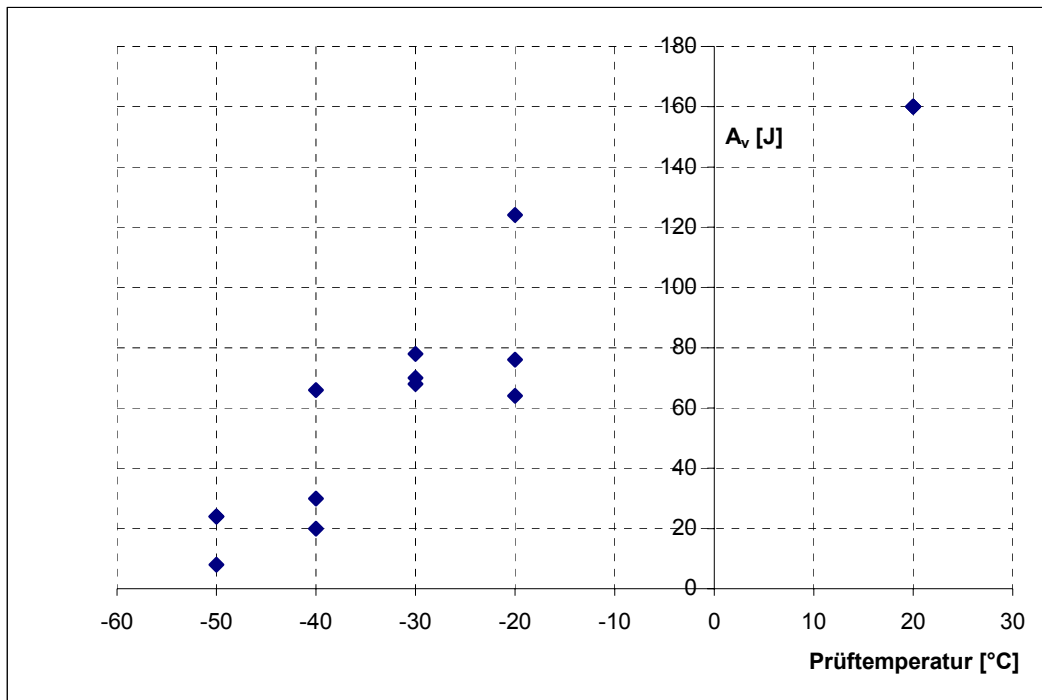


Bild 3.5 Verlauf der Kerbschlagarbeit über die Temperatur

3.4 Zugstäbe bei Raumtemperatur

3.4.1 Ungekerbter Zugstab bei Raumtemperatur

Mit dem im Zugversuch bei Raumtemperatur ermittelten Spannungs-Dehnungs-Diagramm und der gemessenen Brucheinschnürung $Z = 65 \%$ wird die wahre Spannungs-Dehnungs-Beziehung für die FE-Berechnung bestimmt. Die für diese Berechnung maßgeblichen Werte des Zugversuches sind in der Tabelle 3.2 zusammengestellt.

Tabelle 3.2 Werte des Zugversuches am ungekerbten Rundstab bei Raumtemperatur

R_{eH}	415 N/mm ²	ϵ_e	0,19 %
R_m	530 N/mm ²	ϵ_m	13 %
R_u	330 N/mm ²	ϵ_u	25 %
Z	65 %		

Für die Stützpunkte der in Bild 3.4 dargestellten wahren Spannungs-Dehnungs-Beziehung für die FE- Berechnung ergibt sich damit:

$$\sigma_{e,w} = R_{eH} = 415 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad \varepsilon_{e,w} = \varepsilon_e = 1,9 \cdot 10^{-3} \quad (3.11)$$

$$\sigma_{m,w} = (1 + \varepsilon_m) \cdot R_m = 599 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad \varepsilon_{m,w} = \varepsilon_m = 0,13 \quad (3.12)$$

$$\sigma_{u,w} = k_u \cdot R_m = \frac{R_u}{1 - Z} = 943 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad \varepsilon_{u,w} = \ln\left(\frac{1}{1 - Z}\right) = 1,05 \quad (3.13)$$

Mit dieser wahren Spannungs-Dehnungs-Beziehung (Bild 3.6) wird der Zugversuch mit der Methode der Finiten Elemente unter Berücksichtigung großer Verschiebungen (nlgeom) mit dem Element plane42 nachgerechnet. Dabei wird sowohl die Rotationssymmetrie als auch die Symmetrie in Längsrichtung ausgenutzt. Um eine Einschnürung in der Symmetrieachse zu erzwingen, wird eine schwache Ausrundung mit dem Kerbradius von 20 mm modelliert. Das Bild 3.7 zeigt links das vollständige FE-Modell und rechts einen Ausschnitt oberhalb der Symmetrieachse in Längsrichtung, in dem der Pfad zur Bestimmung der Ergebnisse dargestellt ist.

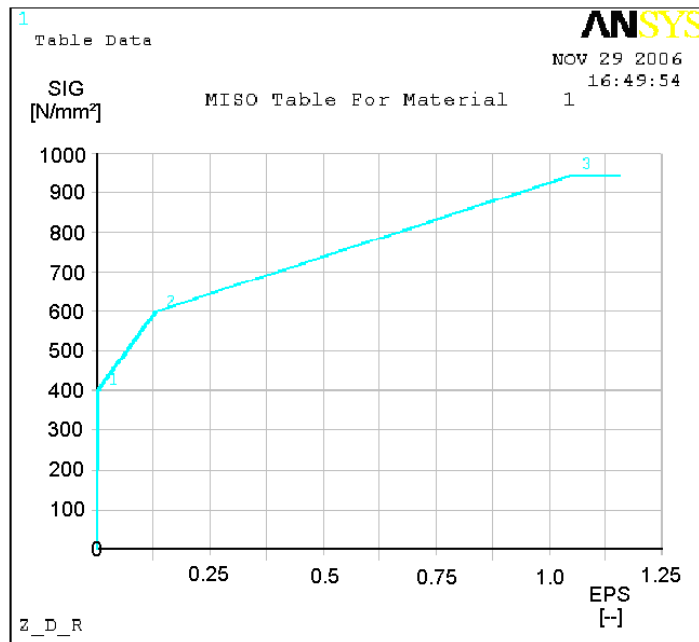


Bild 3.6 Wahre Spannungs-Dehnungs-Beziehung für die FE-Berechnung

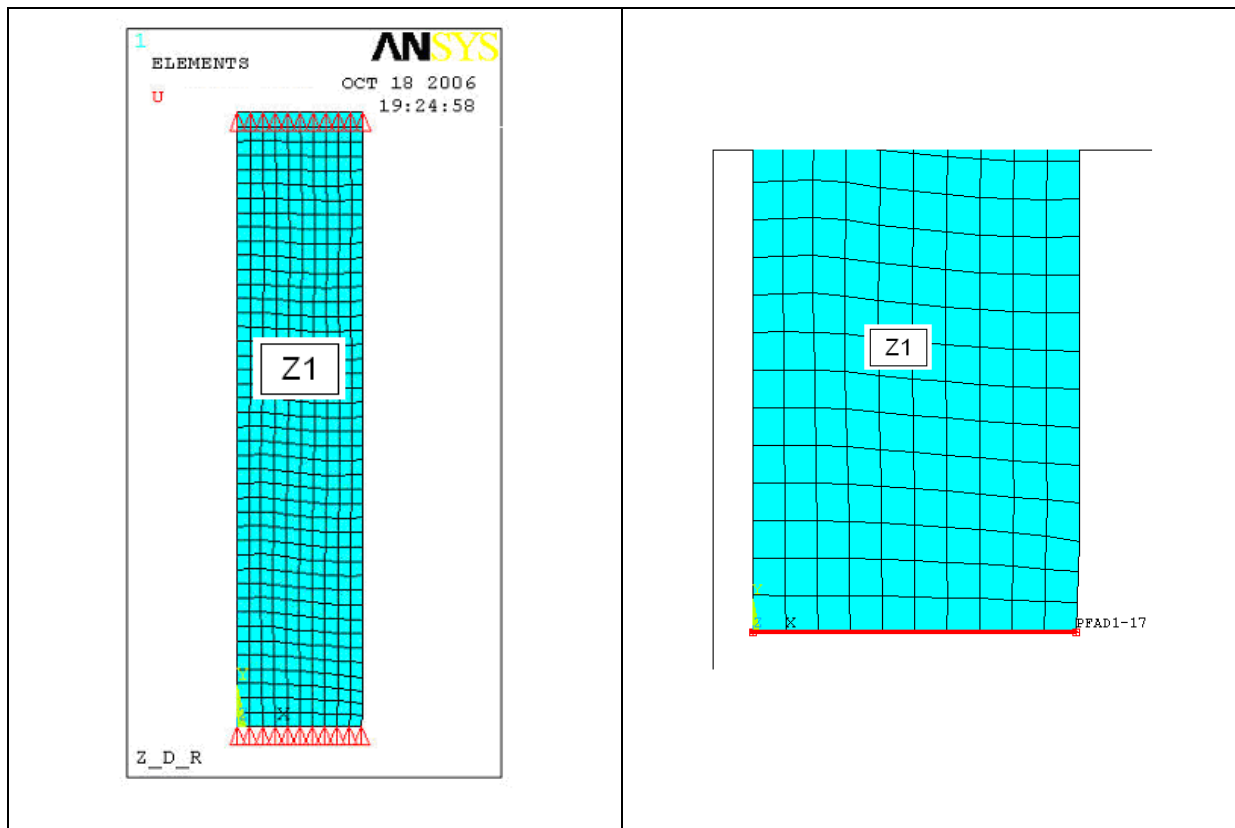


Bild 3.7 Elementplot des Gesamtmodells unter Ausnutzung der Rotationssymmetrie und Detaildarstellung mit Angabe des Pfades für die Dehnungen und die Mehrachsigkeit

Das an der oberen Einspannung aus der Last-Verformungskurve der FE-Berechnung bestimmte Spannungs-Dehnungs-Diagramm kann nun mit demjenigen des Zugversuches verglichen werden (Bild 3.8). Die Übereinstimmung zwischen Versuch und Berechnung ist sehr gut. Der Bruchzustand wird in der FE-Berechnung bei der Verschiebung definiert, bei der die im Zugversuch gemessene Brucheinschnürung ($Z = 65\%$) erreicht wird. Aus der FE-Berechnung lässt sich dann für den Bruchzustand die erste Hauptdehnung zu 115% bei einer Mehrachsigkeit $M = 0,76$ ablesen. Das Bild 3.9 zeigt einen Schnitt im Einschnürbereich durch die rotationssymmetrische Verformungsfigur bei diesem Lastschritt, der den Bruchzustand definiert, das Bild 3.10 die Mehrachsigkeit M und die erste Hauptdehnung ε_1 in der Symmetrieachse, die die Bruchebene beschreibt.

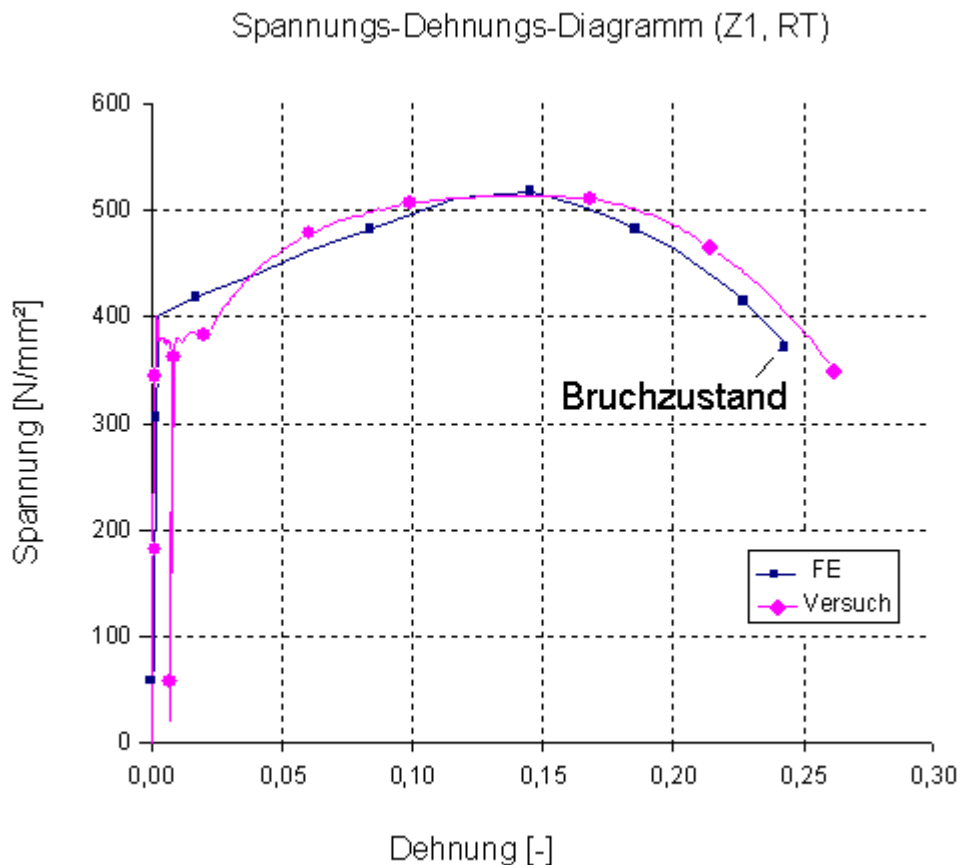


Bild 3.8 Spannungs-Dehnungs-Diagramm des Zugversuches und der FE-Berechnung (Z1)

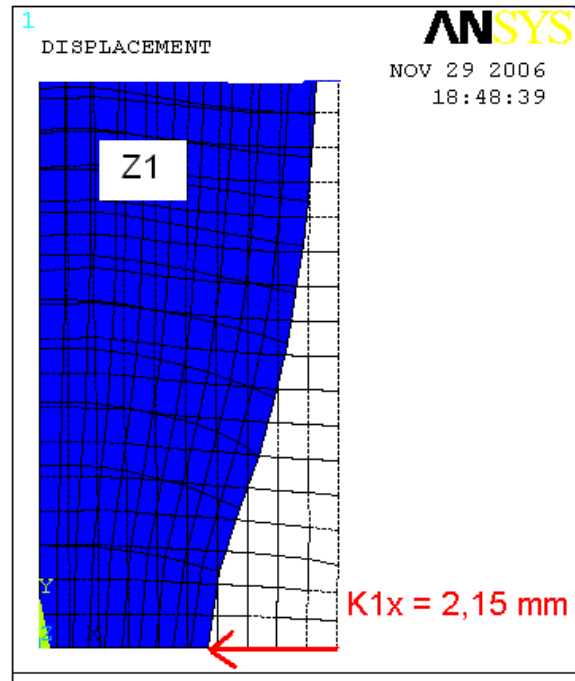


BILD 3.9 Verformungsfigur im Bruchzustand mit Angabe der Brucheinschnürung (Symmetrieachse) für Z1 bei Raumtemperatur

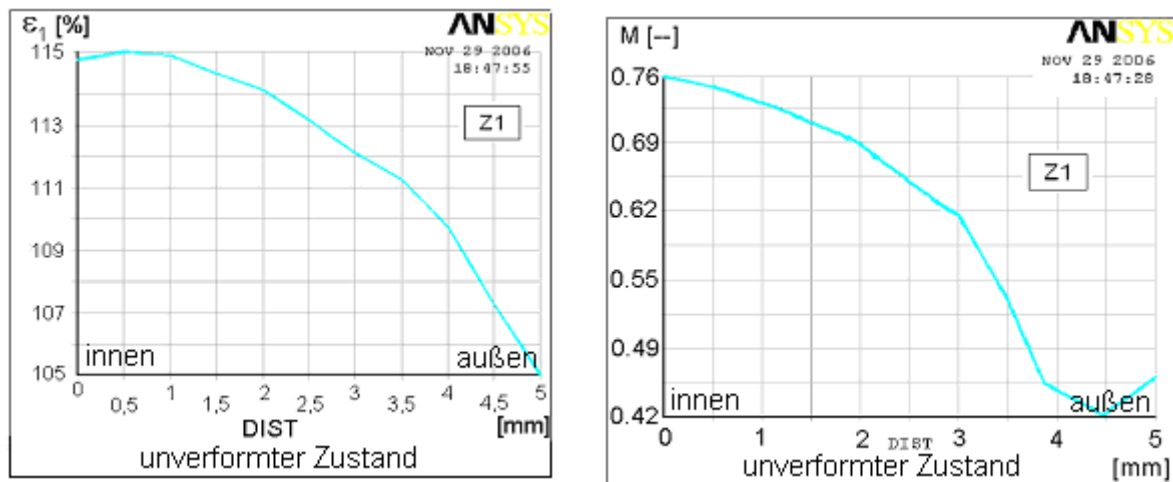


Bild 3.10 Verlauf über den Querschnitt von erster Hauptdehnung ϵ_1 (links) und Mehrachsigkeit M (rechts) in der Symmetrieachse (Bruchebene) für Z1 bei Raumtemperatur im Bruchzustand

3.4.2 Gekerbte Zugstäbe bei Raumtemperatur

Um den Einfluss der Mehrachsigkeit auf die Ergebnisse der Bruchdehnungen bewerten zu können, wurden bei Raumtemperatur drei weitere Zugversuche mit verschiedenen Kerben durchgeführt und mit FE-Berechnungen verglichen. Für die FE-Berechnungen wird auch hier die wahre Spannungs-Dehnungs-Beziehung des ungekerbten Zugstabes verwendet (Bild 3.6). Die Ergebnisse der FE-Berechnungen sind wieder als Spannungs-Dehnungs-Beziehungen dargestellt (Bild 3.11 bis Bild 3.13), wobei als Ausgangsquerschnitt der reduzierte Querschnitt im Kerbgrund und als Messlänge L_0 jeweils die in den Diagrammen angegebene verwendet wird. Ein Vergleich der drei Spannungs-Dehnungs-Diagramme der FE-Berechnungen untereinander ist bezüglich der Spannungen möglich, ein Vergleich der Dehnungen ist nur unter Berücksichtigung der unterschiedlichen Geometrien und vor allem der Messlänge sinnvoll. Von den Versuchen werden nur Last-Verformungs-Kurven mit dem Maschinenweg aufgezeichnet, wodurch ein Vergleich bezüglich des Weges ausschließlich im Bruchzustand möglich ist. Die Geometrie der einzelnen Zugversuche nach dem Bruch wird vermessen, und mit den Ergebnissen der FE-Berechnungen verglichen, um den Bruchzustand zu definieren (Bild 3.14, Tabelle 3.3). Mit dem auf diese Weise bestimmten Lastschritt ist es wieder möglich, die erste Hauptdehnung sowie die Mehrachsigkeit im Bruchzustand zu bestimmen (Bild 3.15). In der Tabelle 3.4 sind diese Werte für die Stelle des dort ebenfalls angegebenen Bruchausgangspunktes, der an der gebrochenen Zugprobe bestimmt wurde, zusammengestellt.

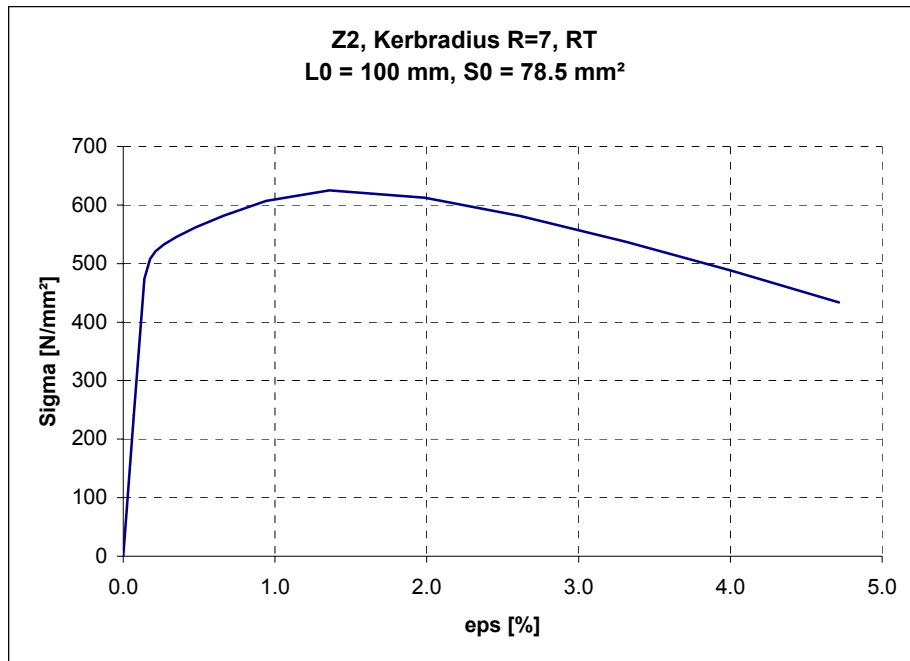


Bild 3.11 Spannungs-Dehnungs-Diagramm der FE-Berechnung (Z2)

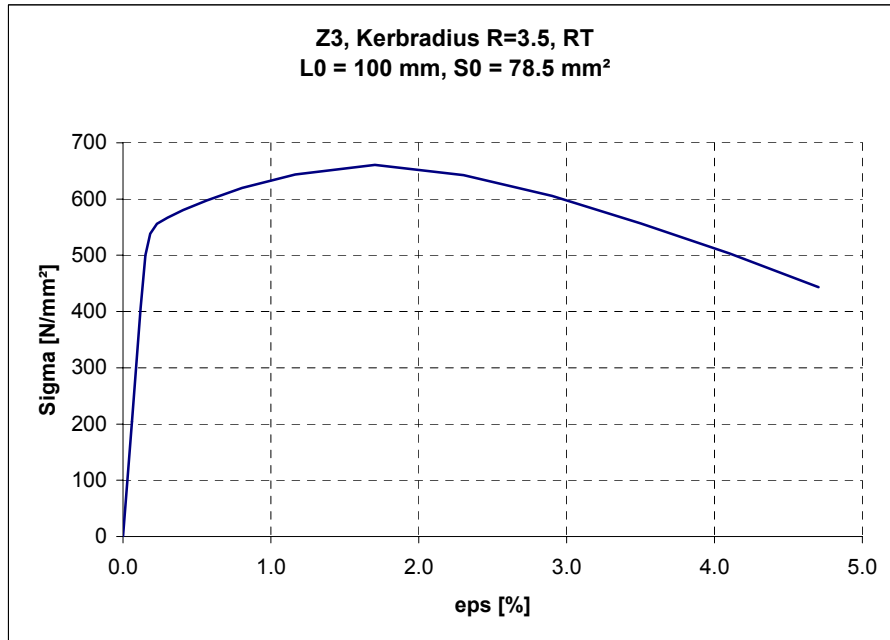


Bild 3.12 Spannungs-Dehnungs-Diagramm der FE-Berechnung (Z3)

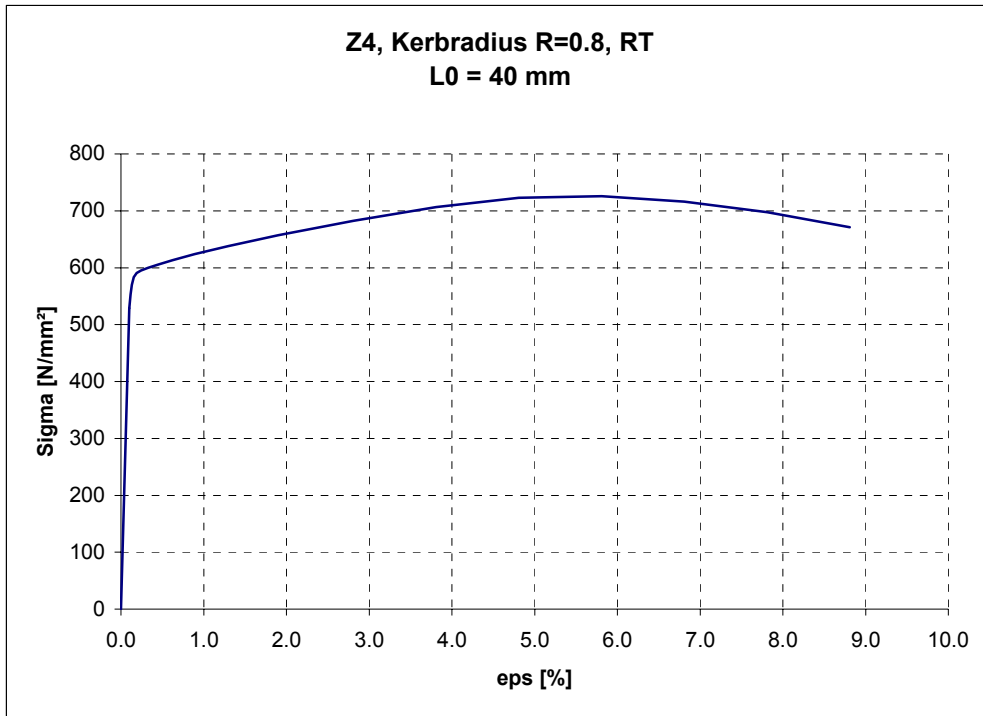


Bild 3.13 Spannungs-Dehnungs-Diagramm der FE-Berechnung (Z4)

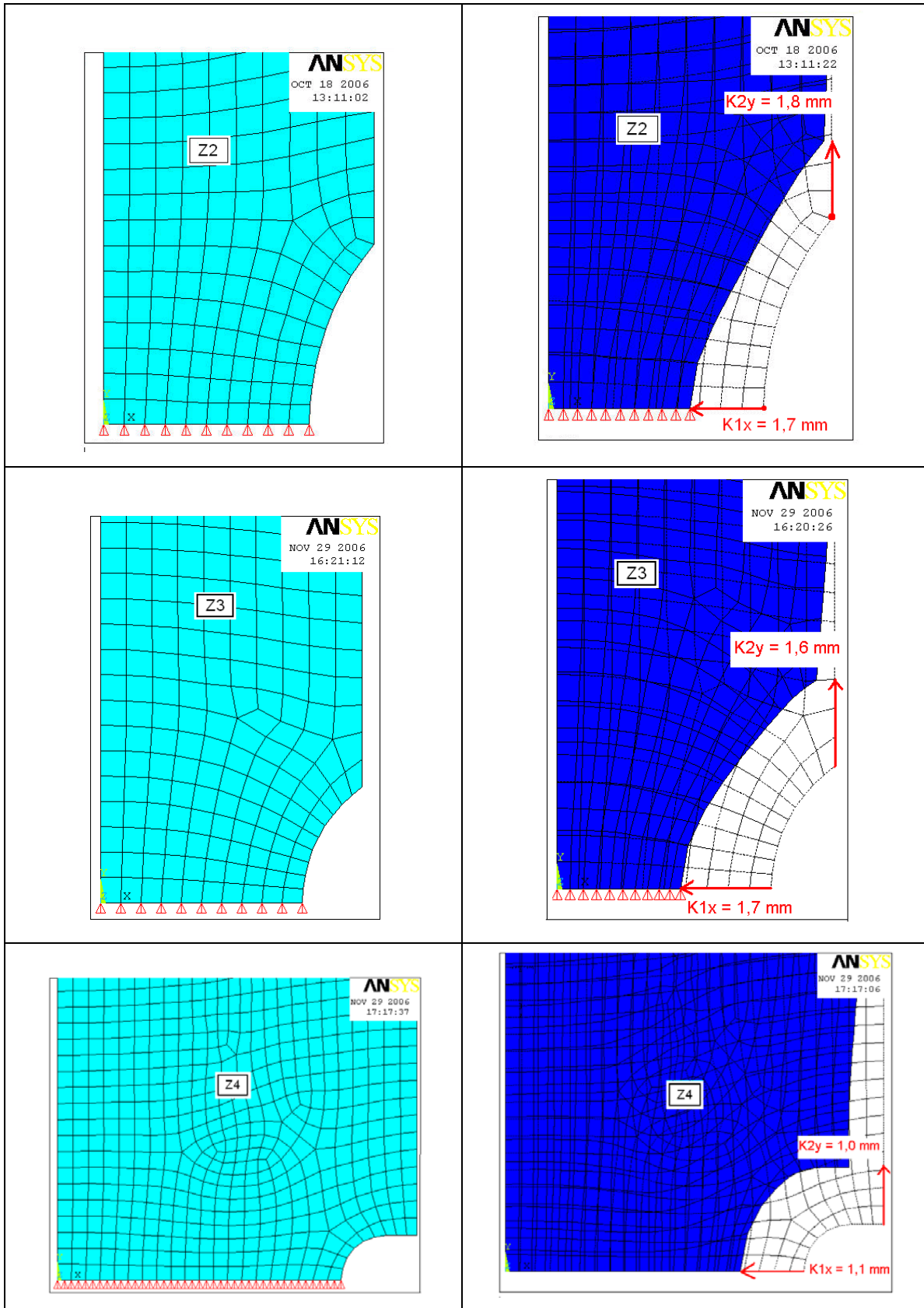


Bild 3.14 Unverformtes FE-Modell und Verformungsfigur im Bruchzustand mit Angabe der Brucheinschnürung (Symmetrieachse) für Z2, Z3, Z4 bei Raumtemperatur

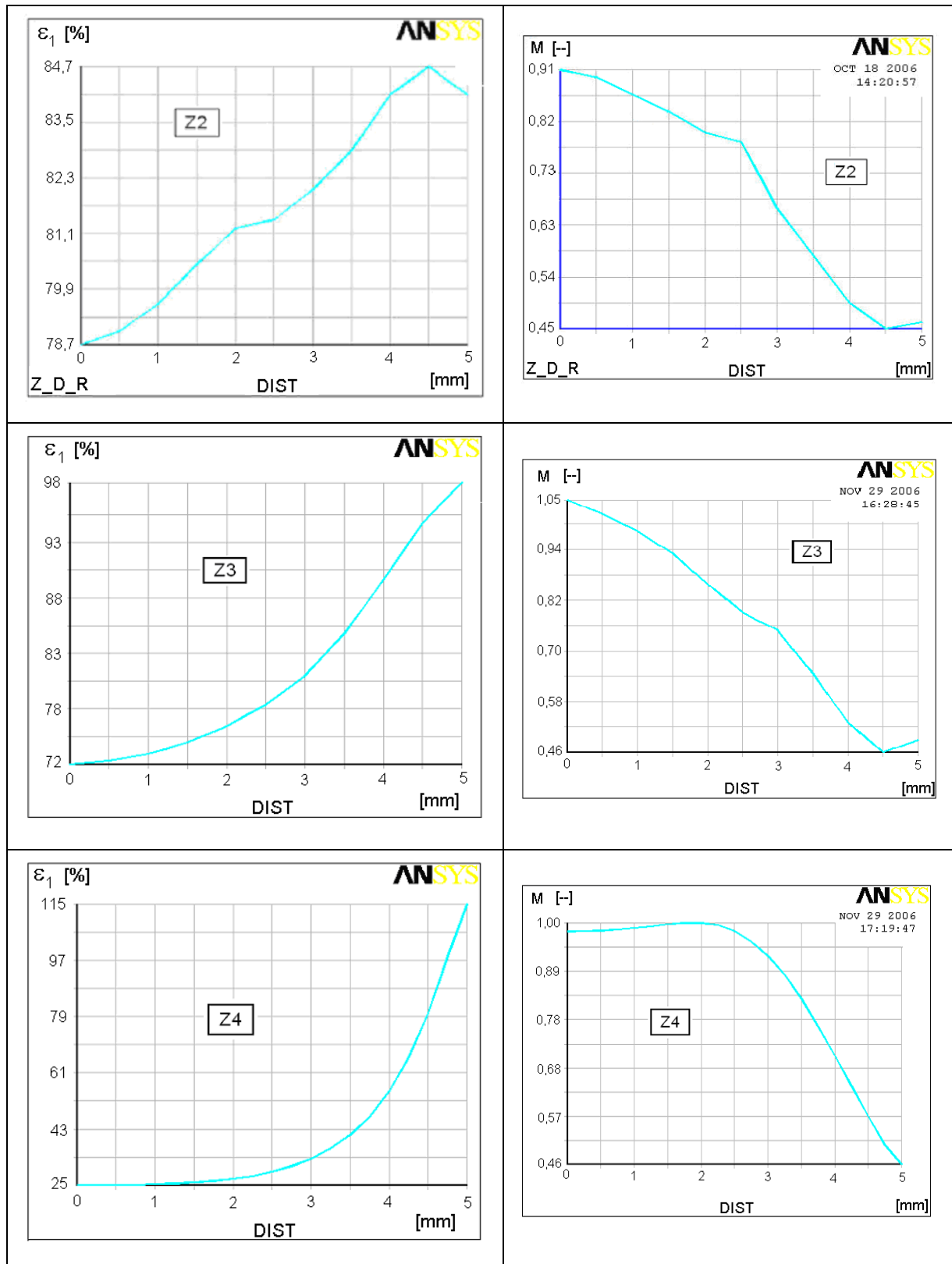


Bild 3.15 Verlauf von erster Hauptdehnung ϵ_1 (links) und Mehrachsigkeit M (rechts) in der Symmetrieachse (Bruchebene) für Z2, Z3, Z4 bei Raumtemperatur im Bruchzustand

Tabelle 3.3 Zusammenstellung der Ergebnisse der Kerbzugversuche bei Raumtemperatur

Probenform		F_{\max}	F_{Bruch}	$u_{\text{Bruch}}^{*)}$	$K_{1x}^{*)}$	$K_{2y}^{*)}$
		kN	kN	mm	mm	mm
Z2	Versuch	50	38	2,4	1,7	1,8
	FE	49	38	2,0	1,7	1,8
Z3	Versuch	54	43	2,5	1,6	1,7
	FE	52	39	2,1	1,7	1,6
Z4	Versuch	57	48	2,0	1,0	1,3
	FE	57	53	1,8	1,1	1,0

- *) u_{Bruch} = Verschiebung des halben symmetrischen Systems an der Lasteinleitung (Bruchzustand)
 K_{1x} = Verschiebung im Kerbgrund in Dickenrichtung nach innen (Bruchzustand)
 K_{2y} = Verschiebung am Beginn der Kerbe in Stablängsrichtung (Bruchzustand)

Tabelle 3.4 Zusammenstellung der Bruchdehnungen ε_1 mit zugehöriger Mehrachsigkeit für alle Probenformen Z1 bis Z4 bei Raumtemperatur

Probenform	Prüf-temperatur [°C]	Bruchausgang	Bruchdehnung ε_1 [%]	zug. Mehrachsigkeit M
Z1	20	Innen	115	0,76
Z2	20	Innen	79	0,91
Z3	20	Innen	72	1,05
Z4	20	Außen	115	0,46

Bemerkenswert ist bei den Versuchen, dass für die Probenformen Z1, Z2 und Z3 die Mehrachsigkeit im Inneren maßgebend wird und der Bruch dementsprechend von innen beginnt, bei der Probenform Z4 durch die starke Kerbwirkung der Bruch dann von außen beginnt.

3.5 Zugversuche bei tiefen Temperaturen

Der ungekerbte Zugstab wurde bei zwei unterschiedlich tiefen Temperaturen in Zugversuchen geprüft, um den Einfluss der Temperatur auf die Spannungs-Dehnungs-Beziehung sowie das Bruchverhalten beurteilen zu können. Aufgrund der großen Zähigkeit des Werkstoffes werden die Temperaturen mit -60°C und -100°C sehr tief gewählt. In Bild 3.16 für den ungekerbten Stab (Z1) ist ein bemerkenswerter Anstieg der elastischen Dehngrenze (insbesondere R_{eH}) und der Zugfestigkeit R_m festzustellen. Dieser Festigkeitsanstieg wird bei den FE-Berechnungen zu den Bauteilversuchen wieder verwendet. Ein Einfluss auf das Bruchverhalten (Brucheinschnürung und Bruchdehnung) ist nicht zu erkennen. Auf FE-Berechnungen bei den tiefen Temperaturen wird deshalb verzichtet.

Da die bei -60°C im Zugversuch geprüften gekerbten Proben Z2 und Z3 in der Einspannung versagten, wurde auf weitere Untersuchungen bei tiefen Temperaturen verzichtet.

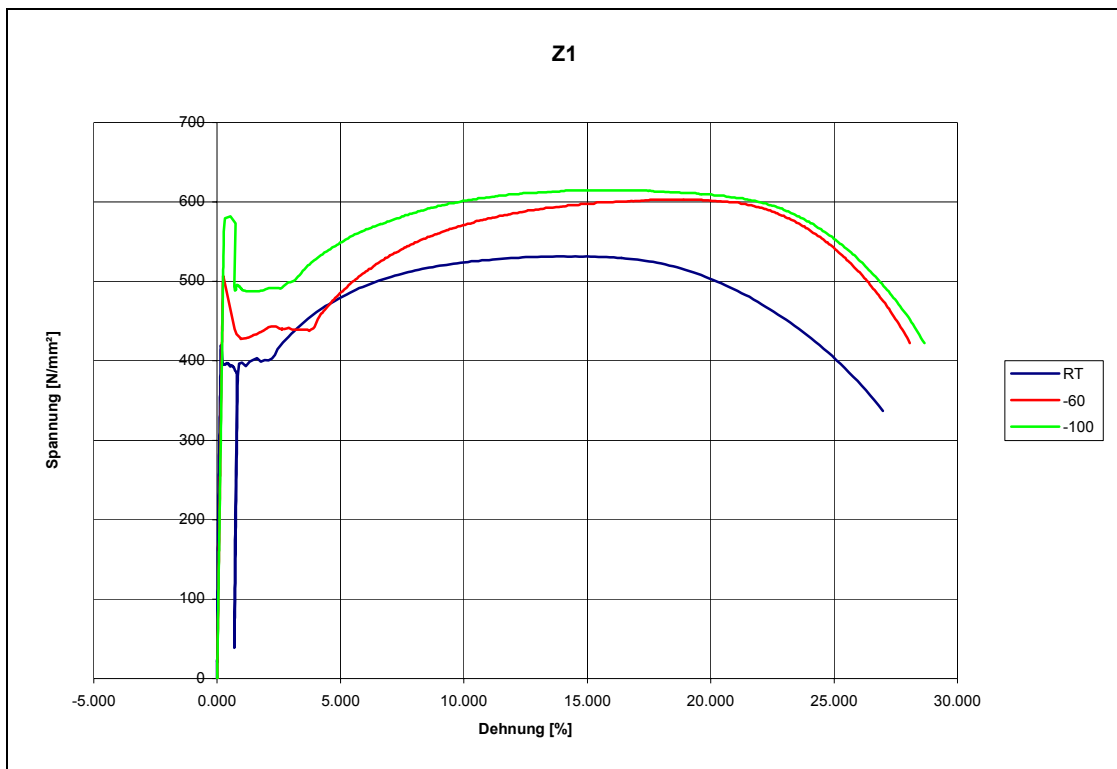


Bild 3.16 Spannungs-Dehnungs-Diagramme der Zugversuche Z1

4 Numerische Bestimmung von Schweißeigenstressungen

4.1 Allgemeines

Die numerische Schweißsimulation kann grundsätzlich in verschiedene Simulationsarten unterteilt werden. Radaj hat in [21] beispielsweise die drei Simulationsarten Prozesssimulation, Werkstoffsimulation und Struktursimulation (Temperatur-Struktur-Betrachtung) unterschieden (Bild 4.1).

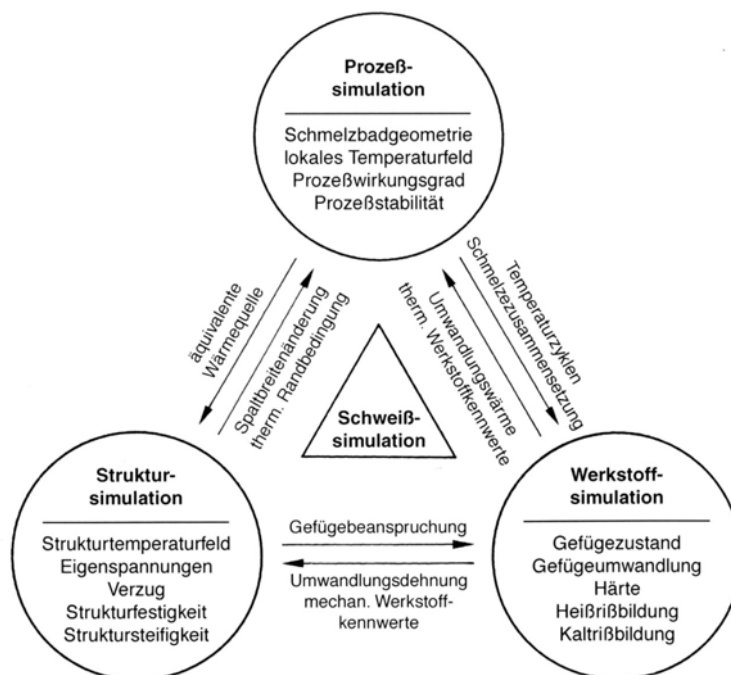


Bild 4.1 Teilbereiche der Schweißsimulation mit den wichtigsten Ziel- und Koppelgrößen [21]

Mit der Struktursimulation können – unter Berücksichtigung der Wechselwirkungen zwischen Temperatur, Mikrostruktur und mechanischem Verhalten – das Temperaturfeld, die Eigenstressungen (1. Art) und die Verformungen bestimmt werden.

In der Struktursimulation reicht es in der Regel aus, die Vorgänge Temperaturfeld und Spannungsfeld zu entkoppeln, indem man zunächst das Temperaturfeld und anschließend aus diesem das Spannungsfeld berechnet. Die beiden Berechnungen können in dieser Reihenfolge nacheinander durchgeführt werden, da die Ergebnisse aus der Temperaturfeldberechnung einen großen Einfluss auf die der Spannungsbe-

rechnung, die der Spannungsberechnung aber nahezu keinen Einfluss auf die der Temperaturfeldberechnung haben. Radaj beschreibt diese Möglichkeit der in Bild 4.2 anschaulich dargestellten Entkopplung in [21] ausführlich.

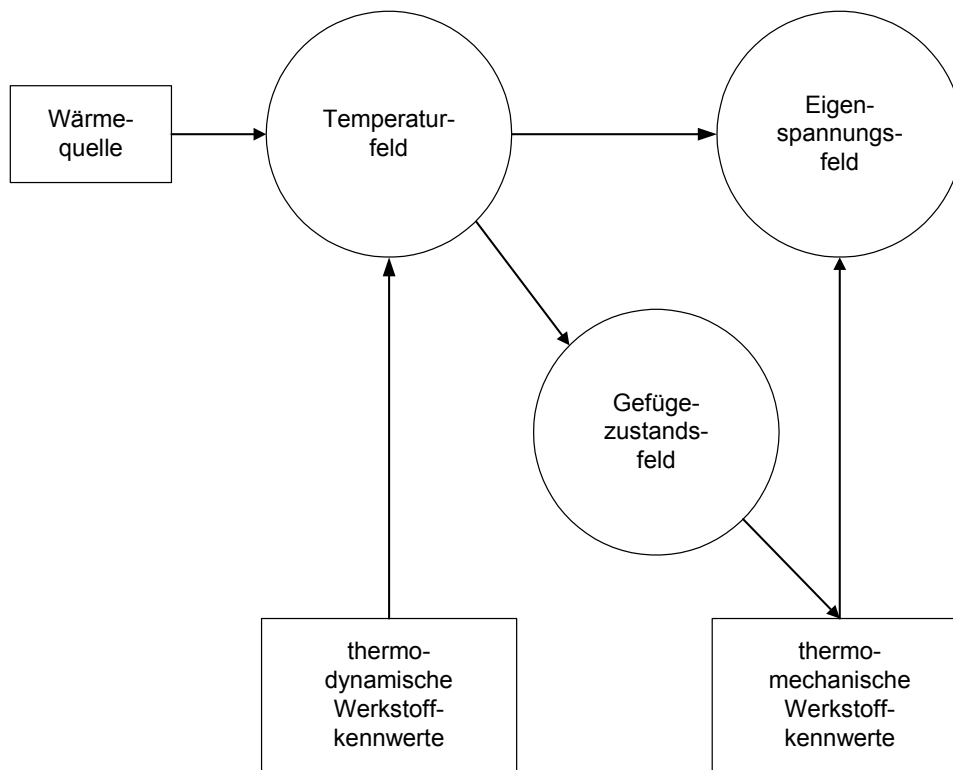


Bild 4.2 Entkopplung der Teilmodelle zur vereinfachten Berechnung von Eigenstressungen. Simulation in Kreisen, Eingabeparameter in Rechtecken [21]

Im Bild 4.2 ist zu erkennen, dass die Berechnung des Gefügestandsfeldes im Anschluss an die Temperaturfeldberechnung einen Einfluss auf die thermomechanischen Werkstoffkennwerte hat. Die Gefügestandsfeldberechnung bewirkt aufgrund der unterschiedlichen Packungsdichten der einzelnen Raumgitteranordnungen eine Volumenzunahme. Diese hat insbesondere in den Gebieten des Martensits zur Folge, dass dort Druckeigenstressungen entstehen, die den thermomechanisch bedingten Zugeigenstressungen entgegenwirken. Aufgrund der starken Abhängigkeit dieser Umwandlungseigenstressungen von der chemischen Zusammensetzung und den Abkühlbedingungen ist es aber nicht gerechtfertigt, diese für die Untersuchungen in dieser Arbeit günstig wirkenden Eigenstressungen in der Ge-

sambetrachtung zu berücksichtigen, zumal über ihre Größe und Ausbildung sehr unterschiedliche Angaben im Schrifttum zu finden sind. Da zudem die Wärmeführung beim Schweißen für die in dieser Arbeit behandelten un- und niedriglegierten Baustähle bis S355 darauf abzielt, die Entstehung von Martensit zu vermeiden, können Druckeigenspannungen infolge Gefügeänderungen kaum vorhanden sein. In anderen Fällen kann es durchaus sinnvoll und wichtig sein, Umwandlungseigenspannungen näherungsweise zu bestimmen. Im Rahmen dieser Arbeit sind die metallurgischen Vorgänge für die Entstehung der Eigenspannungen aus den zuvor genannten Gründen jedoch vernachlässigbar, und auf eine Werkstoffsimulation wird deshalb verzichtet. Das Bild 4.3 zeigt die Entkopplung der Teilmodelle durch Vernachlässigung des Gefügestandfeldes.

Die Berechnung von Eigenspannungen aus dem Schweißen ist aber selbst bei Berücksichtigung der Entkopplung von Temperatur- und Spannungsfeld sowie Vernachlässigung der Werkstoffsimulation äußerst anspruchsvoll und erfordert auch beim Einsatz moderner numerischer Methoden mit Hochleistungscomputern viele sinnvolle Vereinfachungen. So muss die Berechnung extreme Unterschiede in den örtlichen und zeitlichen Temperaturgradienten erfassen, das thermomechanische Werkstoffverhalten ist nichtlinear und zudem stark temperaturabhängig. Schweißgut wird während des Schweißvorgangs hinzugefügt und ändert den Werkstoffverbund, und es ändern sich Zustand und Gefüge beim Erhitzen und Abkühlen. Erschwerend kommt hinzu, dass insbesondere bei sehr hohen Temperaturen die Werkstoffkennwerte nur näherungsweise und oft unvollständig vorliegen.

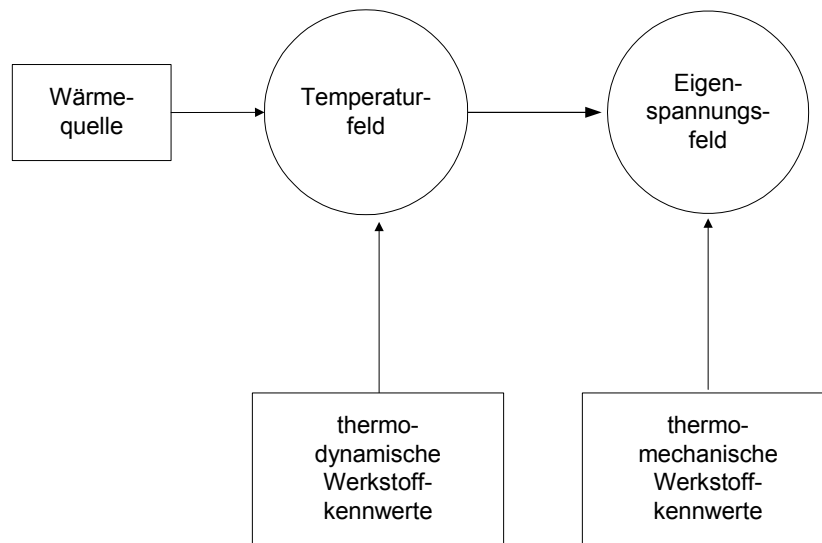


Bild 4.3 Entkopplung der Teilmodelle zur vereinfachten Berechnung von Eigenstressungen durch Vernachlässigung des Gefügestandfeldes (vgl. auch Bild 4.2)

4.2 Berechnung des Temperaturfeldes

Da die von der Schweißwärmequelle ausgehende Wärmeleitung im Werkstoff die Entstehung des Temperaturfeldes dominiert, wird die Temperaturfeldberechnung auf der Grundlage eines Wärmeleitmodells durchgeführt. Die Vorteile des Wärmeleitmodells sind seine Einfachheit, die Existenz geschlossener analytischer (Teil-) Lösungen und die Erfahrungen aus der langjährigen Anwendung (z.B. Rykalin [22]).

Die Wärmequellen und -ströme in einem Festkörper, die dem Wärmeleitmodell zugrunde liegen, sind in Bild 4.4 dargestellt. An der Schweißstelle wird dem Festkörper lokal Wärmeenergie zugeführt, die innerhalb des Körpers durch Wärmeleitung q_l , an der Oberfläche durch Konvektion q_k und Strahlung q_s abtransportiert wird.

Die lokale Zuführung der Wärmeenergie q_{fl} oder q_{vol} erfolgt im Wärmeleitmodell über eine äquivalente Wärmequelle, die die vielfältigen und komplizierten Vorgänge bei der Erzeugung des Schmelzbades beschreibt. Diese äquivalente Wärmequelle soll die Auswirkungen des tatsächlichen Schweißprozesses auf das Temperaturfeld so genau wie erforderlich beschreiben, dies aber in einer für die Berechnung möglichst einfachen Form tun. Radaj beschreibt in [23] und [21] verschiedene Formen einer

äquivalenten Wärmequelle. Die einfachste Form ist die punktförmige Wärmequelle, bei der die Wärmeenergie dem Modell in einem Knoten eingeprägt wird (Bild 4.5, links). Insbesondere bei Festkörpermodellen mit Volumenelementen ist diese Form der Wärmeeinbringung jedoch nicht geeignet. Über mehrere Knoten verteilte Wärmequellen haben den Vorteil, dass man die Verteilung des Wärmeenergieeintrages über die Knoten kalibrieren kann, indem man die berechneten Temperaturfelder mit experimentell bestimmten vergleicht. Die Wärme kann entweder über die Oberfläche eingebracht werden (q_{fi}), oder es wird zusätzlich eine Verteilung auch in Dickenrichtung angesetzt (q_{vol}). Eine relativ einfache Möglichkeit zur Einbringung der Wärme ist die gleichmäßige Verteilung über ein quaderförmiges Volumen (Bild 4.5, rechts). Radaj schlägt eine Gauß–Normalverteilung vor, die über Kreisflächen (Bild 4.6) oder Ellipsen (Bild 4.7) um das Wärmequellenzentrum angeordnet sein kann (z.B. Goldak [24]).

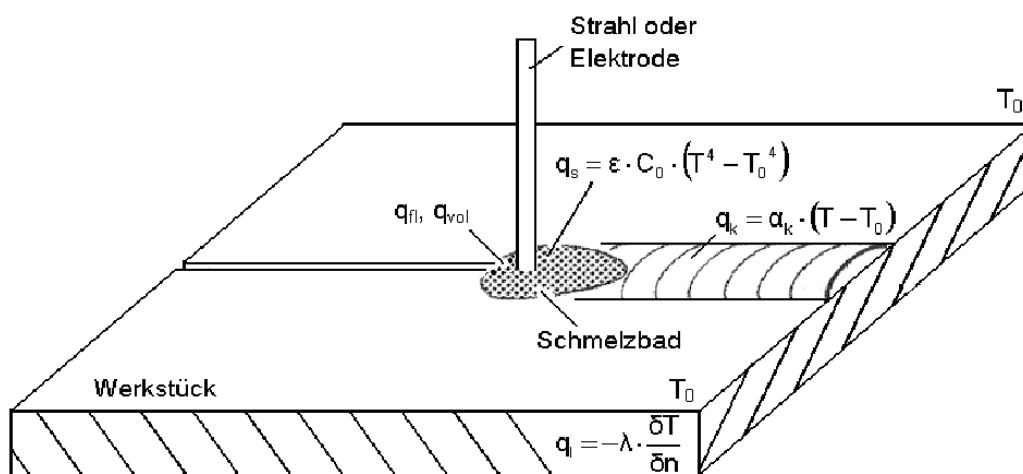


Bild 4.4 Randbedingungen der thermodynamischen Nahtschweißsimulation mit Wärmezufuhr q_{fi} oder q_{vol} , Umgebungstemperatur T_0 sowie Wärmeabgabe durch Strahlung, Konvektion und Wärmeleitung [21]

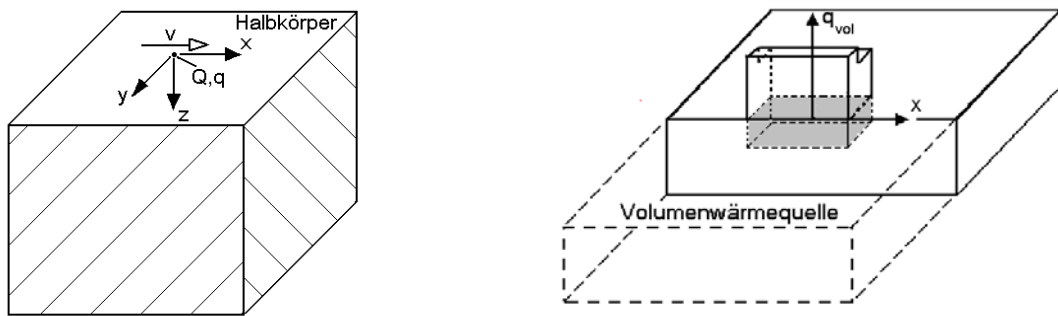


Bild 4.5 Punktförmige Schweißwärmequelle und gleichmäßig verteilte Volumenwärmequelle mit Verdopplung in der Symmetrieachse

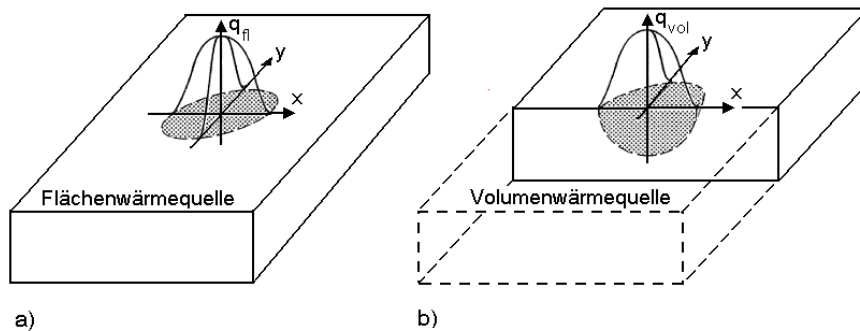


Bild 4.6 Verteilte Schweißwärmequellen: kreisförmige Flächenquelle (a) und halbkugelförmige Volumenquelle (b); Gauß-Normalverteilung der flächenhaften Quellendichte q_{fl} [J/mm^2s] und der volumenhaften Quellendichte q_{vol} [J/mm^3s] [21]

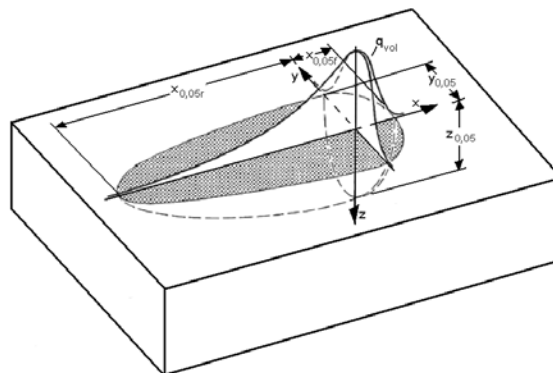


Bild 4.7 Normalverteilte doppelteilipsoide Volumenwärmequelle [21]

Bei dem physikalischen Vorgang der Wärmeleitung werden kinetische Energie und Schwingungsenergie zwischen benachbarten Molekülen eines Stoffes übertragen. Wärmeleitung findet nur im Inneren oder an einander direkt berührenden Oberflächen statt. Bei einer ungleichmäßigen Wärmeverteilung in einem Körper strömt Wärme von Bereichen größerer Temperaturen zu Bereichen tieferer Temperaturen. Dieser Wärmestrom ist proportional zum örtlichen Gradienten der Temperatur, der Proportionalitätsfaktor ist die werkstoffspezifische, selbst auch temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit λ . Die Wärmestromdichte berechnet sich zu:

$$q_1 = \lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial n} \quad (4.1)$$

Bei instationären Vorgängen spielt die vom Werkstoff abhängige Wärmespeicherung eine Rolle. Durch eine Temperaturänderung über die Zeit ergibt sich eine Änderung der im Inneren des Werkstoffes gespeicherten Wärme. Das Wärmespeichervermögen wird durch die spezifische Wärmekapazität c_p und die Dichte ρ beschrieben, die miteinander multipliziert und über die Temperatur integriert die Enthalpie H ergeben und selbst wieder temperaturabhängig sind.

$$H = \int_T (\rho(T) \cdot c(T)) dT \quad (4.2)$$

Zusätzlichen Einfluss auf das Temperaturfeld haben die Randbedingungen an den Oberflächen der Struktur. Dort erfolgt infolge Wärmeübergang (Konvektion) und Strahlung ein Wärmetransport zum oder vom Umgebungsmedium. Konvektion ist die Übertragung von Wärme durch Energieaufnahme und Transport von Gas- oder Flüssigkeitsteilchen von einer Stelle zu eine anderen. In technischen Anwendungen ist vor allem der Energietransport von festen Körpern zu gasförmigen oder flüssigen Medien und umgekehrt von Interesse. Die Wärmestromdichte q_k der Konvektion ist abhängig von der Differenz von Oberflächentemperatur T des Festkörpers und Temperatur des umgebenden Mediums T_0 . Der Proportionalitätsfaktor wird als Wärmeübergangszahl α_k bezeichnet und ist abhängig von den Oberflächenverhältnissen, den Bedingungen des Umgebungsmediums sowie der Temperatur.

$$q_k = \alpha_k \cdot (T - T_0) \quad (4.3)$$

Die Wärmestrahlung erfasst die Wärme, die von einem Körper an das Umgebungsmedium abgestrahlt wird. Diese Wärmeübertragung erfolgt durch elektromagnetische Wellen, ist also nicht an Materie gebunden und findet deshalb auch im Vakuum statt. Die Wärmestromdichte q_s der Strahlung ist in potenziierter Form ebenfalls abhängig von der Differenz von Oberflächentemperatur T des Festkörpers und Temperatur des umgebenden Mediums T_0 . Der Proportionalitätsfaktor wird Emissions- oder Schwärzegrad ε genannt und erfasst den Unterschied zu absolut schwarzen Körpern, für die die Strahlungszahl C_0 die Wärmestrahlung definiert.

$$q_s = \varepsilon \cdot C_0 \cdot (T^4 - T_0^4) \quad (4.4)$$

Die Gleichung 4.4 kann in linearisierter Form vereinfacht dargestellt werden. Der Proportionalitätsfaktor α_s ist dann abhängig vom Werkstoff und der Temperatur.

$$q_s = \alpha_s \cdot (T - T_0) \quad (4.5)$$

Mit dieser Linearisierung ist es möglich, die Wärmestrahlung näherungsweise dadurch zu berücksichtigen, dass in der Gleichung 4.3 für die Konvektion die Wärmeübergangszahl α_k durch $(\alpha_k + \alpha_s)$ ersetzt wird.

$$q_k = (\alpha_k + \alpha_s) \cdot (T - T_0) \quad (4.6)$$

Die Randbedingungen an den Oberflächen der Struktur können unterdrückt werden, wenn man beispielsweise Symmetrie ausnutzen will. Für die Symmetrieebene werden dann α_k und α_s zu Null gesetzt.

Die Berechnung des Temperaturfeldes beim Schweißprozess ist abhängig von der Zeit, das heißt, es muss eine transiente Berechnung durchgeführt werden. In Abhängigkeit von der Schweißgeschwindigkeit und den Abständen der Knoten in Schweißnahtlängsrichtung wird die Wärme eine bestimmte Zeit in die entsprechenden Knoten eingepreßt und dann einen Knoten weiter gesetzt, bis die komplette Naht Knoten für

Knoten abgearbeitet ist. Danach überlässt man das Modell ohne Wärmezufuhr sich selbst, und es findet infolge der oben beschriebenen Wärmeströme ein Temperaturausgleich statt. Die einzelnen berechneten Temperaturfelder werden zu jedem Zeitpunkt gespeichert – das heißt, man bekommt für jeden Knoten der Schweißnaht ein dieser Position der Wärmequelle zugeordnetes Temperaturfeld, und am Ende bei der Abkühlung eine weitere unbestimmte Anzahl an Temperaturfeldern.

4.3 Berechnung des Spannungsfeldes

Die in der Temperaturfeldberechnung ermittelten Temperaturverteilungen werden in der Strukturanalyse Knoten für Knoten als Lasten auf das Modell aufgebracht, um die thermischen Spannungen zu ermitteln. Für die numerische Berechnung werden nichtlineare Anteile in der Verschiebungs-Verzerrungs-Beziehung zur Erfassung großer Dehnungen berücksichtigt (nlgeom). Wegen der bei hohen Temperaturen entstehenden großen plastischen Dehnungen werden wahre Spannungs-Dehnungs-Beziehungen verwendet.

4.4 Temperaturabhängige Werkstoffkennwerte

4.4.1 Allgemeines

Sowohl die thermodynamischen als auch die thermomechanischen Werkstoffkennwerte von un- und niedrig legierten Stählen sind stark von der Temperatur abhängig. Zur numerischen Bestimmung der Eigenspannungen nach dem Schweißen ist es deshalb erforderlich, die maßgebenden Werkstoffkennwerte in Abhängigkeit von der Temperatur zu kennen, da zu jedem Zeitpunkt der Wärmeeinbringungs- und Abkühlungsphase veränderte physikalische Bedingungen herrschen [21].

Diese wärmephysikalischen Kennwerte von un- und niedriglegierten Baustählen sind jedoch insbesondere im Bereich sehr hoher Temperaturen nur näherungsweise bekannt. Richter hat in seinen Veröffentlichungen [25], [26], [27], die schließlich zum SEW 310 geführt haben, eine ausführliche Wertesammlung physikalischer Eigenschaften zusammengestellt, aus der viele Kennwerte entnommen werden können. Viele dieser Werte sind im SEW 310 allerdings nur bis zu einer Temperatur von

600°C angegeben. In [25] sind jedoch Werte teilweise bis zur Schmelztemperatur angegeben. Neuere Untersuchungen, insbesondere über die temperaturabhängige Spannungs–Dehnungs-Beziehung des Werkstoffes S355 bis zu einer Temperatur von 1200°C, sind von Peil in [28] und [29] beschrieben.

Zur numerischen Simulation des sich einstellenden Temperaturfeldes zu jedem Zeitpunkt des Schweißprozesses werden die thermodynamischen Werkstoffkennwerte (Wärmeleitfähigkeit λ , Wärmeübergangszahl α_k , Wärmeabstrahlungszahl α_s , spezifische Wärmekapazität c sowie die Dichte ρ , oder die sich aus Dichte und Wärmekapazität ergebende Enthalpie H) benötigt. Für die anschließend aus den Temperaturfeldern zu berechnenden Eigenspannungen und Verformungen ist es erforderlich, die thermomechanischen Werkstoffkennwerte (Wärmeausdehnungskoeffizient α , Elastizitätsmodul E sowie die Spannungs-Dehnungs-Beziehung) temperaturabhängig zu kennen.

4.4.2 Thermodynamische Werkstoffkennwerte

4.4.2.1 Wärmeleitfähigkeit λ

Die Wärmeleitfähigkeit λ ist die Wärmemenge, die pro Zeiteinheit durch ein Einheitsvolumen fließt, wenn an zwei gegenüberliegenden Flächen eine Temperaturdifferenz von 1 K vorliegt. Bild 4.8 zeigt die in den verschiedenen Veröffentlichungen von Richter [25] bis [27], Radaj [21] und Peil [28], [29] sowie im SEW 310 angegebenen Werte für den Werkstoff St52-3 und ähnliche un- und niedriglegierte Stähle in Abhängigkeit von der Temperatur.

Da sich die Werte für die Wärmeleitfähigkeit über die Temperatur nur wenig ändern, wird für die numerische Berechnung bis zur Schmelztemperatur des Stahls ein konstanter Mittelwert von 36 W/mK angesetzt. Im Schmelzbad ist die Wärmeausbreitung aufgrund der Konvektion des flüssigen Stahls erhöht. Daher wird für die numerische Berechnung in Anlehnung an [30] der Wert für die Wärmeleitfähigkeit ab der Schmelztemperatur (1500°C) auf 72 W/mK verdoppelt.

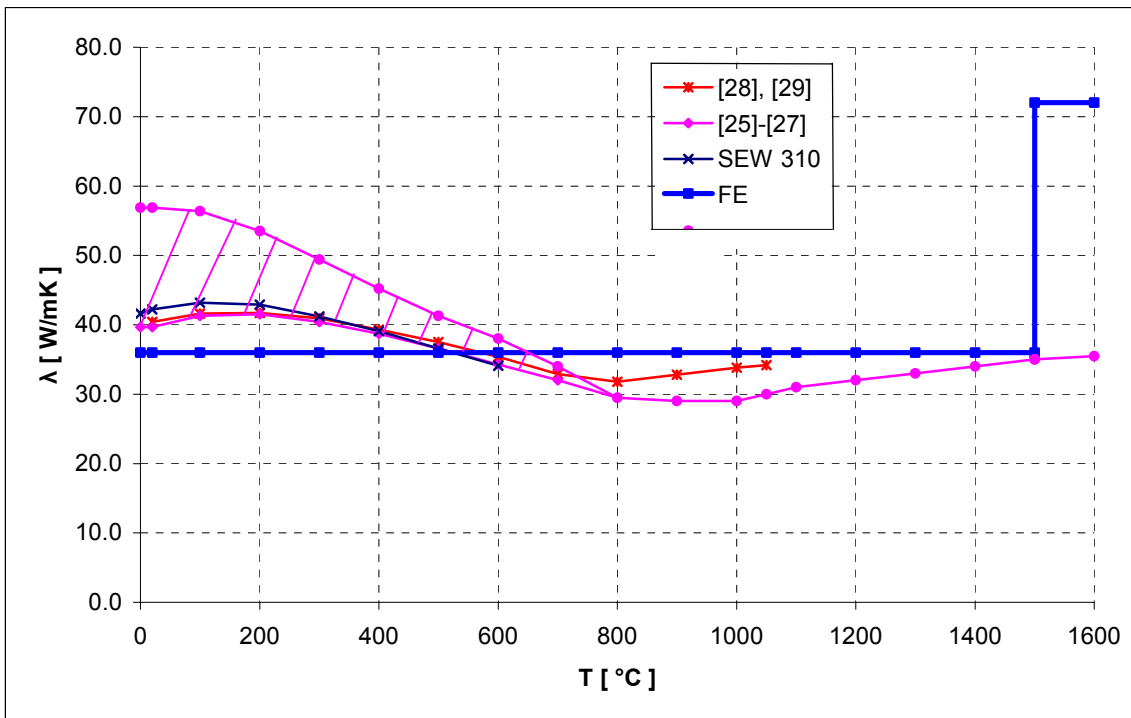


Bild 4.8 Wärmeleitfähigkeit λ in Abhängigkeit von der Temperatur

4.4.2.2 Dichte ρ

Die Dichte wird bei Raumtemperatur bestimmt und über den Wärmeausdehnungskoeffizienten für höhere Temperaturen berechnet. Mit zunehmender Temperatur nimmt die Dichte deshalb leicht ab, nach Richter beträgt die Änderung bis zur Schmelztemperatur jedoch weniger als 13% [25]. In Bild 4.9 ist die Dichte nach den genannten Veröffentlichungen in Abhängigkeit von der Temperatur grafisch dargestellt.

In der FE-Berechnung wird wegen der geringen Temperaturabhängigkeit ein über die Temperatur konstanter Wert von $\rho=7850\text{kg/m}^3$ verwendet.

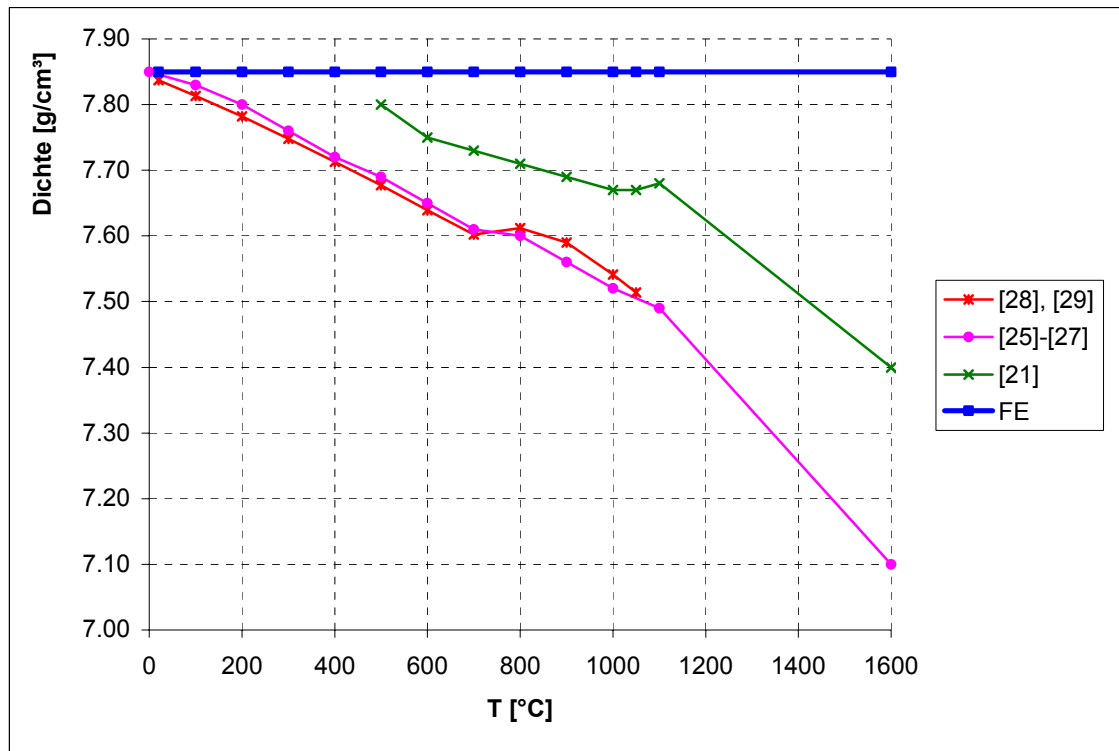


Bild 4.9 Dichte ρ in Abhängigkeit von der Temperatur

4.4.2.3 Spezifische Wärmekapazität c , Enthalpie H

Die spezifische Wärmekapazität gibt an, welche Energiemenge benötigt wird, um die Temperatur eines Stoffes um 1K zu erhöhen. An den Umwandlungspunkten des Metallgefüges weist die spezifische Wärmekapazität bei unlegierten Stählen eine Unendlichkeitsstelle, bei niedrig legierten Stählen ein ausgeprägtes Kurvenmaximum auf. Diese Unstetigkeitsstellen resultieren aus der latenten Umwandlungswärme. In Bild 4.10 sind Werte aus den genannten Veröffentlichungen in Abhängigkeit von der Temperatur dargestellt.

Für die numerische Berechnung wird anstelle der spezifischen Wärmekapazität c die spezifische Enthalpie i verwendet, um die durch die Unstetigkeitsstellen entstehenden numerischen Probleme zu verringern. Die spezifische Enthalpie erhält man durch Integration der spezifischen Wärmekapazität über die Temperatur.

$$i = \int_T c(T) dT \tag{4.7}$$

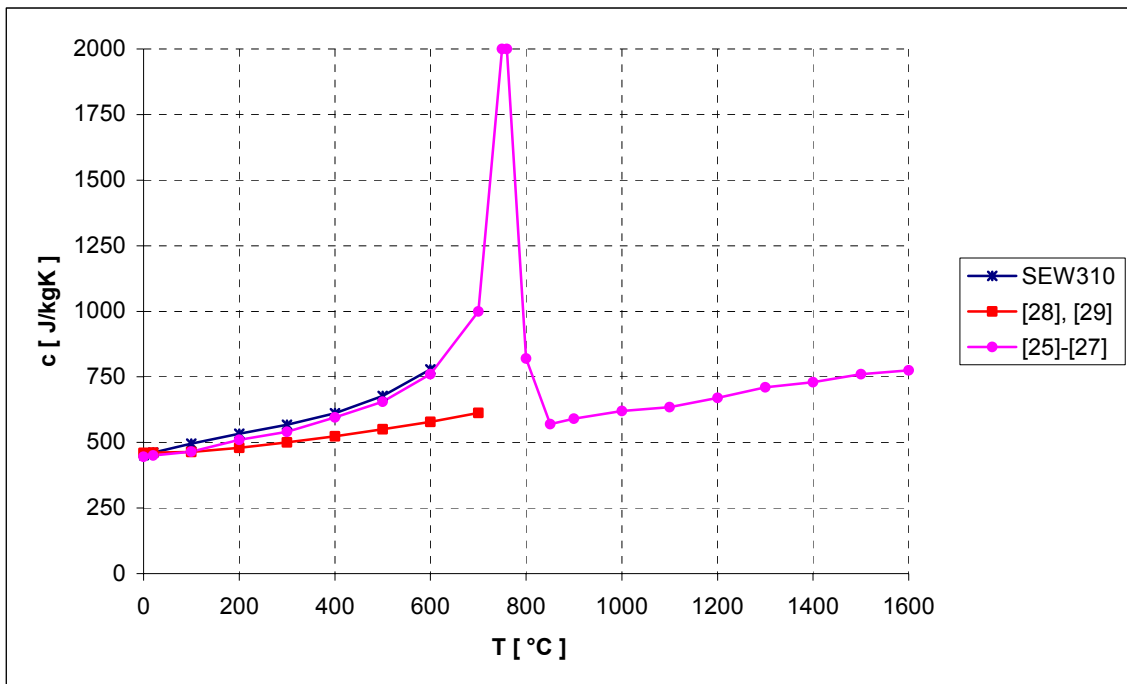


Bild 4.10 Spezifische Wärmekapazität c in Abhängigkeit von der Temperatur

In Bild 4.11 sind Funktionen der spezifischen Enthalpie aus den genannten Veröffentlichungen dargestellt. Zum Teil wurden diese aus den dort angegebenen Verläufen für die spezifische Wärmekapazität ermittelt. Es handelt sich um Funktionen mit Unstetigkeitsstellen an den Umwandlungspunkten des Metallgefüges. Besonders deutlich ist die Erhöhung der spezifischen Enthalpie im Bereich der Schmelztemperatur zu erkennen. Diese Sprungstellen resultieren aus den Sprungstellen der spezifischen Wärmekapazität und damit aus der latenten Umwandlungswärme. Die spezifische Enthalpie und die Wärmekapazität erfassen daher auch die metallurgischen Umwandlungsvorgänge des Werkstoffes.

Zur Verwendung in der numerischen Berechnung wird aus der spezifischen Enthalpie i die Enthalpie H gebildet. Sie wird aus der Dichte und der spezifischen Enthalpie berechnet. Bei der Annahme einer über die Temperatur konstanten Dichte gilt:

$$H = \rho \cdot \int_T c(T) dT = \rho \cdot i \quad (4.8)$$

Die in der FE-Berechnung verwendete Funktion für die Enthalpie wird aus den von Richter in [25] angegebenen Werten für die spezifische Enthalpie und der konstanten Dichte von 7850 kg/m^3 berechnet und mit konstanter Steigung bis zu einer Temperatur von 5000°C weitergeführt. Sie ist in Bild 4.12 dargestellt. Die Erhöhung der Enthalpie am Phasenübergang wird auf den Temperaturbereich zwischen 1500°C und 1600°C verteilt. Dadurch wird ein zu steiles Ansteigen der Funktion vermieden, was die numerische Berechnung erleichtert.

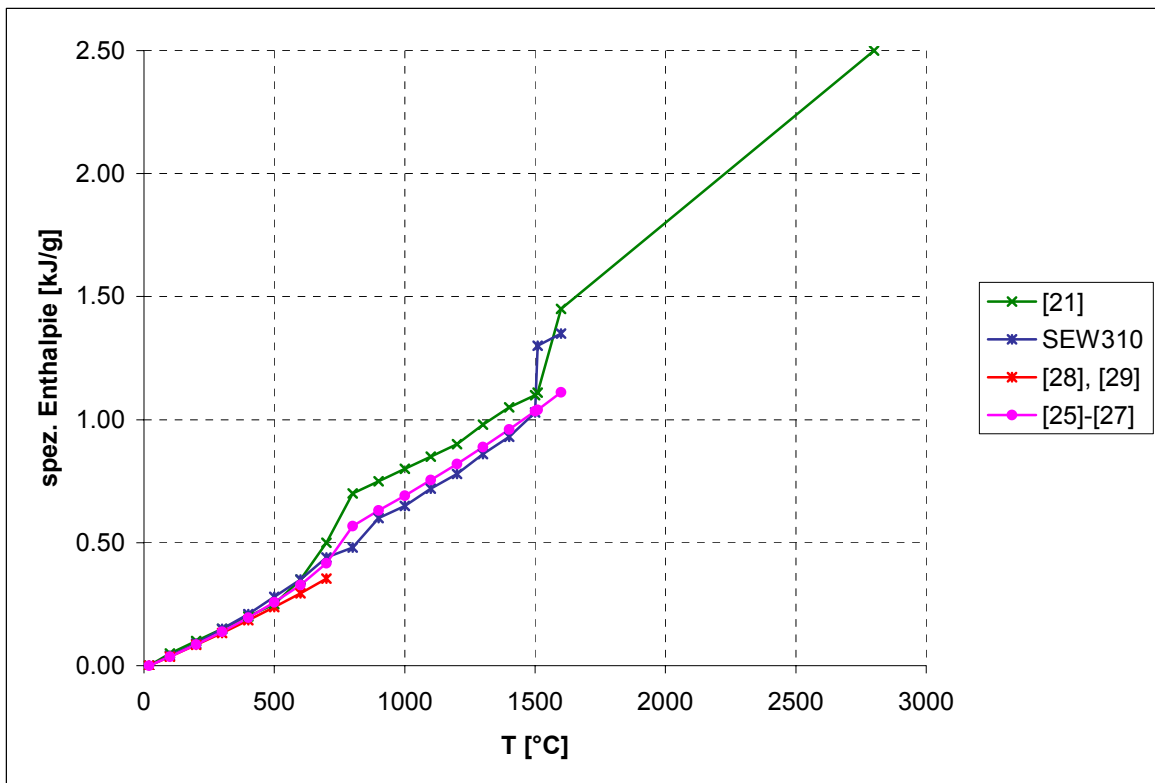


Bild 4.11 Spezifische Enthalpie in Abhängigkeit von der Temperatur

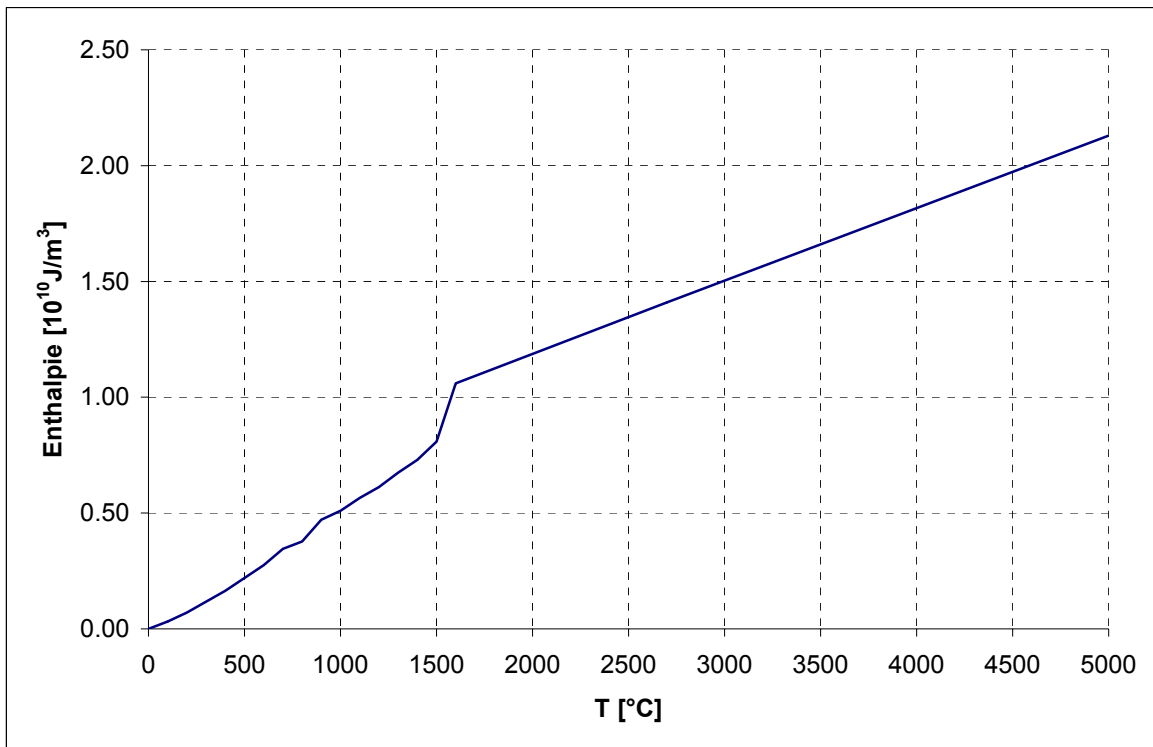


Bild 4.12 Für die numerische Berechnung verwendete temperaturabhängige Enthalpie H

4.4.2.4 Wärmeübergangszahl α_k und Wärmeabstrahlungszahl α_s

Nach Radaj [21] steigt die Wärmeübergangszahl von etwa $4 \text{ J}/(\text{m}^2\text{sK})$ bei 20°C auf etwa $8 \text{ J}/(\text{m}^2\text{sK})$ bei 1500°C an. Er schlägt an anderer Stelle auch einen von der Temperatur unabhängigen, größeren Wert von $\alpha_k = 12 \text{ J}/(\text{m}^2\text{sK})$ vor.

Die Strahlungszahl für den absolut schwarzen Körper ist die Stefan-Boltzmann-Konstante $C_0 = 5,67 \cdot 10^{14} \text{ J}/(\text{mm}^2\text{sK}^4)$. Nicht absolut schwarze Körper werden durch den Emissionsgrad ε erfasst. Für Stahl liegt dieser Emissionsgrad bei 20°C zwischen 0,6 und 0,9. Der Emissionsgrad erhöht sich mit der Temperatur, im Bereich der Schmelztemperatur beträgt er 0,9 bis 0,95.

In der numerischen Berechnung wird zur Abschätzung des Wärmeverlusts, der durch Strahlung und durch Konvektion auftritt, eine kombinierte Wärmeübergangs- und Wärmeabstrahlungszahl verwendet [21].

$$\alpha_k + \alpha_s = 2,4 \cdot 10^{-9} \varepsilon \cdot T^{1,61} \text{ [J}/(\text{mm}^2\text{sK})] \quad (4.9)$$

T ist in dieser Gleichung die Oberflächentemperatur in K, für den Emissionsgrad wird $\varepsilon = 0,9$ konstant über die Temperatur angesetzt. In Bild 4.13 sind die sich ergebenden Werte in Abhängigkeit von der Temperatur in °C dargestellt.

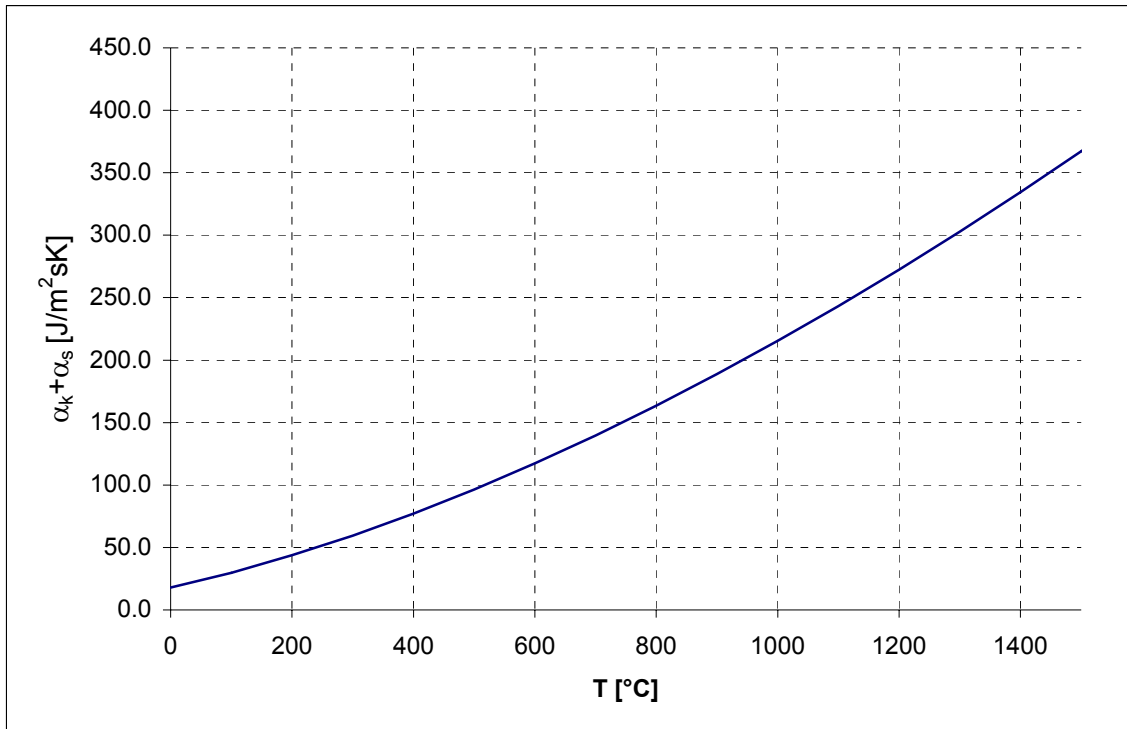


Bild 4.13 Kombinierte Wärmeübergangs- und Wärmeabstrahlungszahl in Abhängigkeit von der Oberflächentemperatur für die numerische Berechnung

4.4.3 Thermomechanische Werkstoffkennwerte

4.4.3.1 Wärmeausdehnungskoeffizient α_T

In Bild 4.14 sind die Werte für den Wärmeausdehnungskoeffizienten α_T aus dem SEW 310 sowie aus den Arbeiten von Peil [29] und Richter [25] dargestellt. Für die numerische Berechnung werden die Werte aus der Arbeit von Richter [25] übernommen.

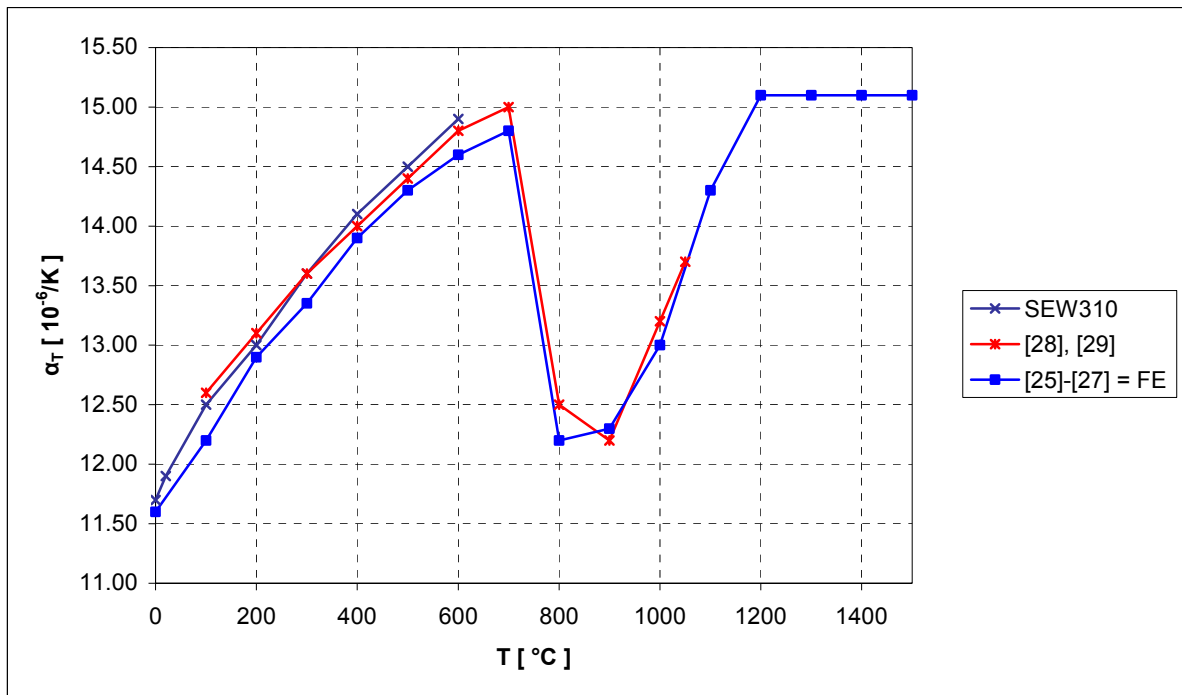


Bild 4.14 Wärmeausdehnungskoeffizient α_T in Abhängigkeit von der Temperatur

4.4.3.2 Querkontraktionszahl ν

Die Querkontraktionszahl ν hat bei Raumtemperatur einen Wert von etwa 0,28 und steigt bis 600°C leicht auf etwa 0,31 an. Von Peil werden auch Werte für höhere Temperaturen angegeben, demnach steigt die Querkontraktionszahl ab 600°C stärker an [29]. In Bild 4.15 ist die Querkontraktionszahl in Abhängigkeit von der Temperatur grafisch dargestellt. Für die numerischen Berechnungen wird aufgrund der nur geringen Änderung ein konstanter Wert von $\nu = 0,3$ angesetzt.

4.4.3.3 Elastizitätsmodul E

Der Elastizitätsmodul fällt mit zunehmender Temperatur stark ab. Im SEW 310 sind Werte von $E = 164.000 \text{ N/mm}^2$ für eine Temperatur von 600°C angegeben. Peil [28] gibt noch etwas kleinere Werte an, die weiter abfallen und bei 1000°C nur noch etwa 19.600 N/mm^2 betragen. Für die FE-Berechnung werden die Werte aus der Arbeit von Peil [28] übernommen und ab einer Temperatur von 1000°C als konstant angesetzt.

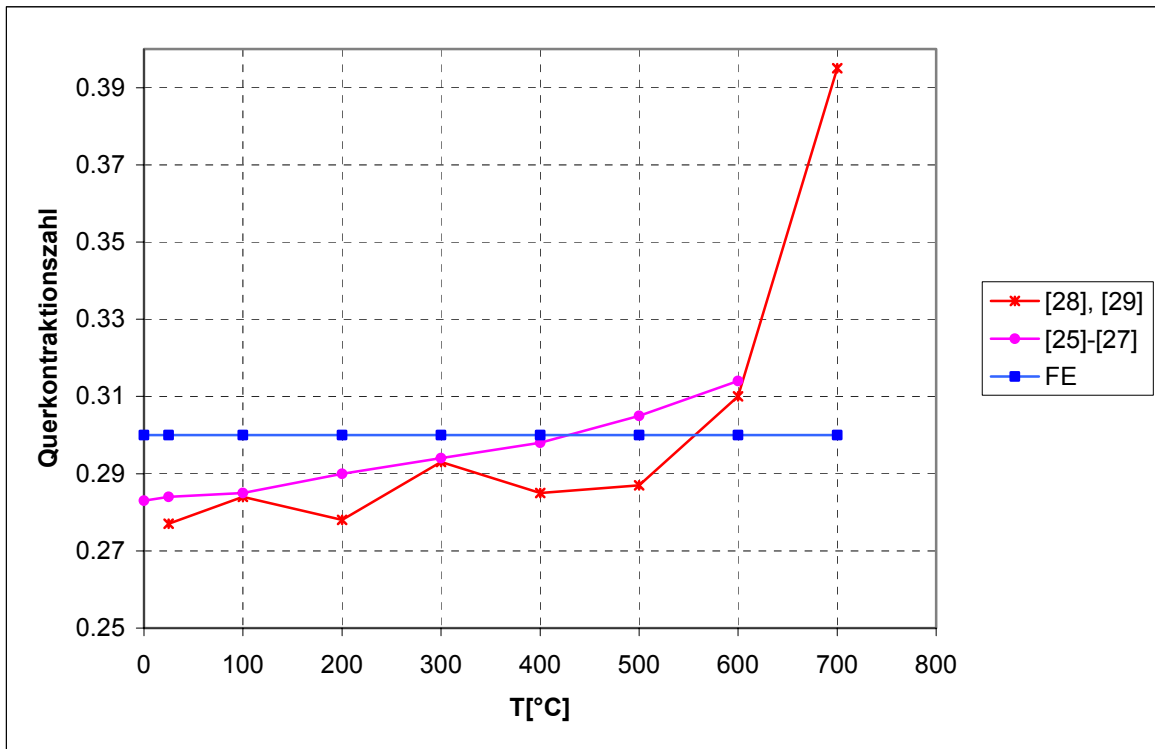


Bild 4.15 Querkontraktionszahl in Abhängigkeit von der Temperatur

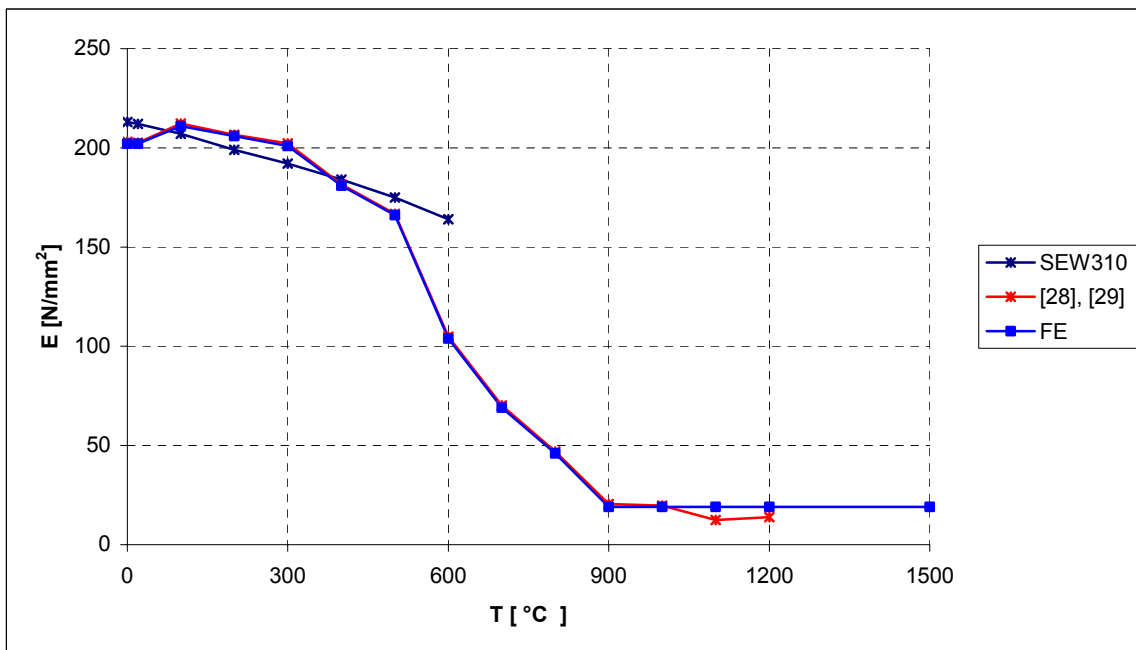


Bild 4.16 Elastizitätsmodul in Abhängigkeit von der Temperatur

4.4.3.4 Spannungs-Dehnungsbeziehungen

In Bild 4.17 sind von Peil [28] ermittelte Spannungs-Dehnungsbeziehungen für verschiedene Temperaturen dargestellt. Es handelt sich hierbei um technische Spannungs-Dehnungsbeziehungen, das heißt, es werden Nennspannungen σ_n über Nenndehnungen ε_n aufgetragen. Die Bilder 4.18 und 4.19 zeigen, wie sich die Streckgrenze und die Zugfestigkeit mit zunehmender Temperatur ändern. Es sind die als v1, v2 und v3 bezeichneten Versuchsreihen aus [28] und der daraus berechnete Mittelwert aufgetragen. Im Bild 4.20 ist die relative Veränderung der Streckgrenze und der Zugfestigkeit mit zunehmender Temperatur bezogen auf die Werte bei Raumtemperatur (20°C) aufgetragen (jeweils der Mittelwerte). Gleichung 4.10 beschreibt die aus den Mittelwerten entstehenden Faktoren k_{Te} und k_{Tu} .

$$k_{Te} = \frac{R_{p0,2,T}}{R_{p0,2,20}} \quad k_{Tu} = \frac{R_{m,T}}{R_{m,20}} \quad (4.10)$$

$R_{p0,2,20}$ = Streckgrenze bei Raumtemperatur

$R_{p0,2,T}$ = Streckgrenze bei der Temperatur T

$R_{m,20}$ = Zugfestigkeit bei Raumtemperatur

$R_{m,T}$ = Zugfestigkeit bei der Temperatur T

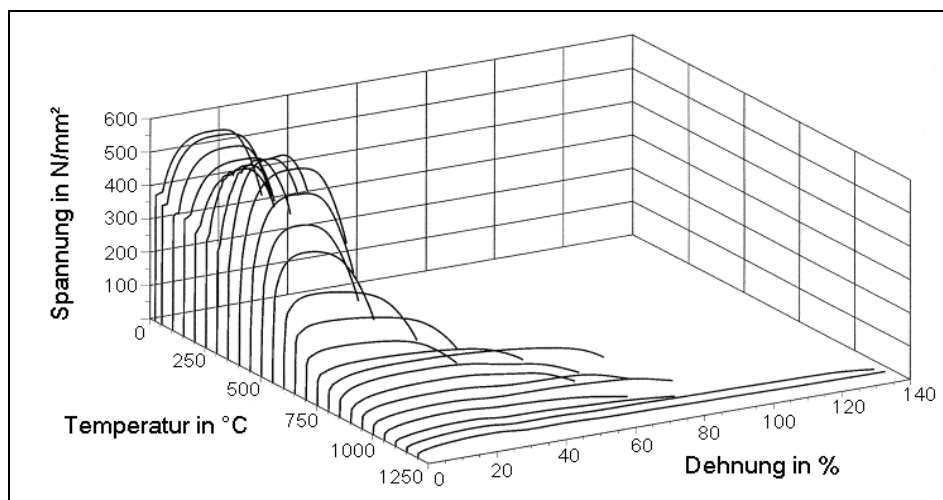


Bild 4.17 Temperaturabhängige Spannungs-Dehnungslinien für den Werkstoff S355 [28]

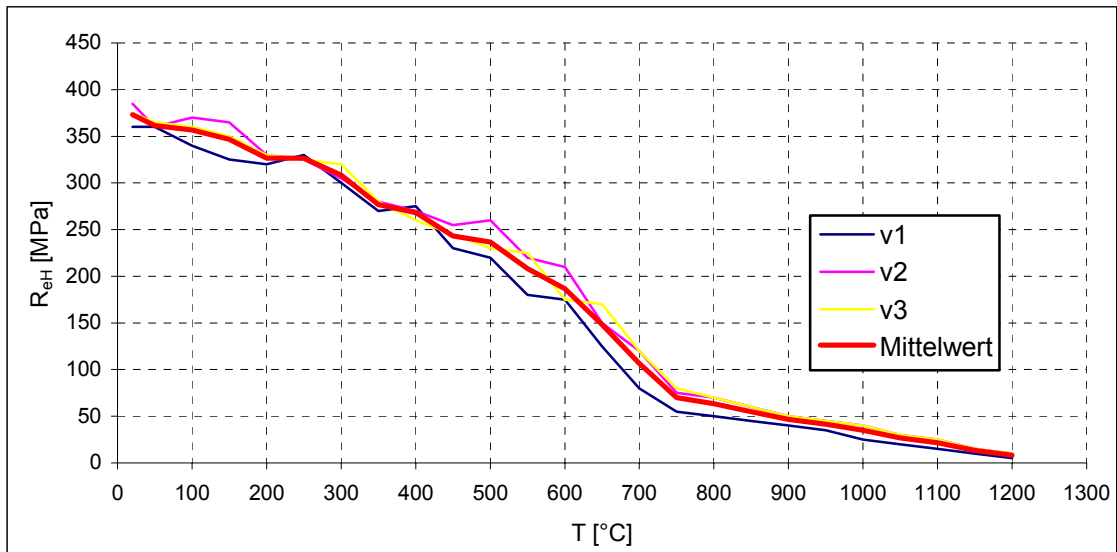


Bild 4.18 Streckgrenze R_{eH} ($R_{p0,2}$) für den Werkstoff S355 in Abhängigkeit von der Temperatur [28]

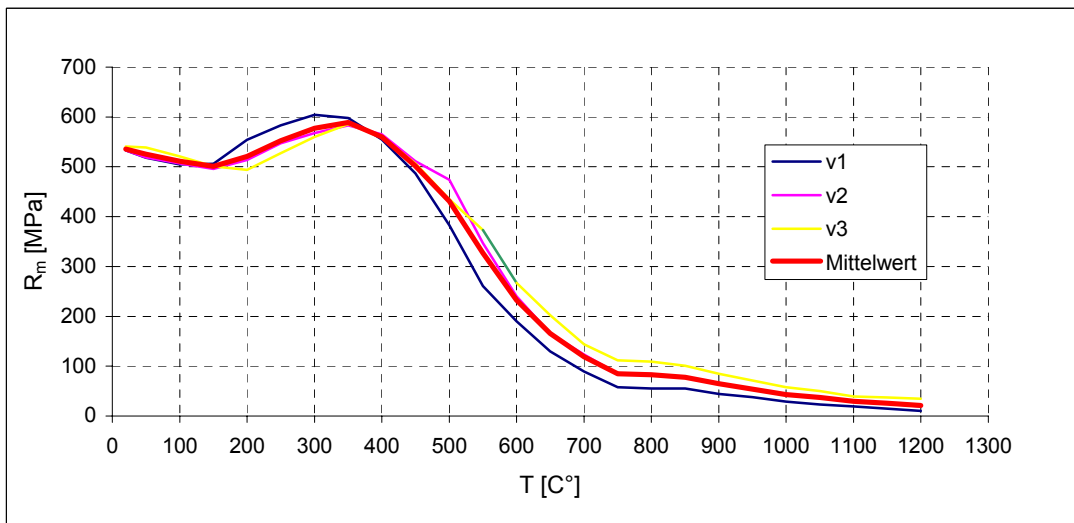


Bild 4.19 Zugfestigkeit R_m für den Werkstoff S355 in Abhängigkeit von der Temperatur [28]

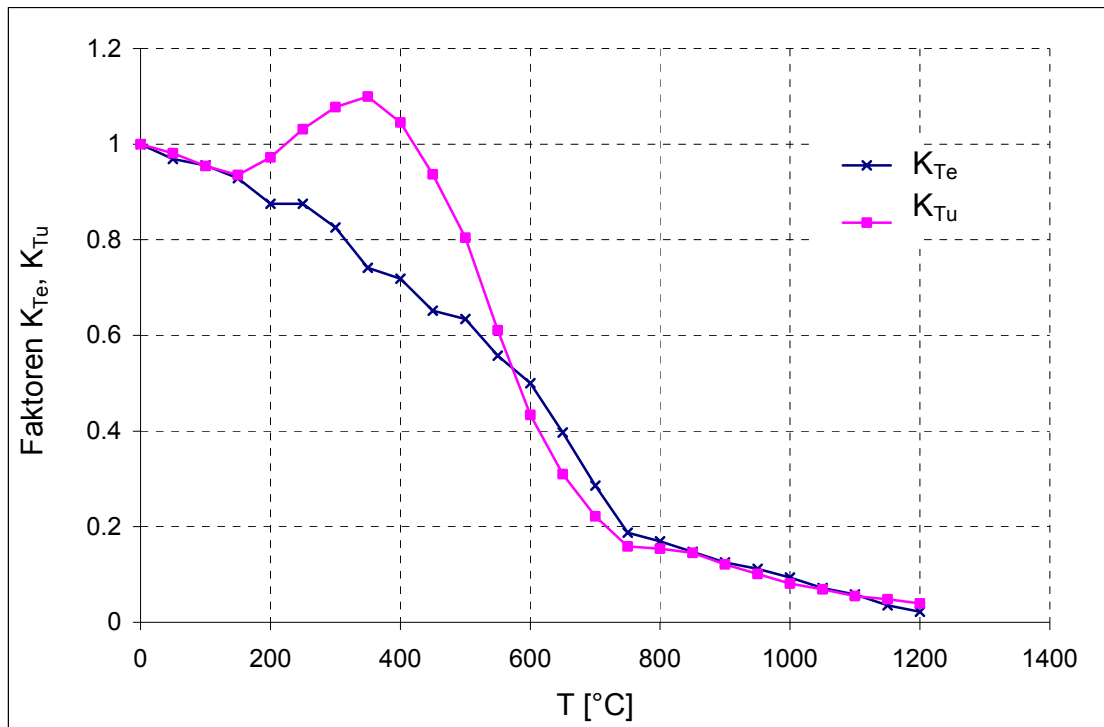


Bild 4.20 Faktoren k_{Te} und k_{Tu} zur Berechnung von Streckgrenze und Zugfestigkeit bei höheren Temperaturen in Abhängigkeit von den Werten bei Raumtemperatur

Für die numerische Berechnung werden temperaturabhängige wahre Spannungs-Dehnungs-Beziehungen verwendet. Für Raumtemperatur werden die wahren Spannungen und Dehnungen gemäß Gleichung 3.10 und Bild 3.4 verwendet. Die wahren Spannungen bei höheren Temperaturen werden bis zu $T = 1000^{\circ}\text{C}$ entsprechend der Faktoren k_{Te} (Streckgrenze σ_e) und k_{Tu} (Zugfestigkeit σ_m und Bruchspannung σ_u) nach Gleichung 4.10 berechnet. Für Temperaturen über 1000°C werden die Werte für 1000°C übernommen. Die wahren Dehnungen bestimmen sich auch für höhere Temperaturen nach den Gleichungen 3.10. Für den E-Modul werden die Werte aus Bild 4.16 übernommen.

Die in dieser Weise ermittelten Spannungs-Dehnungs-Beziehungen für verschiedene Temperaturen für den Werkstoff S355 sind in Bild 4.21 dargestellt.

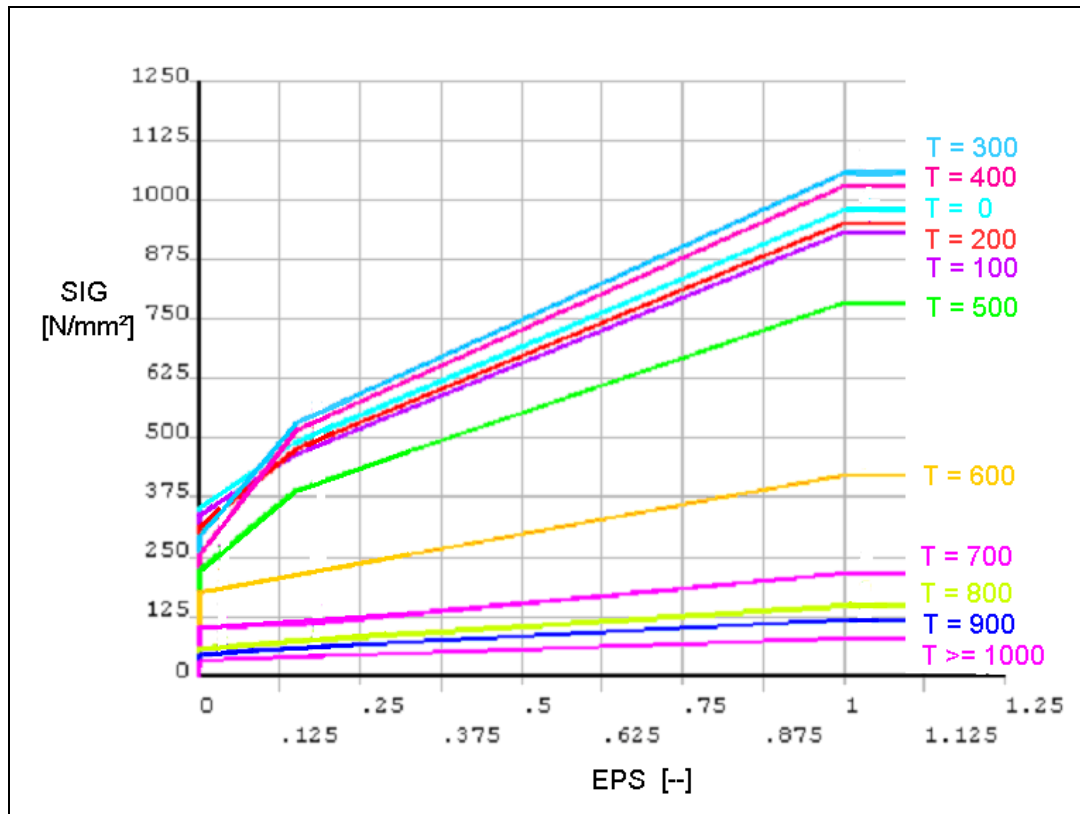


Bild 4.21 In der FE- Rechnung verwendete temperaturabhängige σ - ϵ -Kurven für einen S355J2+N nach DIN EN 10025-2

4.4.4 Zusammenstellung der Werkstoffkennwerte

In den Bildern 4.22 und 4.23 sind die thermodynamischen und thermomechanischen Werkstoffkennwerte für die numerische Berechnung in dieser Arbeit zusammengestellt.

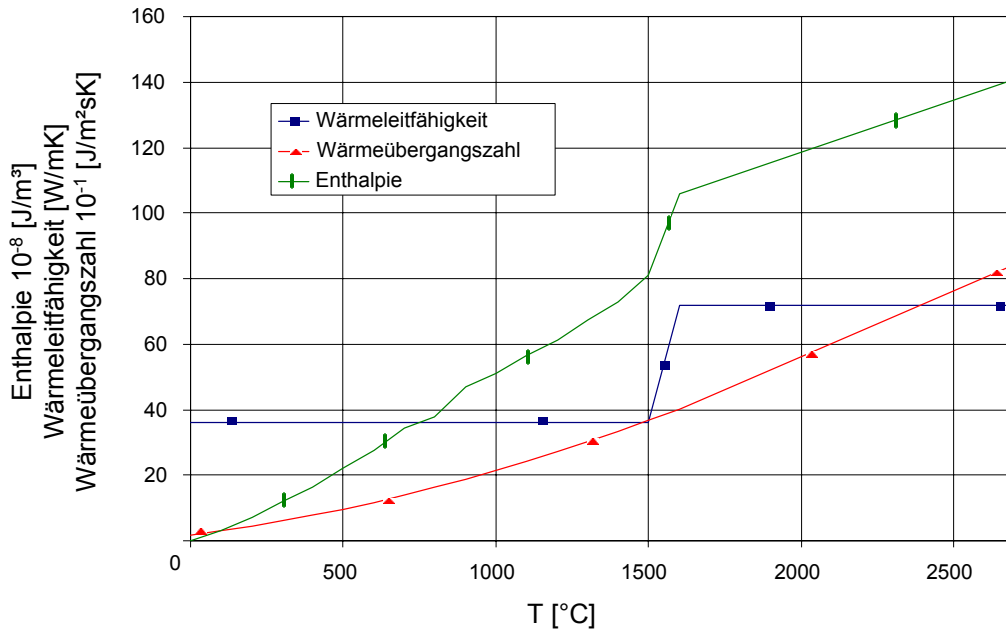


Bild 4.22 In der FE-Berechnung verwendete thermodynamische Werkstoffkennwerte

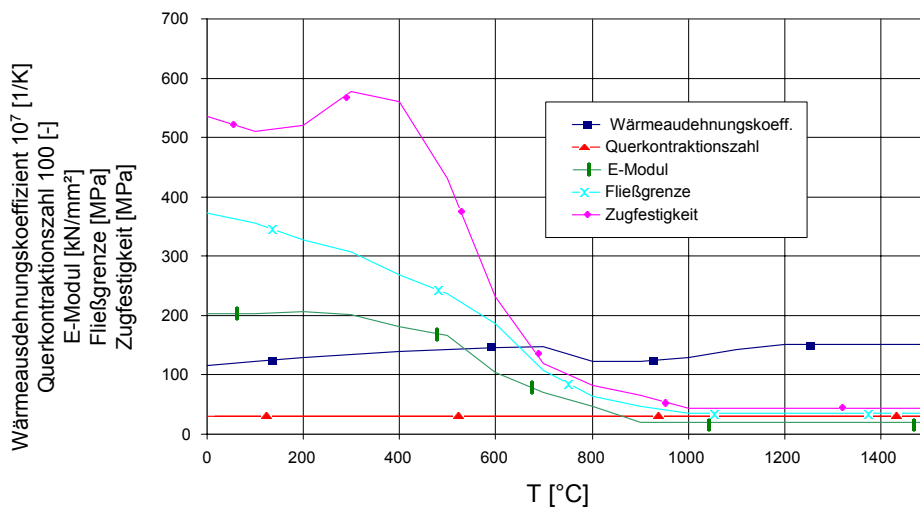


Bild 4.23 In der FE-Berechnung verwendete thermomechanische Werkstoffkennwerte

4.5 Das Schweißsimulationsmakro SSM

4.5.1 Allgemeines

Die numerische Berechnung der Eigenspannungen aus dem Schweißen erfolgt mit dem FE-Programm ANSYS. Dazu wurde im Rahmen dieser Arbeit das Schweißsimulationsmakro SSM erstellt, mit dem in einfacher Form für nahezu beliebige Strukturen die Temperatur- und Spannungsfeldberechnung eines Schweißprozesses durchgeführt werden kann. Grundlage für dieses Makro sind die beschriebenen temperaturabhängigen Werkstoffkennwerte für den Werkstoff S355 und für solche, die diesem ähnlich sind.

Das Schweißsimulationsmakro SSM kann auf beliebige räumliche Strukturen angewendet werden, und es können sowohl Stumpf- als auch Kehlnähte, mit Abmessungen wie sie im Stahlbau vorkommen, berechnet werden. Alle Lichtbogenschweißprozesse können simuliert werden, das Makro ist aber in erster Linie auf das MAG-Schweißen (Ordnungsnummer 135 nach DIN EN ISO 4063) ausgelegt. Als Einheiten werden Längen in m, Massen in kg und Zeiten in s verwendet. Das Schweißsimulationsmakro SSM setzt sich aus sechs einzelnen Teilen zusammen, die im Folgenden kurz erläutert werden. Die vier Teile „Eingabe“, „W_Daten“, „Daten_T“, „W_Quelle“ definieren alle benötigten Parameter der Schweißung, im Teil „Solu_T“ findet die Berechnung des Temperaturfeldes, im Teil „Solu_S“ die Berechnung des Eigenspannungsfeldes statt. Im Rahmen dieser Arbeit ist die Anwendung von SSM für das FE-Programm ANSYS auf die nachstehenden Bereiche beschränkt:

- Temperaturfeldberechnung: Volumenelement solid70
- Spannungsfeldberechnung: Volumenelement solid45
- Schweißprozesse: WIG und MAG
- Durchgeschweißte und Nichtdurchgeschweißte Nähte
- Baustähle S235 bis S355

In [31] ist eine genauere Beschreibung des Makros mit einigen Beispielen enthalten. Dort ist auch ein Makro für die Verwendung in Modellen mit Schalenelementen beschrieben.

4.5.2 Voraussetzungen des ANSYS-Modells

Im ANSYS-Modell, das das Schweißnahtmakro SSM enthält, müssen die Geometrie der Schweißnaht bereits enthalten und alle zur Schweißnaht gehörenden Elemente zur Komponente „naht“ zusammengefasst sein. Schweißnahtanfang sowie -ende müssen durch einen Knotenpunkt definiert werden. Das Bild 4.24 zeigt das Modell einer einfachen Kehlnaht, die Komponente „naht“ ist blau dargestellt.

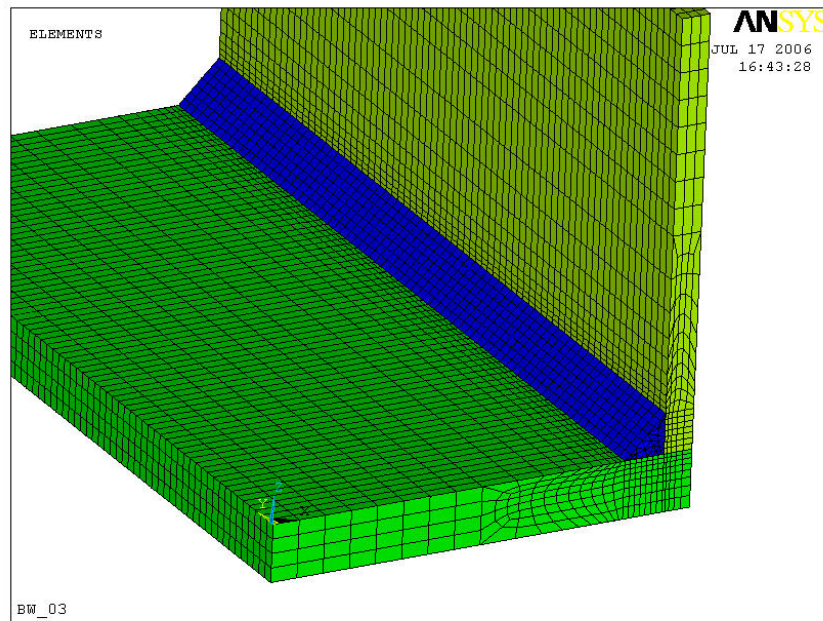


BILD 4.24 Volumenmodell einer Kehlnaht mit der Komponente „naht“

Die Knoten in den sich bei Kehlnähten berührenden Kontaktflächen von zwei Blechen dürfen nicht gekoppelt sein. Innerhalb der Schmelzzone einer Kehlnaht müssen die Knoten der Kontaktflächen verschmolzen werden (nummrg, node), bevor die Makros bei der Berechnung benutzt werden können. Für die Spannungsfeldberechnung werden im Makro „Solu_S“ alle Nahtelemente und eine Elementreihe, die an die Kontaktfläche angrenzt, entfernt (ekill) und schrittweise mit dem Schweißprozess wieder eingefügt. Die Elemente, die zu dieser angrenzenden Elementreihe gehören, müssen zur Komponente „e_kill“ zusammengefasst sein. Im Bild 4.25 ist diese Komponente rot dargestellt.

Bei der Berechnung des Temperaturfeldes im Makroteil „Solu_T“ werden alle Außenflächen benötigt, um ihnen die Wärmeübergangszahl zuzuordnen zu können. Deshalb müssen die Außenflächen zur Komponente „a_aussen“ zusammengefasst sein. Es ist zu beachten, dass Symmetrieflächen keine Außenflächen sind.

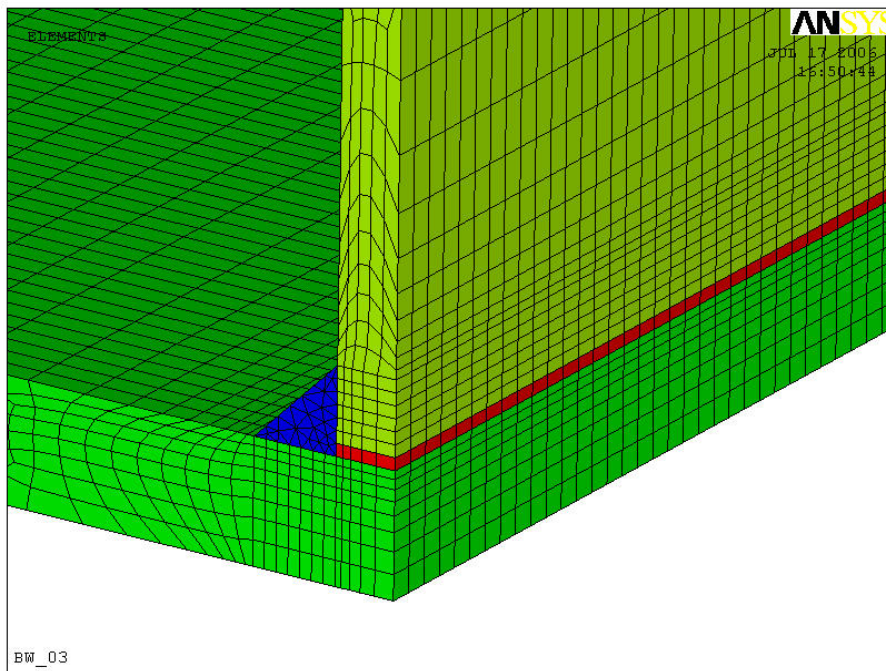


Bild 4.25 Volumenmodell einer Kehlnaht mit der Komponente „e_kill“

4.5.3 Die einzelnen Teile von SSM

„Eingabe“

Im Teil „Eingabe“ werden Angaben zum Schweißprozess und zur Schweißnaht gemacht. Angaben zu der Größe der Naht (a-Maß) müssen nicht gemacht werden, da die vollständige Naht vorab bereits im Modell verankert sein muss (siehe oben). Bei der Spannungsfeldberechnung im Teil „Solu_S“ werden Heftnähte am Anfang und Ende der Naht simuliert. Die Länge dieser Heftnähte wird durch eine Variable „heft“ festgelegt. Voreingestellt ist eine Länge einer Heftnaht von 2 cm. Nach dem Schweißen kühlt der Werkstoff auf Umgebungstemperatur ab. Die Zeit, die der Werkstoff benötigt, um wieder auf Raumtemperatur abzukühlen, wird durch die Variable „tcool“ bestimmt. Voreingestellt ist eine Abkühlzeit von 2 h 45 min. Der Schweißprozess wird

durch die Variable „proz“ definiert. Voreingestellt ist der Schweißprozess 135 (MAG – Schweißen mit Massivdrahtelektrode). Im Teil „Eingabe“ wird zudem durch die Angabe eines lokalen Koordinatensystems die Lage der Naht bestimmt. Für die Bestimmung eines lokalen Koordinatensystems werden drei Punkte benötigt. Jeweils ein Punkt in der Ebene des Nahtanfangs und Nahtendes definieren die x-Achse in Längsrichtung der Schweißnaht, der dritte Punkt legt die y-Achse fest, die in beliebiger Richtung liegen kann.

„W_Daten“

Im Teil „W_Daten“ werden die temperaturabhängigen Werkstoffkennwerte sowohl für die zu verschweißende Struktur als auch für das Schweißgut festgelegt. Voreingestellt ist dabei für Raumtemperatur eine Streckgrenze $R_e = 360 \text{ N/mm}^2$ und eine Zugfestigkeit $R_m = 540 \text{ N/mm}^2$. Alle anderen temperaturabhängigen Kennwerte werden aus diesen nach den Gleichungen 4.10 berechnet oder können direkt festgelegt werden.

„Daten_T“

Im Teil „Daten_T“ werden die Werkstoffkennwerte aus W_Daten den verschiedenen Temperaturen zugewiesen. Dieser Vorgang läuft automatisch ab, es sind keine Anpassungen durch den Benutzer vorgesehen.

„W_Quelle“

Für die Untersuchungen in dieser Arbeit hat sich eine quaderförmige Wärmequelle gemäß Bild 4.5, rechts als ausreichend erwiesen. Im Teil W_Quelle werden die benötigten Kennwerte dieser Wärmequelle festgelegt. Die Leistung P des Schweißprozesses wird durch die Eingabe der Schweißspannung U , der Schweißstromstärke I , der Schweißgeschwindigkeit v und des thermischen Wirkungsgrades k festgelegt. Weiterhin kann in diesem Makro durch die beiden Parameter w_{qh} (Verteilung nach hinten) und w_{qv} (Verteilung nach vorne) die Verteilung der eingebrachten Energie auf die Knoten in Nahtlängsrichtung definiert werden. Voreingestellt sind für $w_{qh} = 3,6 \text{ mm}$ und für $w_{qv} = 2,2 \text{ mm}$. In der Ebene quer zur Nahtichtung wird die Energie auf alle Knoten der Naht gleichmäßig verteilt.

In dem Teil `W_Quelle` werden die Knotenabstände in Nahtlängsrichtung bestimmt, und daraus wird in Abhängigkeit von der Schweißgeschwindigkeit die Verweilzeit der Wärmequelle auf dem jeweiligen Knoten berechnet. Diese Berechnung erfolgt automatisch, es sollte vom Benutzer keine Anpassung vorgenommen werden. Die Verweilzeiten werden im Teil `„Solu_T“` zur Berechnung des Temperaturfeldes benötigt. In diesem Teil werden zudem den Elementen der Schweißnaht ihre Werkstoffkennwerte zugewiesen.

„Solu_T“

Die Berechnung des Temperaturfeldes erfolgt im Teil `„Solu_T“`. Vor dem Beginn der eigentlichen Berechnung werden die Randbedingungen der Struktur definiert. Bei der Temperaturfeldberechnung ist dies nur die Wärmeübergangszahl. Die Wärmeübergangszahl darf nur den Außenflächen zugeordnet werden. Bei der Berechnung des Temperaturfeldes werden alle sich berührenden Knoten gekoppelt, um einen Wärmeübergang herzustellen. Dies ist zum Beispiel bei Kehlnähten für den Wärmeübergang zwischen den zwei zusammengefügteten Blechen erforderlich. Alle Elemente der Komponenten `„naht“` und `„e_kill“` (vgl. Bilder 4.24 und 4.25) sind aktiv.

Im Teil `Solu_T` wird für jede Knotenreihe in Nahtlängsrichtung entsprechend dem fortschreitenden Schweißvorgang eine Temperaturfeldberechnung durchgeführt. Die im Teil `„W-Quelle“` berechnete Verweilzeit auf jeder Knotenreihe bestimmt die Dauer des Lastschrittes. Für die Dauer des Schweißvorganges entspricht somit jede Knotenreihe einem Lastschritt, die in der FE-Berechnung verwendete `„time“` entspricht der Zeit des Schweißvorganges. Der letzte Lastschritt ist das Abkühlen der Naht. Er setzt sich aus mehreren Temperaturfeldberechnungen während der Abkühlung zusammen.

„Solu_S“

Im Teil `„Solu_S“` werden die im Teil `„Solu_T“` berechneten Temperaturverteilungen schrittweise als Lasten auf jede Knotenreihe aufgebracht und daraus die Spannungs- und Dehnungsverteilung bestimmt. Das bisher verwendete thermische Volumenelement `Solid 70` wird durch das Strukturelement `Solid45` ausgetauscht (etch). Die temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungsbeziehungen werden nach den Gleichungen 3.11 definiert (tb, miso). Vom Benutzer werden im Teil `„Solu_S“` die Randbedin-

gungen (z.B. Einspannungen, Festhalterungen, Symmetrierandbedingungen) aufgebracht. Bei symmetrischen Strukturen kann die Eigenspannungsberechnung am symmetrischen Modell stattfinden, auch wenn das Temperaturfeld am ganzen Modell berechnet wurde. Eine Hälfte der Struktur muss dazu entfernt werden. Das kann dadurch geschehen, dass die Elemente und Knoten einfach gelöscht werden.

Vor Beginn der eigentlichen Spannungsfeldberechnung wird mit Ausnahme der Heftnähte „heft“ die Komponente „naht“ und bei Kehlnähten zusätzlich „e_kill“ (vgl. Bilder 4.24 und 4.25) aus dem Modell entfernt (ekill). Die Elemente, die zu den Heftnähten gehören, werden durch das Makro bestimmt. Dazu werden alle Nahtelemente ausgewählt, deren Abstand vom Nahtanfang oder vom Nahtende kleiner ist als die für die Heftnähte angegebene Länge. Bei mehrlagigen Nähten werden die Heftnähte nur aus der ersten Lage gebildet.

Das Ergebnis jedes Lastschrittes aus der Temperaturfeldberechnung im Teil Solu_T wird als Last auf die Struktur aufgebracht. Den Knoten mit einer Temperatur über der Schmelztemperatur von etwa 1500°C wird eine Temperatur von 1500°C zugewiesen.

Für jeden Lastschritt werden die Spannungen und Dehnungen berechnet. Um Speicherplatz einzusparen, werden in der Spannungsfeldberechnung nur der letzte Lastschritt und zur Kontrolle der Berechnung einige der vorherigen Lastschritte gespeichert. Dies ist ausreichend, da im Rahmen dieser Arbeit nur der Spannungszustand nach dem Abkühlen von Bedeutung ist. Der Teil Solu_S speichert bei der Berechnung jeder Lage jeweils den ersten und den letzten Lastschritt des Schweißvorgangs und den letzten Lastschritt des Abkühlvorgangs. Wie oft dazwischen Lastschritte gespeichert werden, wird durch die Variable „speicher“ festgelegt.

4.6 Beispiele

4.6.1 Vorbemerkungen

Zur Kalibrierung und Verifizierung des Schweißsimulationsmakros SSM innerhalb der zuvor genannten Anwendungsgrenzen im Rahmen dieser Arbeit werden an einigen Modellen die mit SSM erzielten Ergebnisse von Temperatur- und Eigenspannungsfeld mit Lösungen aus dem Schrifttum und mit Ergebnissen von Schweißversuchen verglichen.

4.6.2 WIG geschweißte Blindnähte

4.6.2.1 Modell

Mit [30] liegt eine Arbeit vor, in der gemessene Verzugs- und Eigenspannungswerte mit numerisch berechneten verglichen wurden. Für die Schweißversuche wurden mit dem Schweißprozess 141 (WIG) nach DIN EN ISO 4063 Blindnähte auf Bleche mit den Abmessungen 200x150x5 mm geschweißt. Das Bild 4.26 zeigt den Aufbau der Versuche mit Vermaßung der Wegaufnehmer und der Temperaturmesspunkte T1 bis T8. Die numerischen Berechnungen werden aus Symmetriegründen nur am halben Modell durchgeführt. Das Modell wird in Längsrichtung gleichmäßig durch 100 Elemente mit jeweils 2 mm Elementlänge unterteilt. In Querrichtung hat es 20 Elemente, die so angeordnet sind, dass das Netz in der Wärmeeinflusszone besonders dicht ist und zum Rand hin grober wird. Die erste Elementreihe hat eine Elementlänge von etwa 1 mm. In Dickenrichtung hat das Modell 10 Elemente von jeweils 0,5 mm Seitenlänge. Die mit dem Schweißsimulationsmakro SSM in der Temperaturfeldberechnung ermittelten Abmessungen für das Schmelzbad und die Wärmeeinflusszone sowie die in der anschließenden Spannungsfeldberechnung ermittelten Eigenspannungen und Verzugswerte werden mit den Ergebnissen von [30] verglichen.

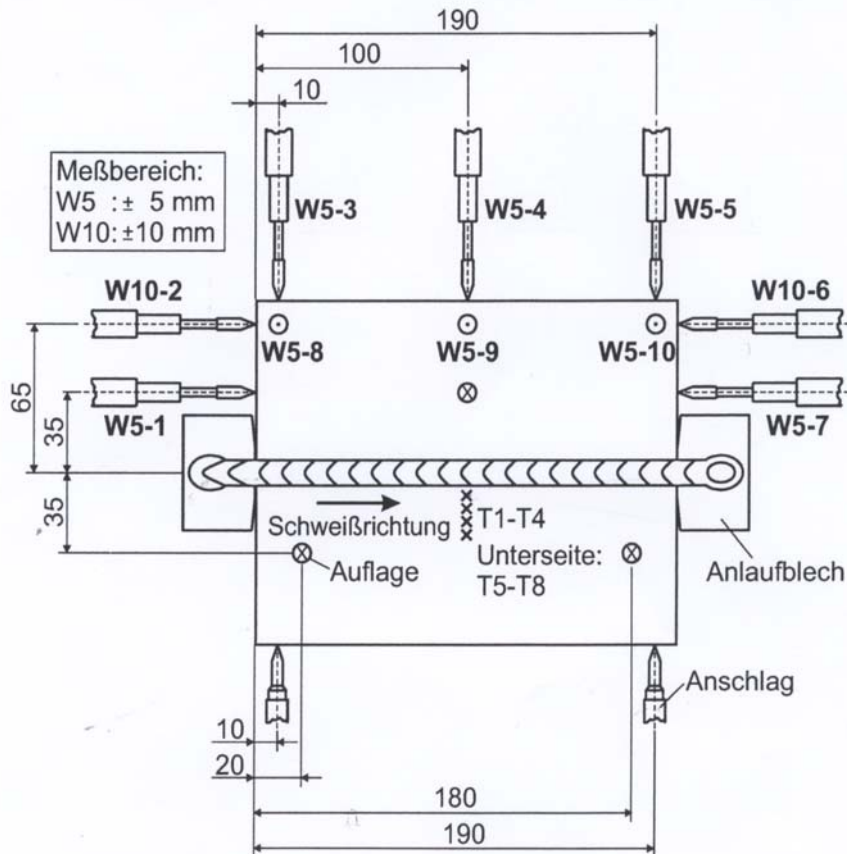


Bild 4.26 Vermaßung der Schweißprobe (aus [30])

4.6.2.2 Berechnung des Temperaturfeldes

Die einzige Randbedingung für die Temperaturfeldberechnung ist die Wärmeübergangszahl, die den Außenflächen zugewiesen wird. In der Symmetrieebene findet kein Wärmeübergang statt, für diese Fläche wird daher keine Wärmeübergangszahl angegeben. Als Wärmequelle wird eine gleichmäßige Verteilung in ein quaderförmiges Volumen gewählt (vgl. Bild 4.5, rechts). Ein Vergleich der Schmelzbadgeometrie und der Temperaturverteilungen mit einer gleichmäßigen Verteilung der eingebrachten Wärme mit Verdopplung der Wärmemenge in der Symmetrieebene zeigt, dass die beschriebene unterschiedliche Verteilung der Energie auf die einzelnen Knoten keinen maßgeblichen Einfluss auf das Temperaturfeld hat. Dieses Vorgehen nähert in Querrichtung die von Radaj in [21] vorgeschlagene Gauß-Verteilung an. Bild 4.27 zeigt die berechnete Temperaturverteilung auf der Oberfläche, wobei die Temperaturen größer 1500 °C einheitlich grau dargestellt sind.

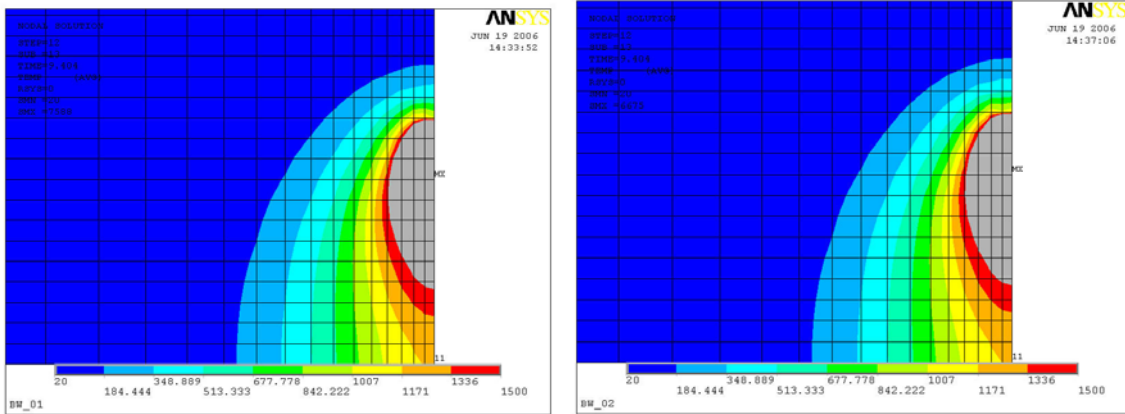


Bild 4.27 Temperaturverlauf auf der Werkstückoberseite bei quaderförmigem Wärmeeintrag; Links: Verdopplung der Wärmemenge in den Knoten der Symmetrieebene; Rechts: Gleichmäßige Verteilung der Wärmemenge über alle Knoten

In weiteren Berechnungen werden die Abmessungen des quaderförmigen Volumens, in das die Energie eingebracht wird, bestimmt. Dazu werden Berechnungsergebnisse mit Messwerten verglichen. In der numerischen Berechnung wird ein thermischer Wirkungsgrad von $k = 0,8$ berücksichtigt, um die Schweißspannung und den Schweißstrom am Werkstück vergleichen zu können. Die Größe des Schmelzbades und der Wärmeeinflusszone werden mit den in den Versuchen ermittelten Werten verglichen. Eine Verteilung der Wärmequelle von 2,2 mm nach vorne, 3,6 mm nach hinten, 3,2 mm zur Seite und 1,0 mm in die Tiefe führt zu Ergebnissen, die nahe an den Versuchsergebnissen liegen. In Tabelle 4.1 wird die in der Berechnung ermittelte Größe der Schmelzzone und der Wärmeeinflusszone mit den gemessenen Größen aus [30] verglichen. Die Schmelzzone wird in den numerischen Berechnungen mit 1500°C angesetzt, für die Wärmeeinflusszone wird eine Temperatur von 700°C angenommen. Für die gemessenen Werte der Schmelz- und Wärmeeinflusszone ist diese Temperatur nicht eindeutig definiert, da die Werte aus Makroschliffen abgeleitet werden. Die Wärmeeinflusszone wird in [30] für die Bereiche angenommen, in denen im Makroschliff deutlich sichtbare Verfärbungen auftreten, die Schmelzzone für die Bereiche, in denen eine Umkristallisation stattgefunden hat. Diese Umkristallisation findet bei Temperaturen oberhalb der Soliduslinie (etwa 1493°C) statt. Tabelle 4.1 zeigt, dass die mit SSM berechneten und die in [30] gemessenen Werte der Einbrandtiefe und der Größe der Wärmeeinflusszone sehr gut mit den Messwerten übereinstimmen. Lediglich die Breite der Schmelzzone weicht etwas von der gemess-

senen Breite ab. In Bild 4.28 sind die Ergebnisse aus den numerischen Temperaturfeldberechnungen und die Makroschliffe aus [30] dargestellt. Die numerischen Ergebnisse sind an einem Schnitt durch die Symmetrieebene in Längsrichtung isometrisch dargestellt. Die Makroschliffe sind in Querschnitten durch die Schweißnahtmitte aufgenommen.

Tabelle 4.1 Vergleich von berechneten und in mm gemessenen Abmessungen [30] des Temperaturverlaufes

S355J2	Versuch 1 $P_0 = 2.630 \text{ W};$ $v = 0,134 \text{ m/min}$		Versuch 2 $P_0 = 2.730 \text{ W};$ $v = 0,281 \text{ m/min}$	
	FEM	Versuch	FEM	Versuch
Breite der WEZ	17,5	17,9	11,5	11,4
Breite der Schmelzzone	10,5	13,4	8,5	9,5
Einbrandtiefe	5	5	2,5	2,4

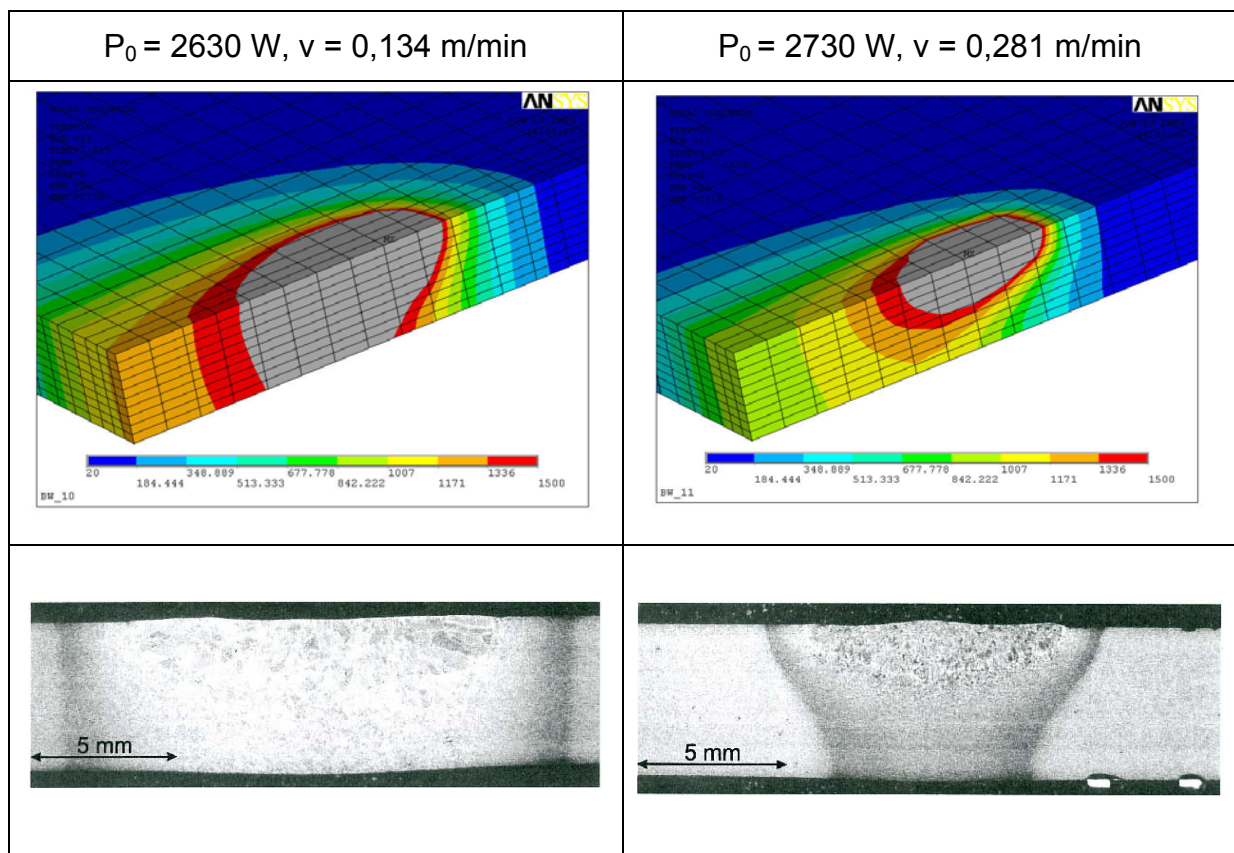


Bild 4.28 Temperaturverlauf und Makroschliff [30] für S355

4.6.2.3 Berechnung des Eigenspannungsfeldes

Die Berechnung der Eigenspannungen und des Verzugs wird für die Schweißparameter $P_0 = 2730 \text{ W}$ und $v = 0,281 \text{ m/min}$ durchgeführt (Versuch 2). Das zuvor berechnete Temperaturfeld wird dem Modell als Last aufgeprägt, die Eigenspannungen und der Verzug werden daraus berechnet. Als Randbedingungen werden die Knoten der Symmetrieebene in Querrichtung festgehalten, und es wird eine Knotenreihe in der Mitte des Blechrands in Längs- und Dickenrichtung gehalten.

Zunächst wird der Verlauf der Eigenspannungen entlang einer Linie quer zur Naht in Blechmitte ermittelt und mit dem in [30] gemessenen Verlauf verglichen. Die Verläufe für Längs- und Quereigenspannungen sind in den Bildern 4.29 und 4.30 dargestellt. Die Längseigenspannungen stimmen wesentlich besser mit den gemessenen Spannungen überein als die Quereigenspannungen. Grund für die Abweichungen in den Quereigenspannungen sind die im Versuch vorhandenen, in [30] jedoch nicht genauer beschriebenen Auflagerbedingungen in Querrichtung (siehe Bild 4.26). In der numerischen Berechnung wird das Modell nur durch die Symmetrierandbedingungen gehalten und kann deshalb in Querrichtung frei schrumpfen. Weiterhin kann der Verzug nach vollständigem Abkühlen mit Messwerten aus [30] verglichen werden. In Bild 4.31 sind die Verformungen aus dem Versuch sowie der numerischen Berechnung mit SSM grafisch dargestellt. Die beiden Verzugsbilder stimmen in ihrer grundsätzlichen Form überein. Es gilt wie bei den Eigenspannungen auch bei den Verformungen, dass diese in Längsrichtung wesentlich besser mit den Messwerten übereinstimmen als in Querrichtung. Der am Ende des Bleches für die gemessenen Werte dargestellte Wert $-0,052 \text{ mm}$ ist vermutlich ein Schreibfehler in [30], da die dort beschriebenen Verläufe über die Zeit nicht mit diesem Wert übereinstimmen. Dies erklärte den deutlichen Unterschied zu dem mit SSM berechneten Wert $-0,098 \text{ mm}$. Der mit SSM berechnete Querverzug ist größer als der in [30] gemessene. Auch diese Abweichung kann mit der in [30] nicht eindeutig definierten Angabe der Auflagerung in Querrichtung erklärt werden. Eine vergleichende Berechnung mit dem speziell für die Schweißsimulation entwickelten Programm Sysweld hat die Ergebnisse der ANSYS-Berechnung mit SSM bestätigt. Auch dort wurde der starke Anstieg der Quereigenspannungen in der Nahtmitte nicht beobachtet.

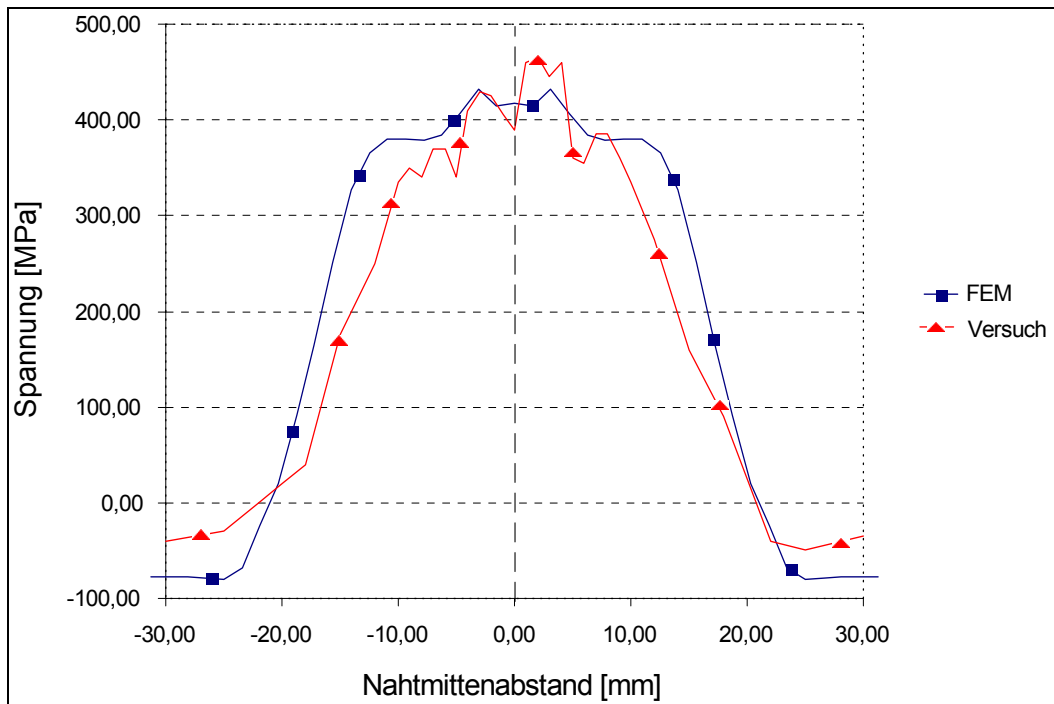


Bild 4.29 Längseigenspannungen nach vollständigem Abkühlen

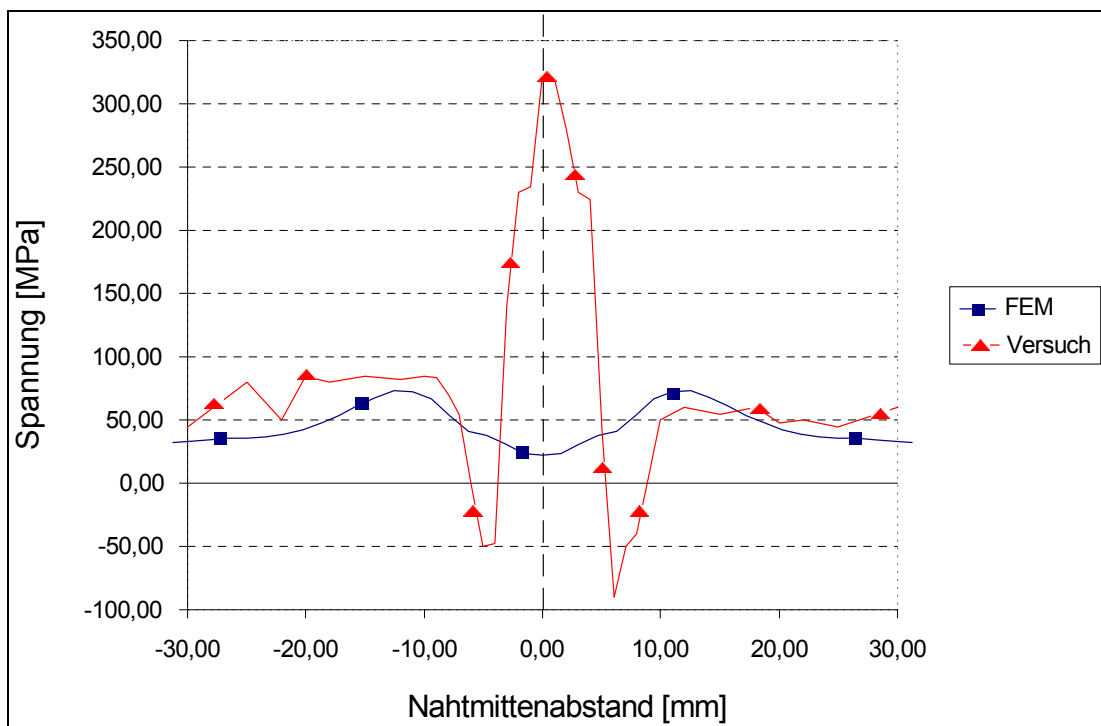


Bild 4.30 Quereigenspannungen nach vollständigem Abkühlen

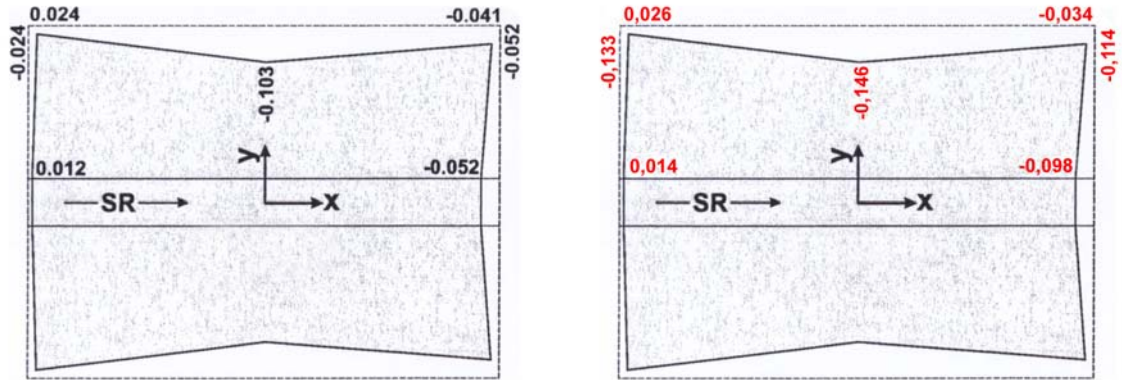


Bild 4.31 Längs- und Querverzug nach vollständigem Abkühlen, links gemessene Werte nach [30] und rechts berechnete Werte

4.6.3 MAG geschweißte Kehlnaht 1

4.6.3.1 Modell

Zur Kalibrierung der Wärmequelle für MAG geschweißte Kehlnähte werden die Berechnungsergebnisse einer Temperaturfeldberechnung mit SSM mit den Ergebnissen eines Schweißversuchs verglichen. Zwei Bleche mit den Abmessungen 200x120x15mm werden mit dem Schweißprozess 135 nach DIN EN ISO 4063 (MAG) durch eine Kehlnaht verbunden. Die Schweißung wurde im Sprühlichtbogen mit einer Spannung $U = 31 \text{ V}$, einer Stromstärke $I = 230 \text{ A}$ und einer Schweißgeschwindigkeit $v = 28 \text{ cm/min}$ ausgeführt. Das an der Schweißprobe ermittelte Wurzelmaß beträgt 5,4 mm. Im FE-Modell wird die Naht als gleichschenkliges Dreieck mit einer Schenkellänge von 7,6 mm modelliert. Bild 4.32 zeigt das Modell zur Berechnung der Kehlnaht, die Nahtelemente sind blau dargestellt.

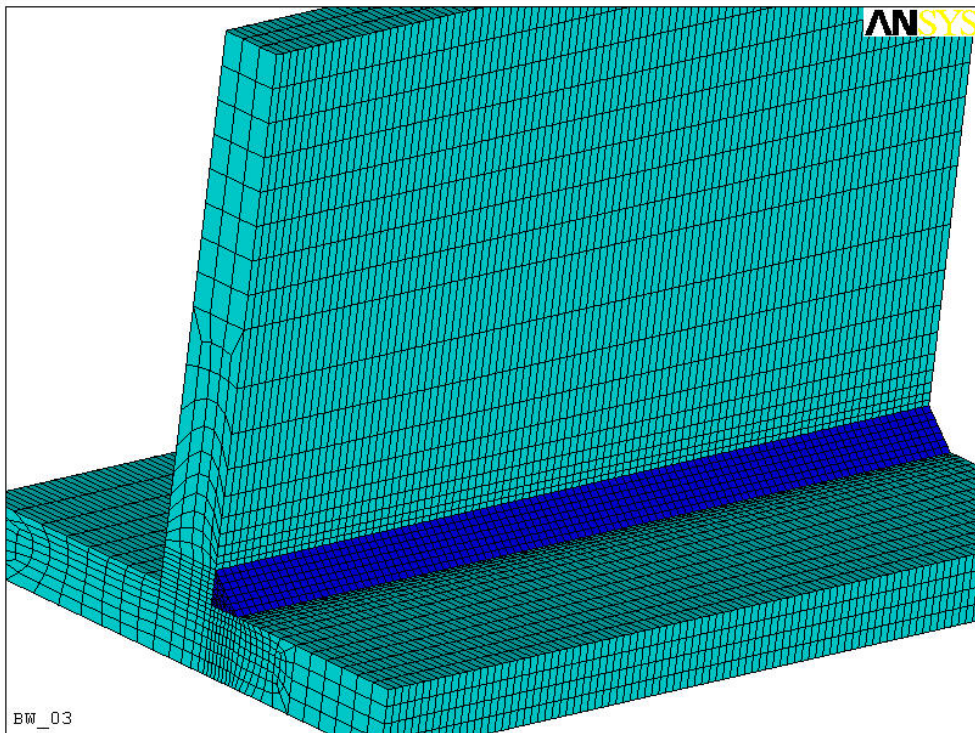


Bild 4.32 Volumenmodell zur Berechnung von Kehlnähten

4.6.3.2 Berechnung des Temperaturfeldes

Die Energie $P = 6417 \text{ W}$ ($k = 0,9$) wird in die Knoten der Nahtelemente eingebracht. Sie wird in Längsrichtung wie auch bei den Stumpfnähten 3,6 mm nach hinten und 2,2 mm nach vorne verteilt. Zur Verifizierung dieser Energieverteilung dient zunächst ein Vergleich der berechneten Schmelzzone mit der Schweißprobe. In Bild 4.33 ist das Ergebnis der numerischen Berechnung dargestellt, Bild 4.34 zeigt den geätzten Makroschliff der Schweißprobe, in der im Gegensatz zur numerischen Berechnung zwei Nähte geschweißt wurden. Da die beiden Nähte sich aber nicht gegenseitig beeinflussen, ist es in der numerischen Berechnung ausreichend nur die zuerst geschweißte Naht zu betrachten. Die Übereinstimmung im Schmelzbad ist bei einer maximalen Einbrandtiefe von jeweils etwa 1,8 mm sehr gut.

Die Temperaturverteilung außerhalb der Schmelzzone wird mit den am Anfang der Schweißprobe sichtbaren Anlauffarben verglichen. Dazu wurden 12 Probelplatten aus unlegiertem Stahl S235 im Ofen bei unterschiedlichen Temperaturen geglüht. Die so erhaltene Farbpalette bei verschiedenen Temperaturen erlaubt einen näherungswei-

sen Rückschluss auf die beim Schweißen der Probe erreichten Temperaturen. Die den einzelnen Farben zugeordneten Temperaturen sind in Bild 4.35 an den entsprechenden Stellen eingetragen, Bild 4.36 zeigt die Temperaturverteilung aus der numerischen Berechnung mit SSM. Zum Vergleich der beiden Temperaturverteilungen sind in den beiden Bildern die Abstände der gekennzeichneten Temperaturen zum Wurzelpunkt der Naht eingetragen, in Tabelle 4.2 sind diese Werte der Temperaturverteilungen zusammengestellt. Die Übereinstimmung der Temperaturverteilungen ist auch hier sehr gut. Aufgrund der sehr geringen Abweichungen in der Temperaturverteilung werden die für die Wärmequelle getroffenen Annahmen für weitere Berechnungen MAG geschweißter Kehlnähte übernommen. Die Verteilung der Energie auf die Knoten der Nahtelemente ergibt ausreichend genaue Ergebnisse.

Tabelle 4.2 Vergleich zwischen berechneter Temperaturverteilung und Versuch

	Abstand vom Wurzelpunkt nach links [mm]		Abstand vom Wurzelpunkt nach oben [mm]	
	Versuch	FEM	Versuch	FEM
340°C	12,0	12,5	10,5	12,5
280°C	13,0	13,5	12,0	13,5
220°C	14,5	14,5	14,0	14,5

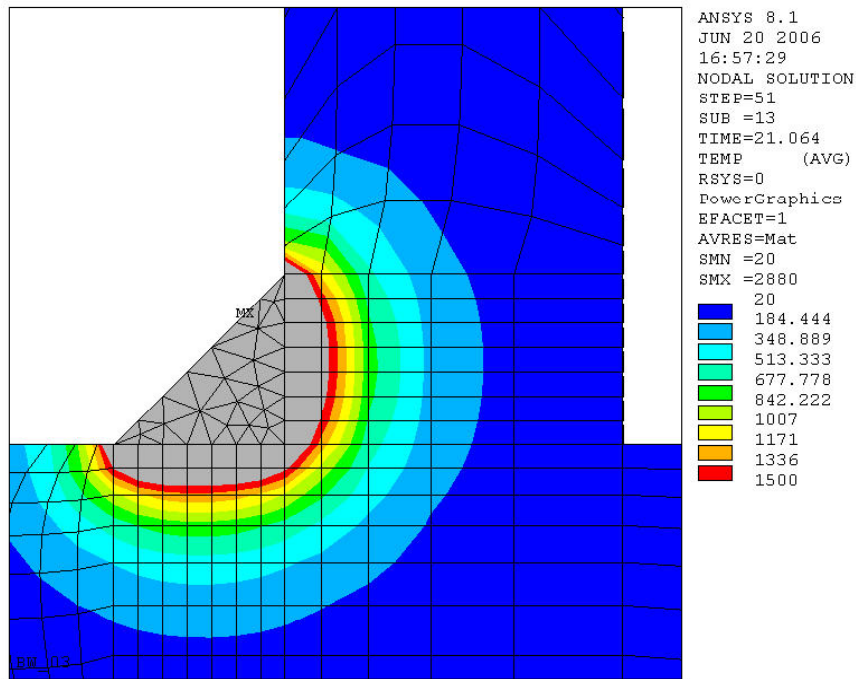


Bild 4.33 Numerisch bestimmte Temperaturverteilung (grau: Schmelzbad)

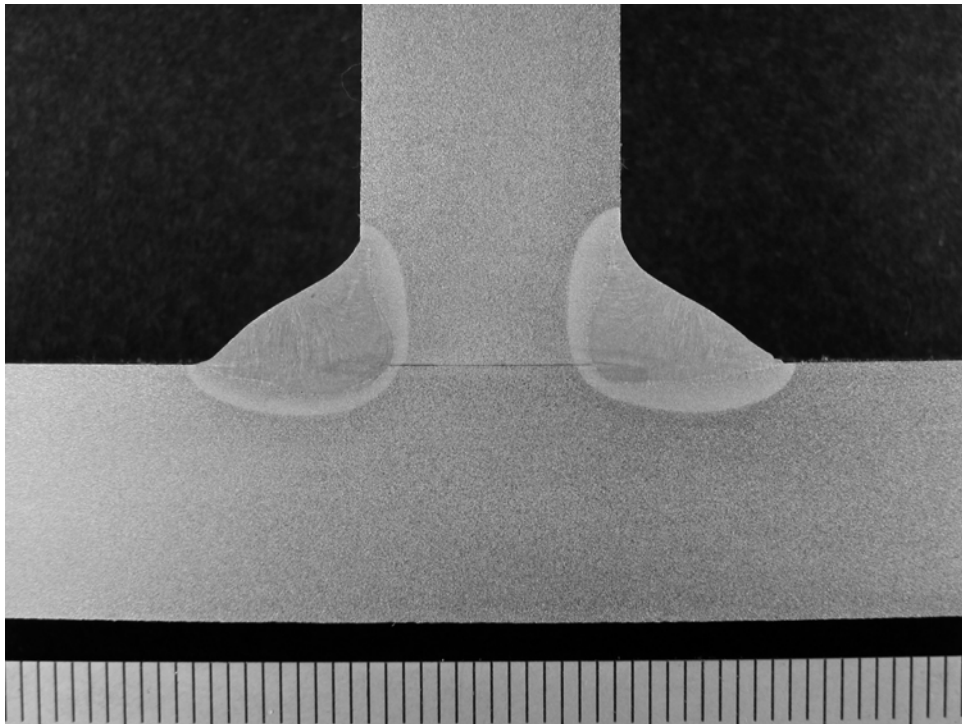


Bild 4.34 Makroschliff des Probestückes aus Schweißversuch

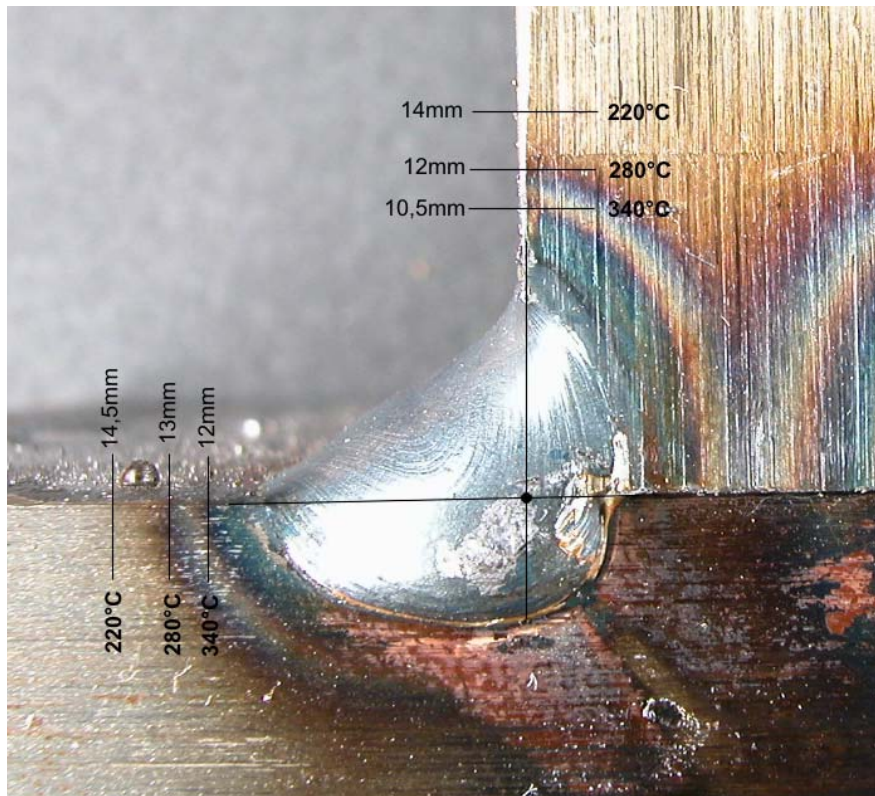


Bild 4.35 Schweißprobe mit Anlauffarben

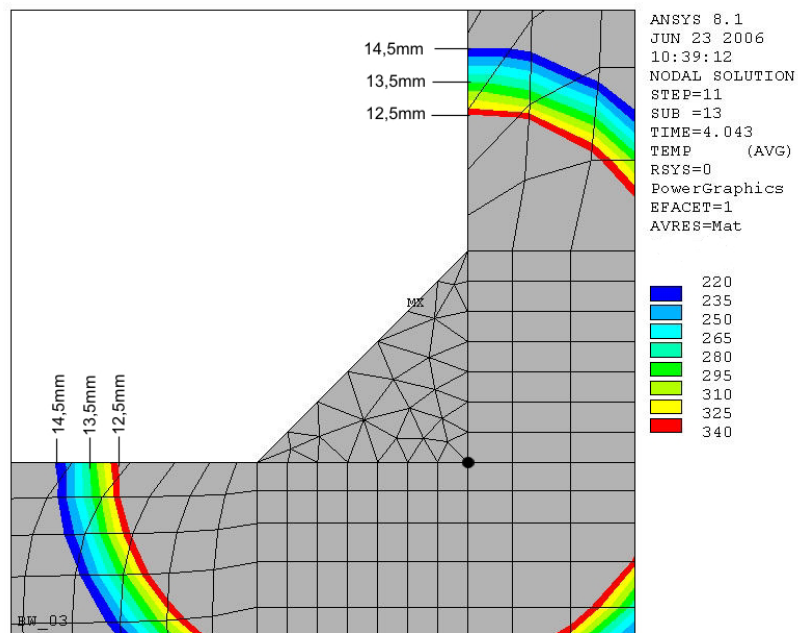


Bild 4.36 Numerisch bestimmte Temperaturverteilung

4.6.4 MAG geschweißte Kehlnaht 2

4.6.4.1 Modell

Bei einem weiteren Modell mit Kehlnähten werden Bleche mit den Abmessungen 150x150x10 mm und 150x75x10 mm verwendet. Das Wurzelmaß der Naht beträgt $a = 5$ mm. Die Berechnung des Temperatur- und Eigenspannungsfeldes erfolgt am halben Modell unter Berücksichtigung der entsprechenden Symmetrierandbedingungen. In diesem zweiten Modell wird das gleichzeitige Schweißen auf beiden Seiten des Bleches abgebildet, und es werden die Ergebnisse der Spannungsfeldberechnung verifiziert.

4.6.4.2 Berechnung des Temperaturfeldes

Der Leistungseintrag und die Verteilung der Wärmequelle zur Berechnung des Temperaturfeldes wird von dem in 4.6.2 beschriebenen Modell übernommen.

4.6.4.3 Berechnung des Eigenspannungsfeldes

In den Bildern 4.37 bis 4.39 sind die sich in Längs-, Quer- und Dickenrichtung ergebenden Spannungen dargestellt. Die Berechnungen bestätigen die Angaben von Radaj [21], wonach die Längseigenspannungen bei Kehlnähten im Nahtbereich etwas über der Fließgrenze liegen und die Quereigenspannungen kleiner sind und nur etwa den halben Wert der Fließgrenze erreichen.

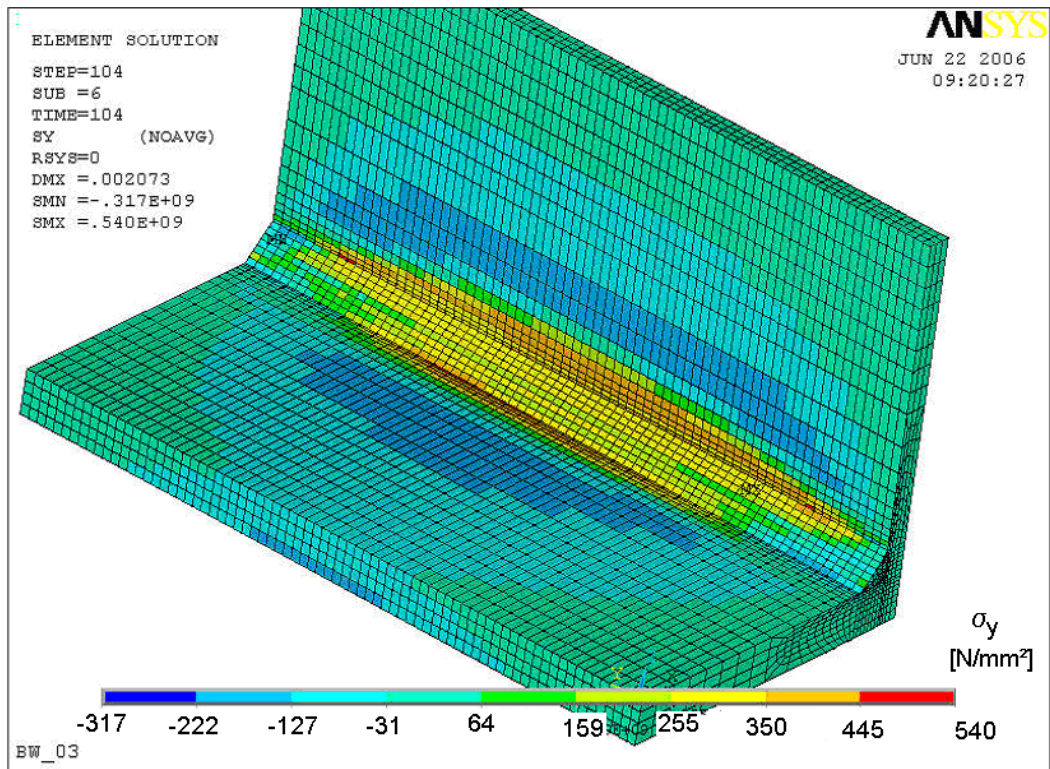


Bild 4.37 Längseigenspannungen

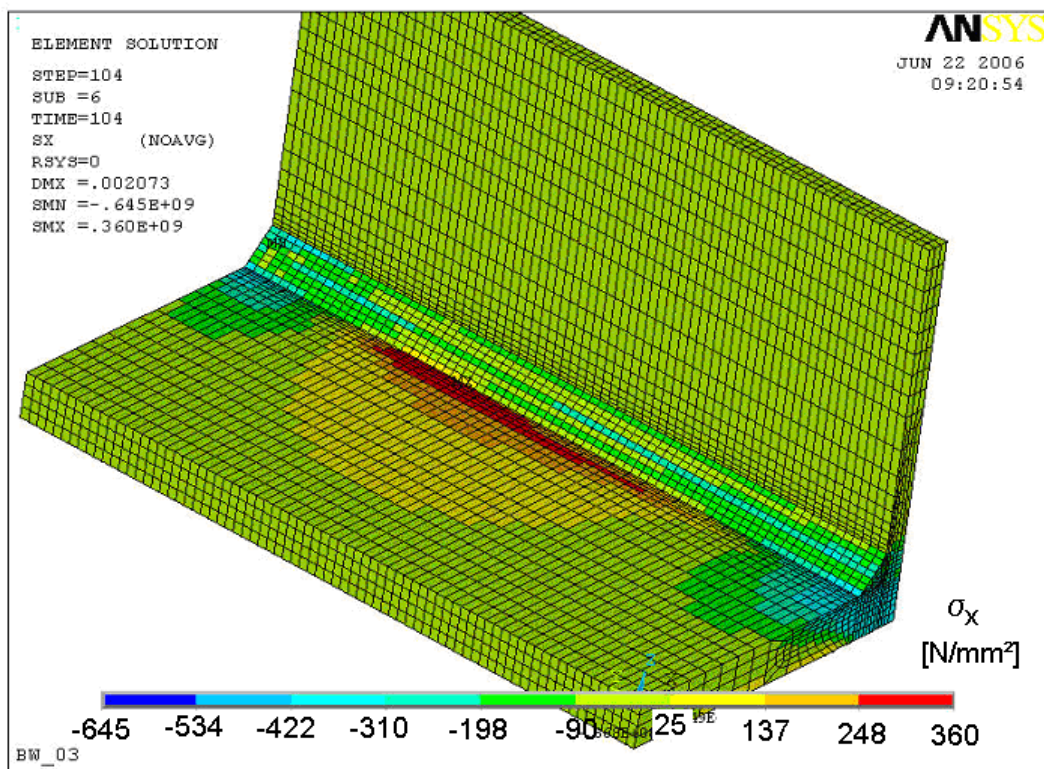


Bild 4.38 Quereigenspannungen

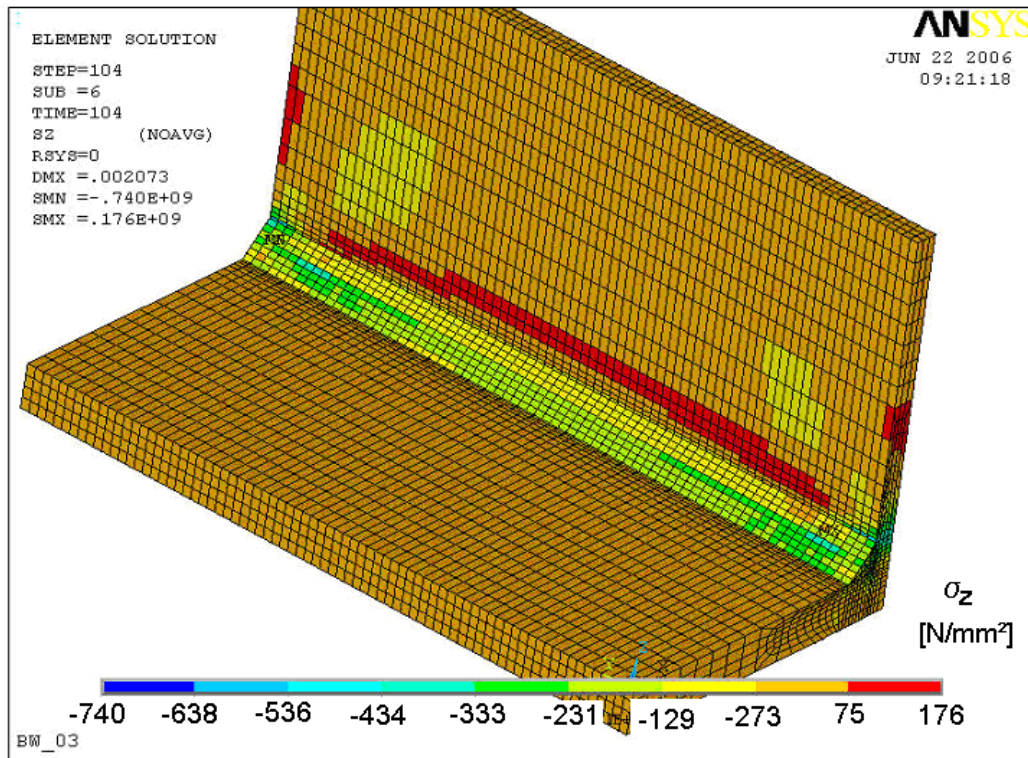


Bild 4.39 *Eigenstressungen in Dickenrichtung*

5 Bauteilversuche

5.1 In ausgeschnittene Knotenbleche eingesteckte Stäbe

5.1.1 Versuchsprogramm

Im Rahmen eines Forschungsprojektes an der Versuchsanstalt wurden Bauteilversuche mit Anschlüssen von Doppel – T – Profilen in ausgeschnittenen Knotenblechen mit zwei grundsätzlich unterschiedlichen Ausführungsformen A und B (Bild 5.1) durchgeführt [32]. Für den statischen Tragfähigkeitsnachweis von Fachwerkknoten mit diesen Anschlüssen wird beispielsweise in [33] ein Berechnungsmodell angegeben, das das Fließvermögen des Werkstoffes voll in Anspruch nimmt. Der statische Tragfähigkeitsnachweis für den Anschluss von Einzelstäben wird in [34] mit [35] ebenfalls für den plastischen Zustand untersucht. Dieser Ansatz plastischer Tragzustände ist bei der Bemessung von Anschlüssen im Stahlhochbau üblich. Die Form A (geschlitztes Knotenblech mit eingeschweißtem Stab) ist aufgrund der einfachen Möglichkeit des Ausgleiches von Toleranzen zum Beispiel beim Anschluss von Fachwerkstäben eine oft benutzte Variante, hat aber einen entscheidenden Nachteil; Die endende Flankenkehlnaht stellt für den Werkstoff eine starke Kerbe dar, die durch den Schlitz am Stabende (Bild 5.3, links) noch verstärkt wird. Es treten dort sehr große Spannungskonzentrationen auf. Die entstehenden Eigenspannungen sind in ihrer Größe und Mehrachsigkeit zunächst unbekannt und hängen auch von den Einspannverhältnissen beim Schweißvorgang sowie von dem aufgrund ungenauer Passung immer vorhandenen Spalt in Nahtquerrichtung (Bild 5.2, rechts) ab. Diese konzentrierten Last- und Eigenspannungen können in Verbindung mit entsprechend tiefen Temperaturen und geringen Werkstoffgüten einen Sprödbruch auslösen. Für den Anschluss Form A wurden in den letzten Jahren zahlreiche weitere Untersuchungen [32] bis [43] durchgeführt, die schließlich zu einer Ergänzung der DAST-Richtlinie 009:2005 [44] führten. Durch die großzügige Ausrundung beim Knotenblech der Form B wird die geometrische Kerbe wesentlich entschärft, und die Längskehlnaht kann sauber umschweißt werden. Nachteil dieser Ausführungsform sind der größere Platzbedarf sowie die etwas größeren Verformungen aufgrund des weicheren Anschlusses.

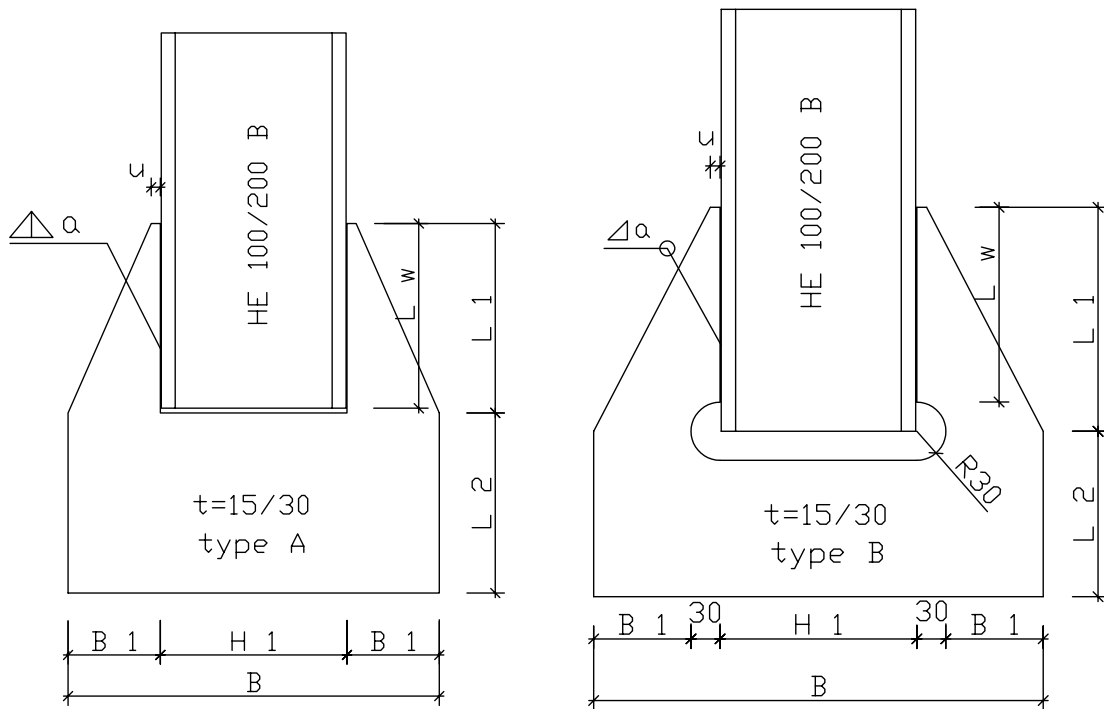


Bild 5.1 Form A (links) und Form B (rechts) der untersuchten Anschlüsse

Tabelle 5.1 Abmessungen der Knotenbleche bei den Versuchen

	a [mm]	u [mm]	L_w [mm]	L_1 [mm]	L_2 [mm]	B [mm]	B_1 [mm]	H_1 [mm]	t [mm]
V130 V150	6	10	200	205	195	402	100	202	15
V140 V160	6	10	200	230	170	462	100	202	15
V230 V250	6	10	100	105	95	202	50	102	15
V240 V260	6	10	100	130	90	262	50	102	15
V310 V330	10	15	250	255	200	422	110	202	30
V320 V340	10	15	250	280	180	482	110	202	30



Bild 5.2 Links: Fachwerkkonstruktion mit in die Knotenbleche eingesteckten HE100B-Diagonalen; Rechts: Makroschliff im eingesteckten Querschnitt zeigt Spalt in Querrichtung



Bild 5.3 Links: Schlitz am Ende des eingesteckten Stabes zum Ausgleich von Montagetoleranzen; Rechts: Zuggeschweißter Schlitz am Stabende, dadurch undefinierter Spannungszustand

Probekörper mit verschiedenen Abmessungen, Werkstoffen, Temperaturen und Formen wurden in Zugversuchen bis zum Bruch geprüft. In der Tabelle 5.1 sind die Abmessungen der einzelnen Versuchskörper sowie die Zuordnung zum Werkstoff zusammengestellt, die Tabellen 5.2 und 5.3 sowie die Bilder 5.4 bis 5.7 beschreiben die mechanisch-technologischen Eigenschaften der in den Versuchen verwendeten Werkstoffe. Zeichnungen und Abmessungen der einzelnen Versuchsaufbauten sind in [32] dokumentiert.

5.1.2 Werkstoffkennwerte

Die mechanisch-technologischen Eigenschaften der verwendeten Knotenbleche wurden in Zug- und Kerbschlagbiegeversuchen bestimmt.

Von den verwendeten Knotenbleche wurden Zugproben entnommen und in Zugversuchen nach DIN EN 10002 geprüft. Die Ergebnisse der Zugversuche sind in der Tabelle 5.2 zusammengestellt, zum Vergleich dazu sind auch die in den Abnahmeprüfzeugnissen angegebenen Werte aufgeführt. Die in den Zugversuchen ermittelten Festigkeitswerte $R_{eH} / R_{p0,2}$ und R_m dienen als Grundlage für die rechnerische Bestimmung der maximalen Beanspruchbarkeiten nach [34] mit [35] (siehe Tabelle 5.5) sowie als Datenbasis für die multilinearen Werkstoffgesetze in den FE-Berechnungen.

Von den Blechen wurden Kerbschlagproben entnommen und in Kerbschlagbiegeversuchen nach DIN EN 10045 bei verschiedenen Temperaturen geprüft. Die Bilder 5.4 bis 5.7 zeigen die gemessenen Kerbschlagarbeiten in Abhängigkeit von der Temperatur, in der Tabelle 5.3 sind die Werte zusammengestellt. Die Tabelle 5.2 enthält zum Vergleich mit den Werten aus den Abnahmeprüfzeugnissen noch einmal die gemessenen Kerbschlagwerte bei Raumtemperatur (+20°C) und bei -20°C. Die Werkstoffe erfüllen die an sie gestellten Anforderungen, wobei zu beachten ist, dass die einzelnen Verläufe der Kerbschlagarbeit über die Temperatur sich stark voneinander unterscheiden, und auch die Maximalwerte, gegen die die Kerbschlagarbeit strebt, zum Teil sehr unterschiedlich sind.

Tabelle 5.2 Werkstoffkennwerte der verwendeten Bleche

Werkstoff Nr.	I	II	III	IV
	S355J2G3 t = 30	S355J2G3 t = 15	S235JRG2 t = 15	S235JRG2 t = 30
KV ^{*)} (-20°C) [J] (3.1.B)	136/195/112- 114	86/85/84- 85	---	---
KV ^{*)} (+20°C) [J] (3.1.B)	---	---	238/211/207- 219	175/185/159- 173
R _{eH} [N/mm ²] (3.1.B)	354	390	259	275
R _m [N/mm ²] (3.1.B)	516	550	393	434
A [%] (3.1.B)	26	27	38	31
KV ^{*)} (-20°C) [J] gemessen	134/138/140- 137	30/32/30- 31	25/138/23- 62	28/34/36- 33
KV ^{*)} (+20°C) [J] gemessen	174/178/170- 174	56/58/59- 58	238/198/200- 212	70/61/77- 69
R _{p0,2} [N/mm ²] gemessen	359	365	248	271
R _m [N/mm ²] gemessen	542	541	391	448
A _{90mm} [%] gemessen	26	24	31	32

^{*)} Es sind jeweils 3 Einzelwerte und nach dem Spiegelstrich der Mittelwert aufgeführt

Tabelle 5.3 Kerbschlagarbeit KV in J bei verschiedenen Prüftemperaturen

Werkstoff	I	II	III	IV
	S355, t=30	S355, t=15	S235, t=15	S235, t=30
KV ¹⁾ (+60°C)	---	---	---	92/88/88 -89
KV ¹⁾ (+40°C)	---	67/68/71 -69	---	90/84/92 -89
KV ¹⁾ (+20°C)	174/178/170 -174	56/58/59 -58	238/198/200 -212 (219³)	70/61/77 -69 (173³)
KV ¹⁾ (+10°C)	---	---	---	---
KV ¹⁾ (0°C)	154/147/174 -158	42/42/39 -41	230/185/174 -196	48/50/44 -47
KV ¹⁾ (-10°C)	---	---	31/168/180 -126	---
KV ¹⁾ (-20°C)	134/138/140 -137 (114³)	30/32/30 -31 (85³)	25/138/23 -62	28/34/36 -33
KV ¹⁾ (-30°C)	---	---	14/17/14 -15	---
KV ¹⁾ (-35°C)	---	26/23/22 -24	---	20/20 -20
KV ¹⁾ (-40°C)	---	---	---	---
KV ¹⁾ (-50°C)	70/72/58 -67	16/16/12 -15	6/10/6 -7	12/9/14 -12
KV ¹⁾ (-60°C)	22/46/118 -62	---	---	---
KV ¹⁾ (-75°C)	54/40/45 -46	---	---	---

¹⁾ Es sind jeweils 3 Einzelwerte und nach dem Spiegelstrich der Mittelwert aufgeführt

¹⁾ Einzelversuch, ²⁾ Mittelwert aus zwei Versuchen, ³⁾ Wert in (...) = Angabe aus dem Abnahmeprüfzeugnis 3.1.B

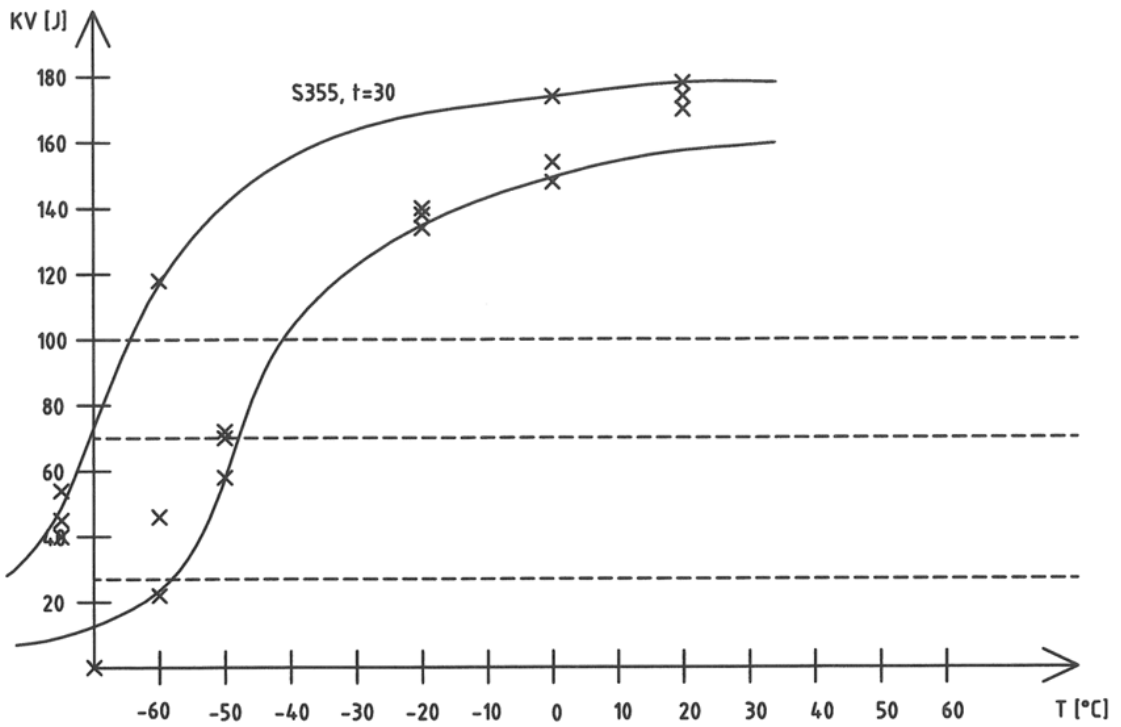


Bild 5.4 Kerbschlagarbeit-Temperatur-Kurve Werkstoff I

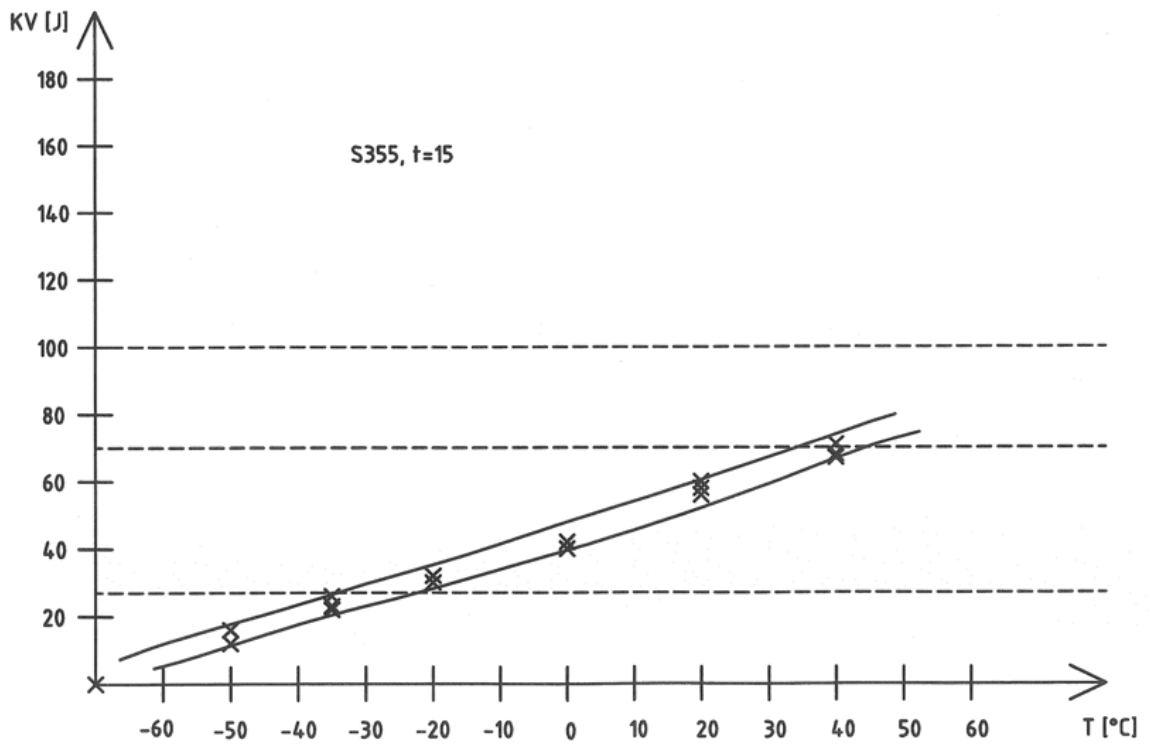


Bild 5.5 Kerbschlagarbeit-Temperatur-Kurve Werkstoff II

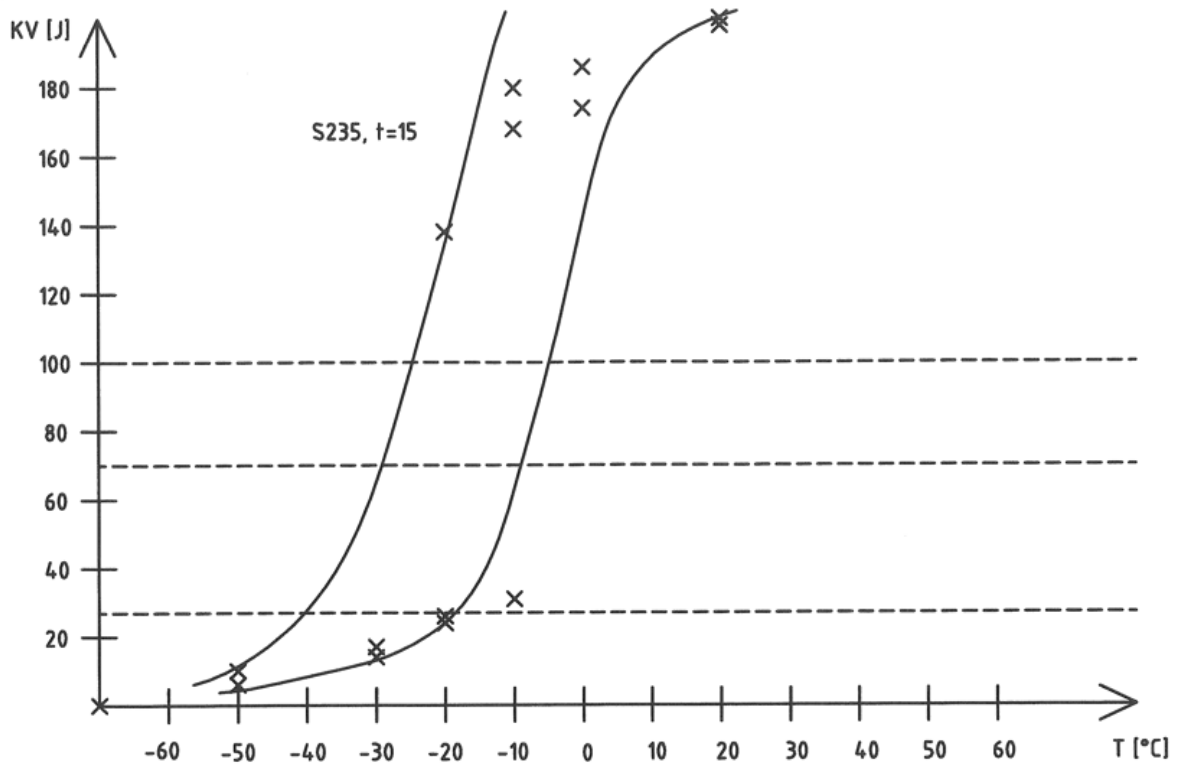


Bild 5.6 Kerbschlagarbeit-Temperatur-Kurve Werkstoff III

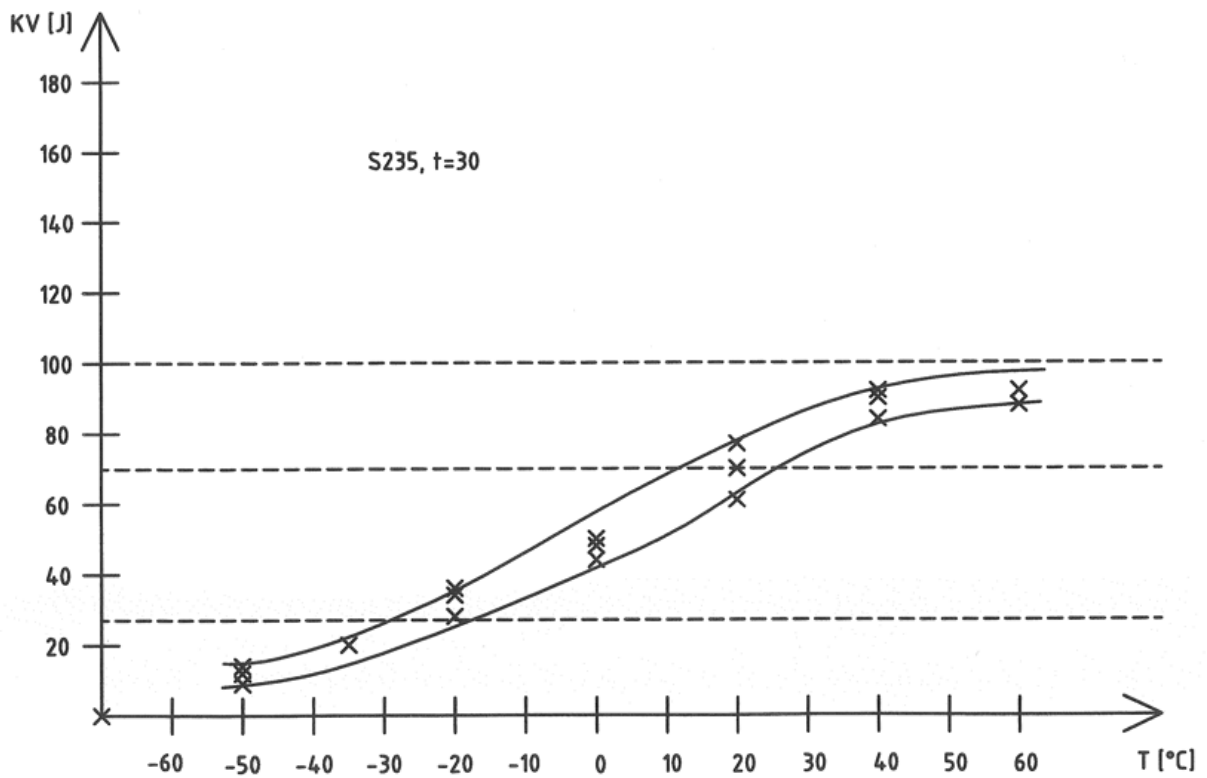


Bild 5.7 Kerbschlagarbeit-Temperatur-Kurve Werkstoff IV

5.1.3 Versuchsergebnisse

5.1.3.1 Allgemeines

In den Versuchsreihen V130 bis V160, V230 bis V260 und V310 bis V340 nach der Tabelle 5.5 wurden die Probekörper in Zugversuchen bis zum Bruch geprüft und dabei die Last-Verformungskurven aufgezeichnet, sowie die Versagensart dokumentiert. Zur besseren Unterscheidung der Versagensarten werden diese nach der Größe der Plastizierung vor der Rissentstehung und nach der Bruchart eingeordnet und gekennzeichnet, wobei der Trennbruch für eine große und der Gleitbruch für eine kleine Rissfortschrittsgeschwindigkeit steht (Tabelle 5.4). In der Tabelle 5.5 bezeichnet t_{KB} die Dicke des verwendeten Knotenblechs, in der Spalte Profilstahl ist der Querschnitt des eingesteckten Profils angegeben. Die Form A des Knotenblechs ist die Ausführung mit Spalt, Form B die verbesserte Ausführung mit einer Ausrundung von 30 mm (Bild 5.1). Die Temperatur ϑ gibt die Temperatur im Knotenblech während des Versuches an, F_y und F_{cal} sind die nach [34] mit [35] mit $f_{y,k}$ und $R_{p0,2}$ nach Tabelle 5.2 unter der Voraussetzung der Ausnutzung plastischer Querschnittsreserven berechneten charakteristischen Lasten im Grenzzustand der Tragfähigkeit. F_{exp} ist die im Versuch bestimmte maximale Kraft im Bruchzustand. Die Versagensarten der Versuche in der Tabelle 5.5 sind in der Tabelle 5.4 definiert. Die Versuchskörper wurden so dimensioniert, dass bei duktilem Werkstoffverhalten ein Versagen im Knotenblech durch Fließen zum parallelen oder schrägen Rand maßgebend wird. Die Bruchlasten und Versagensarten aller Versuche sind in der Tabelle 5.5 zusammengestellt.

5.1.3.2 Versuchsreihe V100

Die für die Tragfähigkeit maßgebende Geometrie ist bei den Versuchskörpern identisch.

Für die Versuchsreihe V130 wurde als Werkstoff für das Knotenblech ein S355J2G3 bestellt und geliefert (Werkstoff II, Bild 5.5). Das Versagen der Versuche erfolgt nach deutlichen plastischen Verformungen. Die Versagenslast von Versuch V132 liegt

23% oberhalb der nach [34] mit [35] berechneten Traglast, die Versuche V131 und V133 haben noch größere Versagenslasten.

Die Versuche V141 und V142 der Versuchsreihe V140 haben größere Traglasten als die Versuche der Versuchsreihe V130 und versagen ebenfalls nach großen plastischen Verformungen.

Die Versuchsreihen V150 und V160 wurden mit dem Werkstoff S235JRG2 für das Knotenblech durchgeführt. Die Kerbschlagarbeit des verwendeten Werkstoffes III (Bild 5.6) ist bei Raumtemperatur sehr groß und fällt im Übergangsbereich, wo sie stark streut, sehr steil ab. Die einzelnen Versuchskörper erreichen vor dem Versagen große plastische Verformungen und auch die Bruchlasten liegen deutlich oberhalb der nach [34] mit [35] berechneten Traglasten.

5.1.3.3 Versuchsreihe V200

Die Versuchskörper der Versuchsreihe V200 unterscheiden sich durch das kleinere Einschubprofil von denen der Versuchsreihe V100. Die für die Tragfähigkeit maßgebende Geometrie ist bei den Versuchskörpern identisch. Die Werkstoffe der Knotenbleche der einzelnen Versuchsreihen V230 bis V260 entsprechen jeweils denen der Versuchsreihen V130 bis V160 (V230 entspricht V130, usw.). Das Versagen in den Versuchsreihen V230, V240, V250 und V260 erfolgte in jedem Fall nachdem zuvor große plastische Verformungen auftraten.

5.1.3.3 Versuchsreihe V300

Die Versuchskörper der Versuchsreihe V300 unterscheiden sich durch die Knotenblechdicke von 30 mm statt 15 mm von denen der Versuchsreihe V100. Die für die Tragfähigkeit maßgebende Geometrie ist bei allen Versuchskörpern identisch. Für die Versuchsreihen V310 und V320 wurde ein Blech aus dem Werkstoff S355J2G3 (Werkstoff I, Bild 5.4) verwendet, für die Versuchsreihen V330 und V340 ein Blech aus dem Werkstoff S235JRG2 (Werkstoff IV, Bild 5.7). Die Versuchskörper der Versuchsreihe V310 versagten bei Lasten, die nur unwesentlich größer als die nach [34] mit [35] berechnete Traglast waren. Allerdings erfolgte das Versagen bei Versuch

V311 nicht schlagartig, sondern der bei der angegebenen Versagenslast entstandene Riss schritt langsam mit zunehmender aufgebrachter Verformung fort. Das Versagen der Versuchskörper V321 bis V323 der Versuchsreihe V320 trat erst nach relativ großer plastischer Verformung auf. Das Versagen bei Versuch V331 der Versuchsreihe V330 trat bei -25°C bei einer relativ kleinen plastischen Verformung 9% oberhalb der nach [34] mit [35] berechneten Traglast auf, V332 versagte nach zuvor erfolgter plastischer Verformung bei einer deutlich größeren Last. Die Versuchskörper V341 und V342 versagten beide bei sehr großen Lasten nach großer plastischer Verformung.

Tabelle 5.4 Mögliche Versagensarten eines Bauteiles

Versagensform		plastische Verformung vor dem Bruch (Rissinitiierung)				
		1 sehr groß	2 groß	3 mittel	4 klein	5 ohne
Riss- fort- schritt	a) Gleitbruch	1a	2a	3a	4a	5a
	b) Trennbruch	1b	2b	3b	4b	5b

Tabelle 5.5 Versuchsprogramm mit Versagenslasten und Versagensarten

Reihe	Versuch Nr.	t_{KB} [mm]	Profilstahl	Werkstoff des Knotenblechs	Form des Knotenblechs	ϑ [°C]	F_y ¹⁾ [kN]	F_{cal} ²⁾ [kN]	F_{exp} [kN]	Versagensart (Tab. 5.4)
V130	V131	15	HE200B	S355 [II]	A	-10	894	907	1146	2a
	V132					-25			1116	2b
	V133					-10			1177	2b
V140	V141	15	HE200B	S355 [II]	B	-30	894	907	1258	2b
	V142					-35			1337	2b
V150	V151	15	HE200B	S235 [III]	A	-10	596	616	826	2a
	V152					-20			847	2b
V160	V161	15	HE200B	S235 [III]	B	-15	596	616	1022	1b
	V162					-20			1022	1b
V230	V231	15	HE100B	S355 [II]	A	20	437	443	713	1b
	V232					20			723	1b
	V233					20			752	1b
V240	V241	15	HE100B	S355 [II]	B	-15	437	443	669	1b
	V242					-25			654	1b
V250	V251	15	HE100B	S235 [III]	A	-35	291	301	571	1b
	V252					-35			546	1b
V260	V261	15	HE100B	S235 [III]	B	-25	291	301	485	1a
	V262					-40			505	1a
V310	V311	30	HE200B	S355 [I]	A	-10	2103	2097	2355	2a
	V312					-45			2388	3b
V320	V321	30	HE200B	S355 [I]	B	-50	2103	2097	2708	2b
	V322					-15			2808	2b
	V323					-25			2643	2b
V330	V331	30	HE200B	S235 [IV]	A	-25	1402	1583	1726	3b
	V332					-10			2207	2b
V340	V341	30	HE200B	S235 [IV]	B	-50	1402	1583	2660	2b
	V342					-25			2654	1b

¹⁾ F_y berechnet nach [34] mit [35] mit $f_{y,k} = 240 / 360 \text{ N/mm}^2$

²⁾ F_{cal} berechnet nach [34] mit [35] mit $R_{p0,2}$ nach Tabelle 5.2, Zeile 9

5.1.4 FE-Berechnungen

5.1.4.1 Allgemeines

Die Knotenblechversuche werden mit der Methode der Finiten Elemente nachgerechnet, um die Spannungs- und Dehnungsverläufe im Versagenszustand zu bestimmen. Da bei der Form B der Knotenbleche das Versagen bei allen Versuchen von der Ausrundung ausgeht und die Schweißseignspannungen somit keinen Einfluss haben, wird bei der Form B auf eine Berechnung von Schweißseignspannungen verzichtet. Anschließend werden die Knotenbleche der Form A simuliert, wobei vorab zusätzlich eine näherungsweise Berechnung der Schweißseignspannungen mit dem Schweißsimulationsmakro durchgeführt wird.

Als Vergleich des Bruchzustandes zwischen Versuch und FE-Berechnung dient die Verschiebung an der Lasteinleitung. Das heißt, es werden die Ergebnisse desjenigen Lastschrittes der FE-Berechnungen ausgelesen, bei dem die Verschiebung an der Lasteinleitung derjenigen im Versuch entspricht.

5.1.4.2 Knotenblechform B

Bild 5.8 zeigt das Volumenelementmodell des Versuches V162, an dessen Beispiel die Berechnungen für die Form B erläutert werden. Die Berechnung wird unter Berücksichtigung wahrer Spannungen und wahrer Dehnungen, nichtlinearer Geometrie sowie Ausnutzung zweifacher Symmetrie durchgeführt. Aus den Kennwerten der aus den Knotenblechen entnommenen Zugproben (Tabelle 5.2) werden gemäß den Gleichungen 3.10 die nichtlinearen wahren Spannungs-Dehnungs-Diagramme für die einzelnen Berechnungen bestimmt. Der Einfluss der im Bauteilversuch gegenüber dem Zugversuch tieferen Temperatur wird durch eine Erhöhung der Streckgrenze und der Zugfestigkeit um jeweils 10% berücksichtigt (vgl. Kapitel 3). Es zeigt sich – wie auch für alle anderen Versuche der Knotenblechform B – dass die mechanischen Kennwerte R_{eH} und R_m bei tiefen Temperaturen erhöht werden müssen, damit die Last-Verformungs-Beziehungen der Versuche in den Berechnungen realitätsnäher abgebildet werden. Das Bild 5.9 zeigt die Last-Verformungs-Kurven des Versuches V162 sowie der zugehörigen FE-Berechnung zusammen mit Bildern im Versagenszustand. In der Tabelle 5.6 sind die für diese Arbeit wesentlichen Ergebnisse der FE-Berechnungen für alle Versuche mit der Knotenblechform B zusammengestellt.

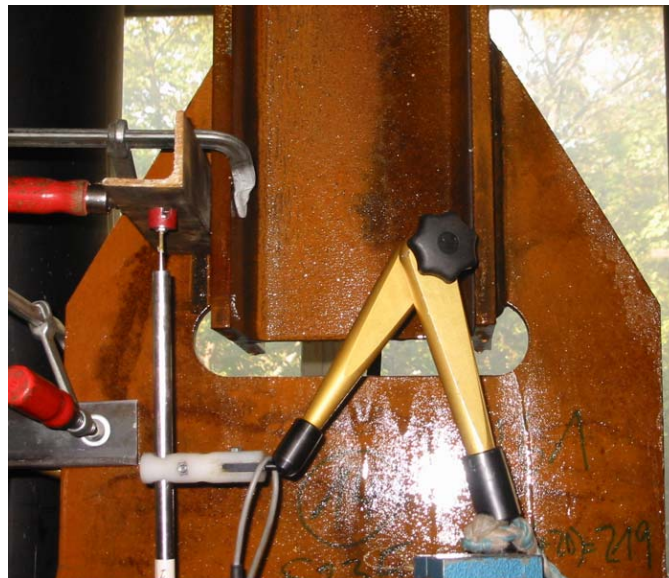
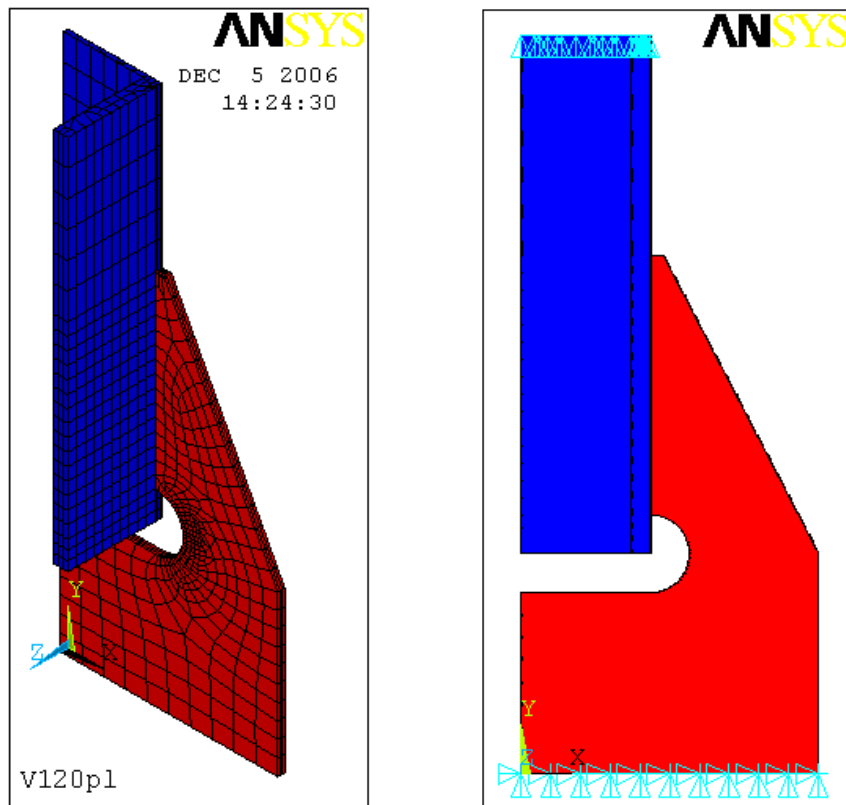


Bild 5.8 *Oben: Isometrische Ansicht des Volumenmodells V162 und schematische Darstellung der Randbedingungen (ohne Symmetrierandbedingungen)*
Unten: Versuchskörper V162

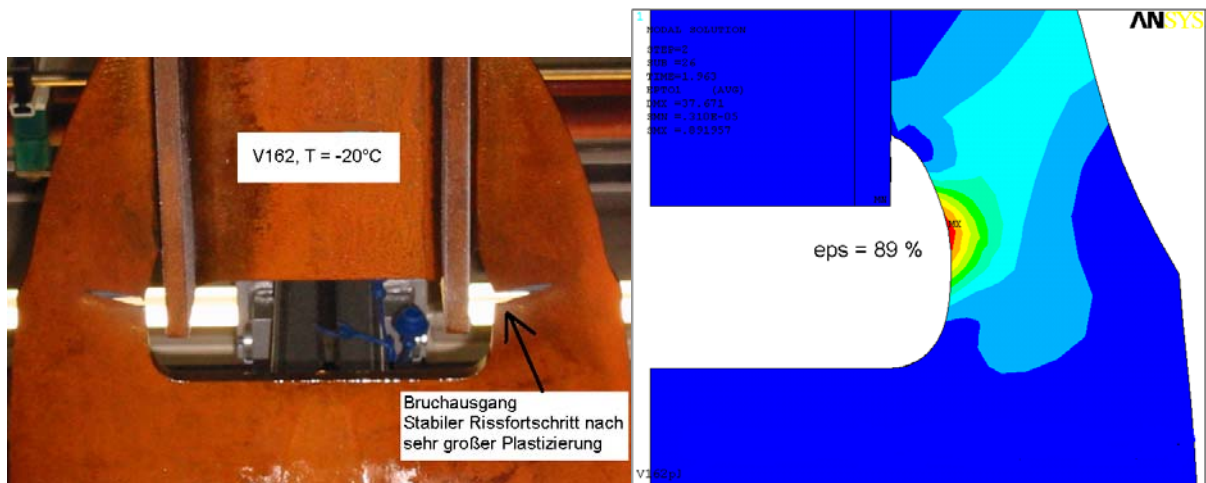
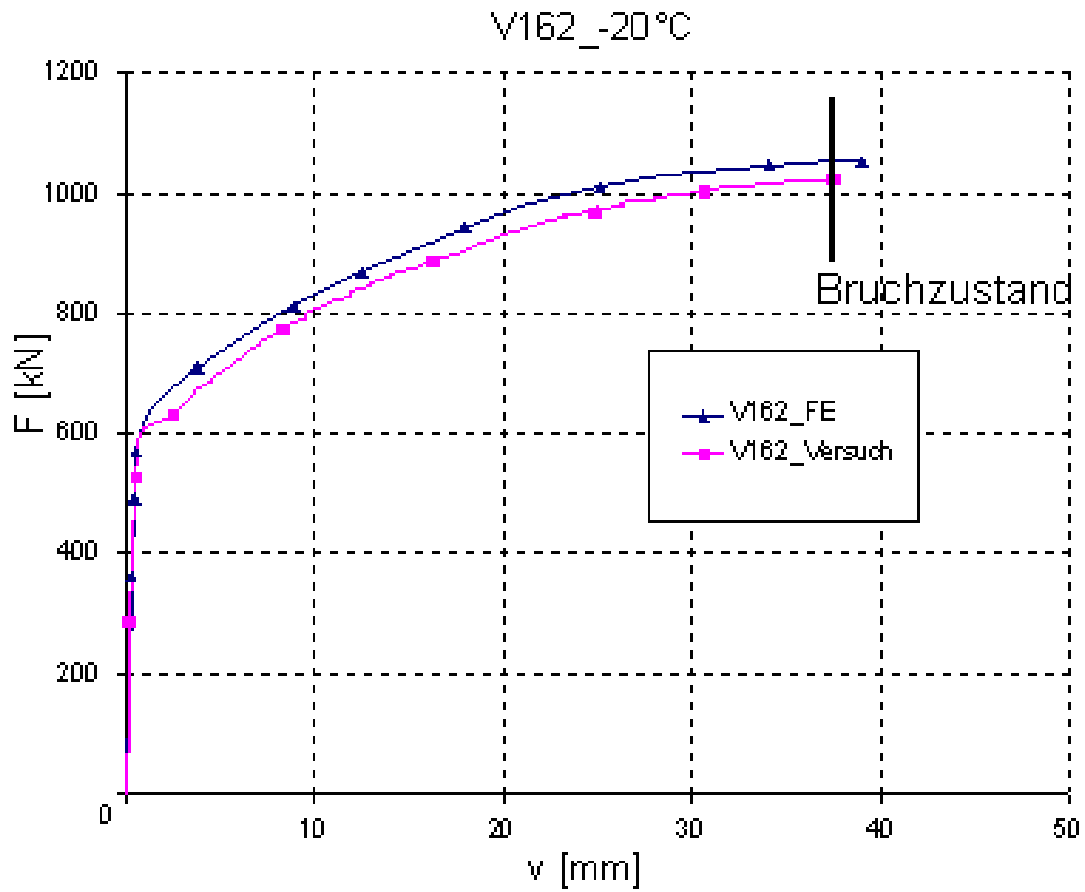


Bild 5.9 V162 – Lastverformungskurve sowie Versuch im Bruchzustand und zugehörige Dehnungsverteilung aus der FE-Berechnung

Tabelle 5.6 Mehrachsigkeit M und erste Hauptdehnung ε_1 jeweils im Bruchzustand für alle Versuche mit der Knotenblechform B

Versuch	Prüftemperatur ψ [°C]	Mehrachsigkeit M [---]	Hauptdehnung ε_1 [%]
V141	-30	0,42	36
V142	-35	0,42	31
V161	-15	0,49	84
V162	-20	0,49	89
V241	-15	0,43	59
V242	-25	0,43	59
V261	-25	0,45	77
V262	-40	0,45	79
V321	-50	0,51	44
V322	-15	0,51	48
V323	-25	0,51	48
V341	-50	0,49	38
V342	-25	0,49	49

Aufgrund der Einschnürung ist die Mehrachsigkeit im Bruchzustand deutlich größer als 0,33.

5.1.4.3 Knotenblechform A

Für die Knotenblechform A wird vor dem Aufbringen der äußeren Last des Versuches der Schweißprozess simuliert (vgl. Kapitel 3), um die aus ihm resultierenden Eigen-
spannungen und –dehnungen näherungsweise zu berücksichtigen. Am Beispiel des Versuches V131 wird die Berechnung erläutert.

Die bei den Versuchskörpern als Kehlnaht ausgeführte Schweißnaht wird im FE-
Modell als durchgeschweißte Naht modelliert, um am Anfang und Ende der Schweißnaht nicht zusätzlich eine geometrische Unstetigkeitsstelle zu erzeugen. Um bei dieser Vorgehensweise die Vergleichbarkeit der durch die Schweißungen entstehenden Schrumpfkkräfte sicherzustellen, muss das Volumen des eingebrachten

Schweißgutes mit dem der Kehlnaht übereinstimmen. Im vorliegenden Fall wird dies bei einer Kehlnahtdicke $a = 6 \text{ mm}$ und einer Knotenblechdicke $t = 15 \text{ mm}$ durch eine Breite der Naht von etwa 5 mm erreicht. Das Bild 5.10 zeigt in zwei Ansichten in roter Farbe die Schweißnaht des FE-Modells. Die Parameter der Schweißung werden von der Herstellung des Versuchskörpers übernommen. Diese sind: $U = 30 \text{ V}$, $I = 200 \text{ A}$, $v = 40 \text{ cm/min}$. Hergestellt wurden die Versuchskörper mit dem Schweißprozess 135 (MAG) mit einer massiven Drahtelektrode G 46 3 M G3Si1 nach DIN EN 440. Die Richtung der Schweißung verläuft im Bild 5.10 von oben nach unten. Durch die Ausnutzung der Symmetrie für die Berechnung werden im Gegensatz zur realen Schweißung der Versuchskörper alle vier Nähte als gleichzeitig geschweißt simuliert. In Bild 5.11 sind die aus dem Schweißprozess resultierenden Temperaturverteilungen zu verschiedenen Zeitpunkten dargestellt. Die rote Farbe zeigt dabei die Schweißstelle.

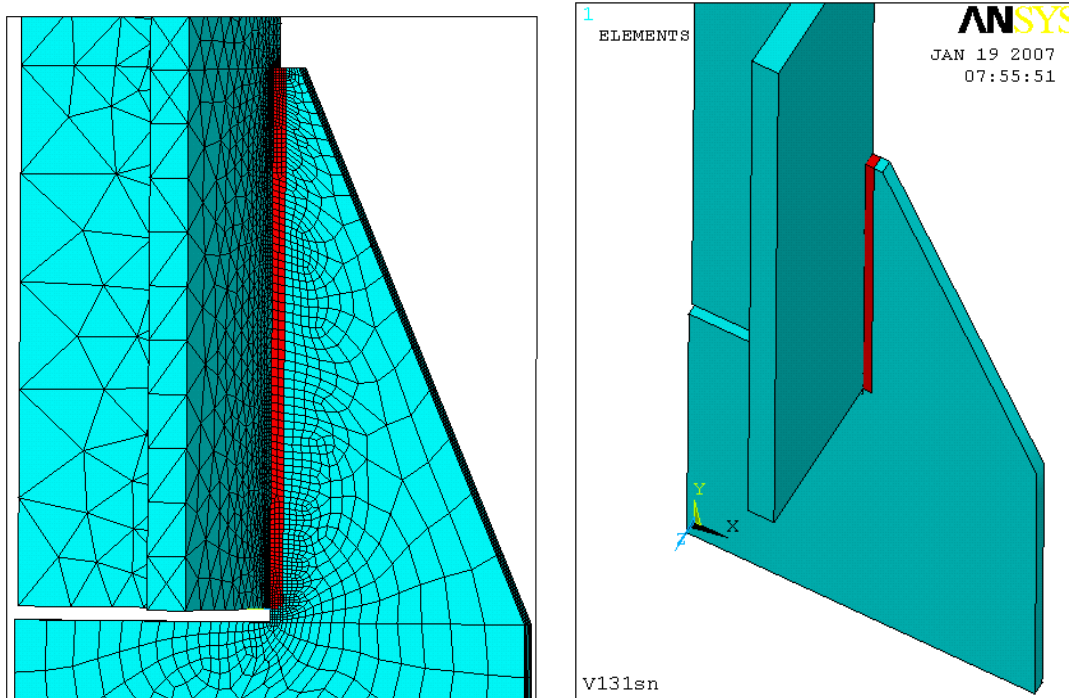


Bild 5.10 Isometrische Ansichten des Volumenmodells V131 mit Darstellung der Schweißnaht in Rot

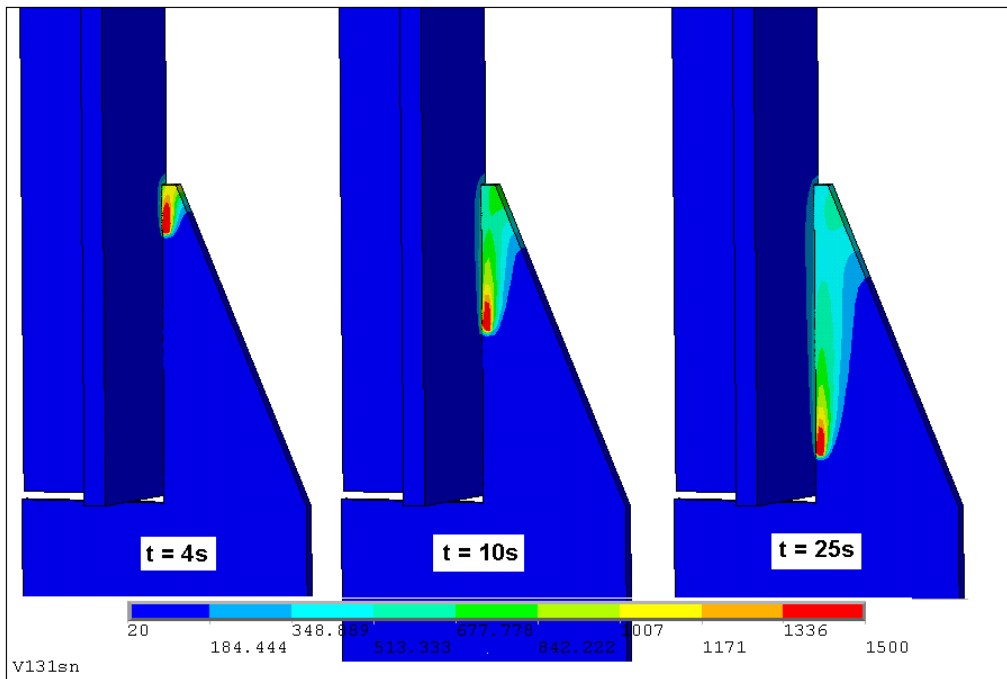


Bild 5.11 V131 – Temperaturverteilung nach einer Schweißzeit von 4, 10 und 25 Sekunden (Schweißrichtung von oben nach unten)

Für die Spannungsberechnung werden die Elemente am Anfang und Ende der Naht (jeweils 2,5 cm) eingefügt, bevor die aus der Temperaturfeldberechnung ermittelten Temperaturen als Lasten schrittweise auf das Modell aufgebracht werden. Diese Bereiche simulieren die vor dem eigentlichen Schweißprozess hergestellten Heftnähte und sind in Bild 5.12 in Dunkelblau dargestellt. Streckgrenze R_{eH} und Zugfestigkeit R_m bei Raumtemperatur werden von den Ergebnissen des Zugversuchs am Knotenblech sowohl für das Knotenblech als auch für das eingesteckte Profil übernommen. Für die Schweißnaht wird bei Raumtemperatur $R_{eH} = 460 \text{ N/mm}^2$ und $R_m = 550 \text{ N/mm}^2$ angesetzt. Die mechanischen Kennwerte bei der Erwärmung werden gemäß den Angaben aus Kapitel 3 umgerechnet. Für die wahre Spannungs-Dehnungs-Beziehung werden wieder die Gleichungen 3.10 verwendet.

Nachdem alle Temperaturverteilungen der Erwärmung und Abkühlung als Lasten aufgebracht und schrittweise berechnet worden sind, erhält man die aus dem Schweißprozess resultierenden Eigenspannungen und Dehnungen (Bild 5.13 und Bild 5.14). Aufgrund der geometrischen Unstetigkeitsstelle am Anfang der Naht können diese Werte jedoch nur als Anhaltswerte für vergleichende Untersuchungen die-

nen. In Bild 5.14 ist die Verteilung der ersten Hauptdehnung im Knotenblech nach dem Schweißen dargestellt. Für den Bereich der Kerbe sind die Mehrachsigkeit und die erste Hauptdehnung in Tabelle 5.7 dokumentiert. Es ist aber festzustellen, dass in anderen Bereichen die aus dem Schweißprozess resultierenden Dehnungen beträchtlich größer sind (bis zu 15%, siehe Bild 5.14).

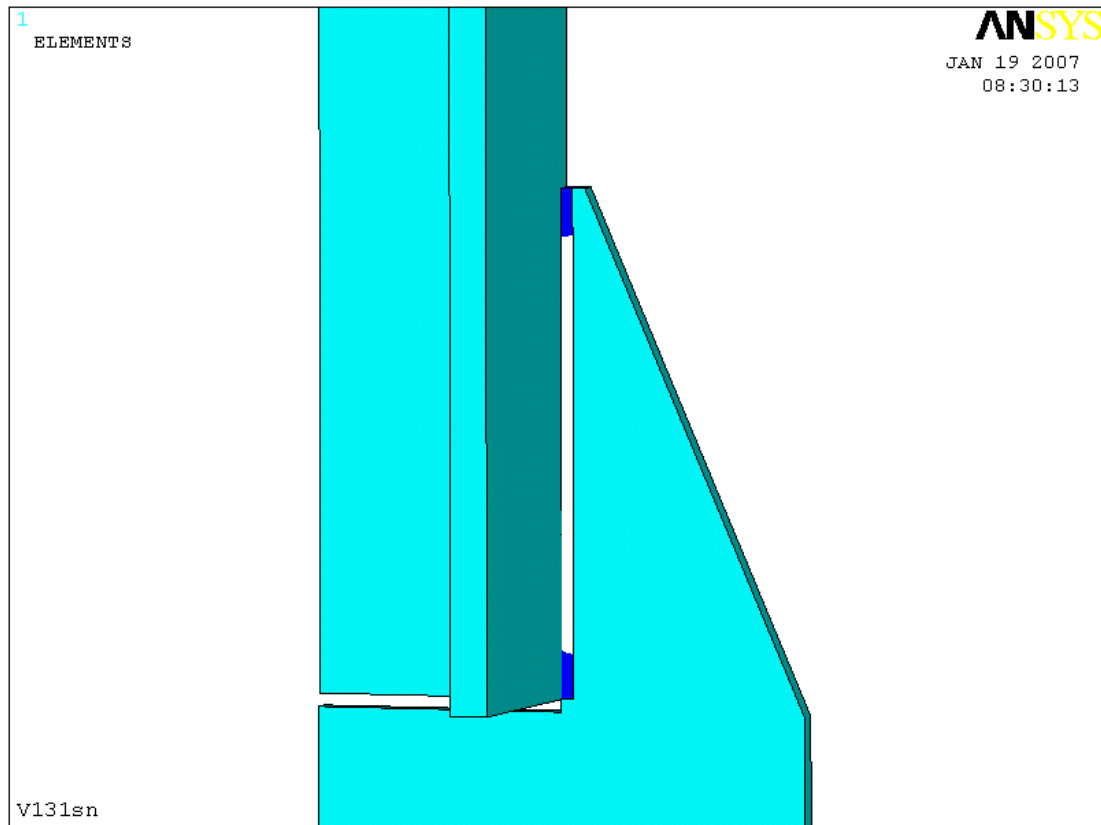


Bild 5.12 V131 – Darstellung der Heftnähte in blau vor Beginn des eigentlichen Schweißprozesses

Tabelle 5.7 Mehrachsigkeit M und erste Hauptdehnung ε_1 (Eigendehnung) an der Kerbstelle nach dem Schweißen (Beanspruchungszustand)

Versuch	Mehrachsigkeit M [---]	Hauptdehnung ε_1 [%]
V130	0,49	3,5

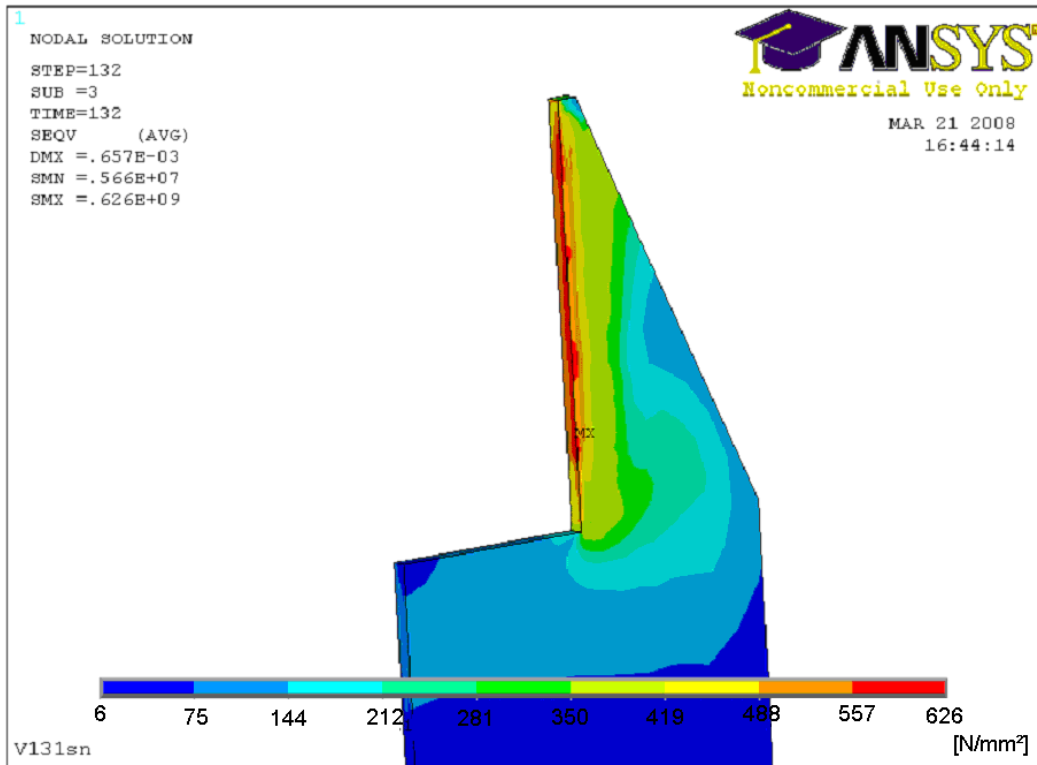


Bild 5.13 V131 – Eigenspannungsverteilung im Knotenblech nach dem Schweißen (Vergleichsspannungen)

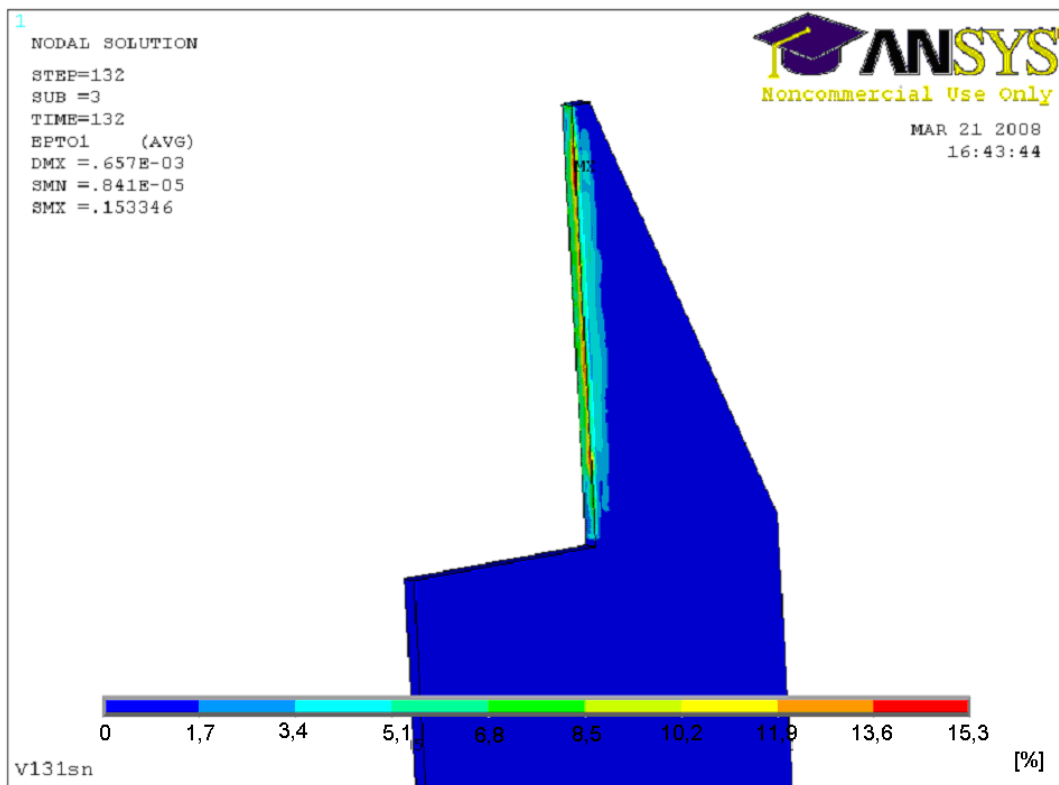


Bild 5.14 V131 – Dehnungsverteilung im Knotenblech nach dem Schweißen (1. Hauptdehnung)

Nach dem Schweißen wird die äußere Last auf die Struktur aufgebracht. Die Spannungs-Dehnungs-Beziehung für den Werkstoff wird wie für die Form B (V140) verwendet. Für die niedrige aber deutlich höhere Temperatur als bei den Versuchen V140 wird hier die Streckgrenze und die Zugfestigkeit um 5% erhöht. Für die Schweißnaht wird bei Raumtemperatur für die Streckgrenze $R_{eH} = 1,05 \cdot 460 \text{ N/mm}^2$ und die Zugfestigkeit $R_m = 1,05 \cdot 550 \text{ N/mm}^2$ unter Berücksichtigung der Umrechnung auf wahre Spannungen und Dehnungen angesetzt.

Die Last-Verformungs-Kurven der Versuche V131, V132 und V133 und der FE-Berechnungen stimmen sehr gut überein (Bild 5.15). Die FE-Berechnungen können somit auch für die Versuche V132 und V133 verwendet werden. Bild 5.16 zeigt die Verteilung der ersten Hauptdehnung im Knotenblech im Versagenszustand für Versuch V131, Bild 5.17 die Vergleichsspannungsverteilung. Für die Auswertung der FE-Berechnung wurden die 1. Hauptdehnung und die Mehrachsigkeit entlang eines Pfades im Abstand von 1 mm von der Kerbe bestimmt. Bild 5.18 zeigt diesen Auswertungspfad, die Bilder 5.19 und 5.20 die Werte für die 1. Hauptdehnung ε_1 und die Mehrachsigkeit M entlang des Pfades. Damit kann für den Bruchzustand an der ungünstigsten Stelle sowohl die Mehrachsigkeit als auch die erste Hauptdehnung angegeben werden. Für Versuch V131 ergibt sich die maßgebende Stelle an der Blechaußenseite. Bei anderen Versuchen sind die Bruchausgangsstellen aber auch in der Blechmitte. In der Tabelle 5.8 sind für alle Versuche mit der Knotenblechform A die Werte für M und 1. Hauptdehnung ε_1 im Bruchzustand zusammengestellt.

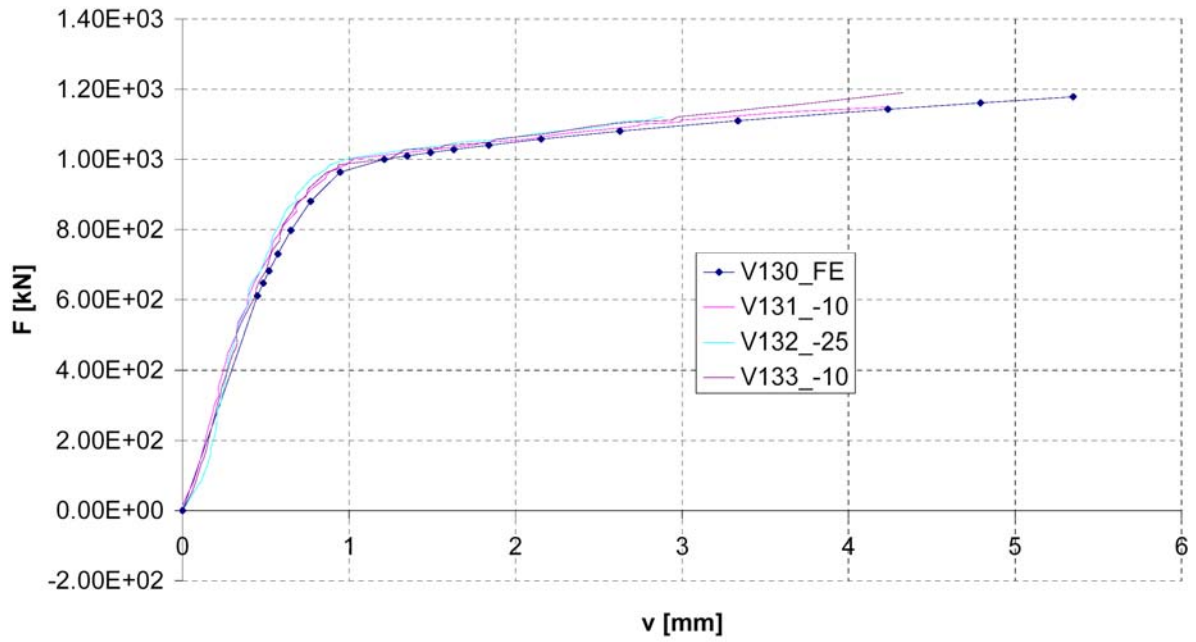


Bild 5.15 Last – Verformungskurven der Versuche V131, V132, V133 im Vergleich mit der FE – Berechnung

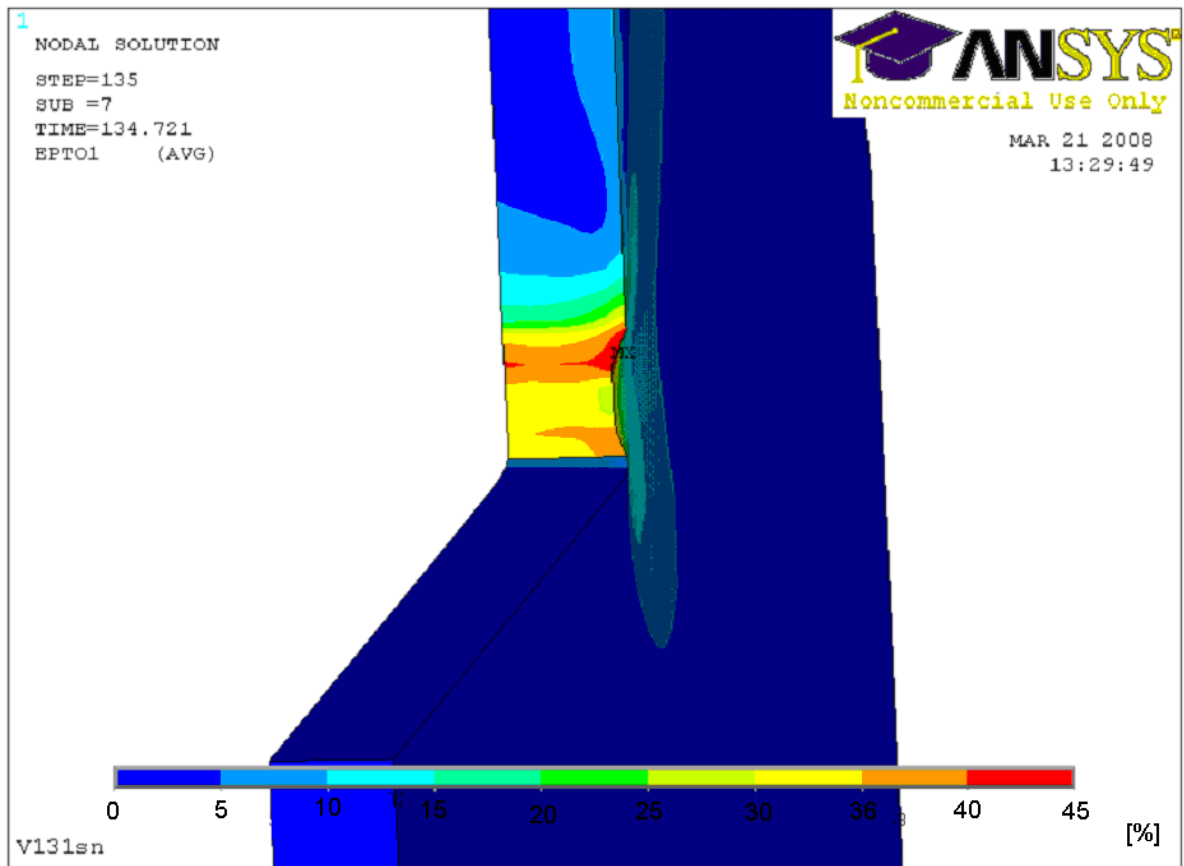


Bild 5.16 V131 - Erste Hauptdehnung im Knotenblech im Versagenszustand

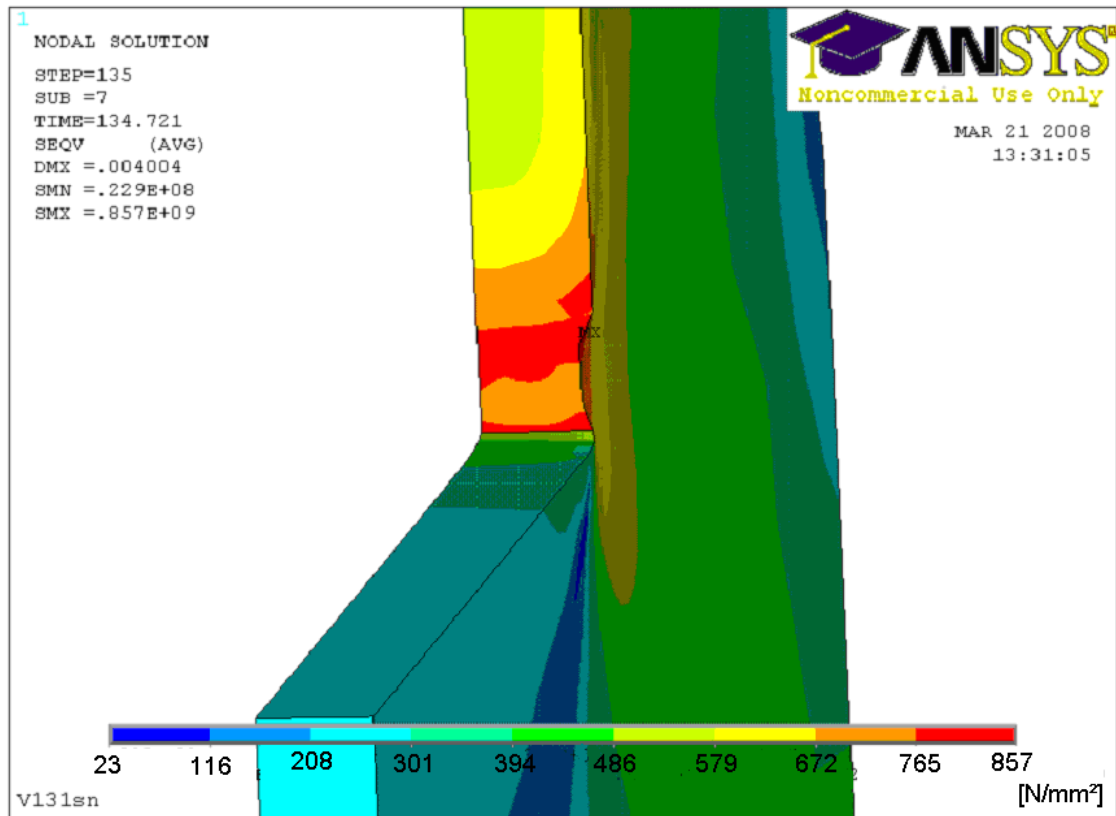


Bild 5.17 V131 - Vergleichsspannung im Knotenblech im Versagenszustand

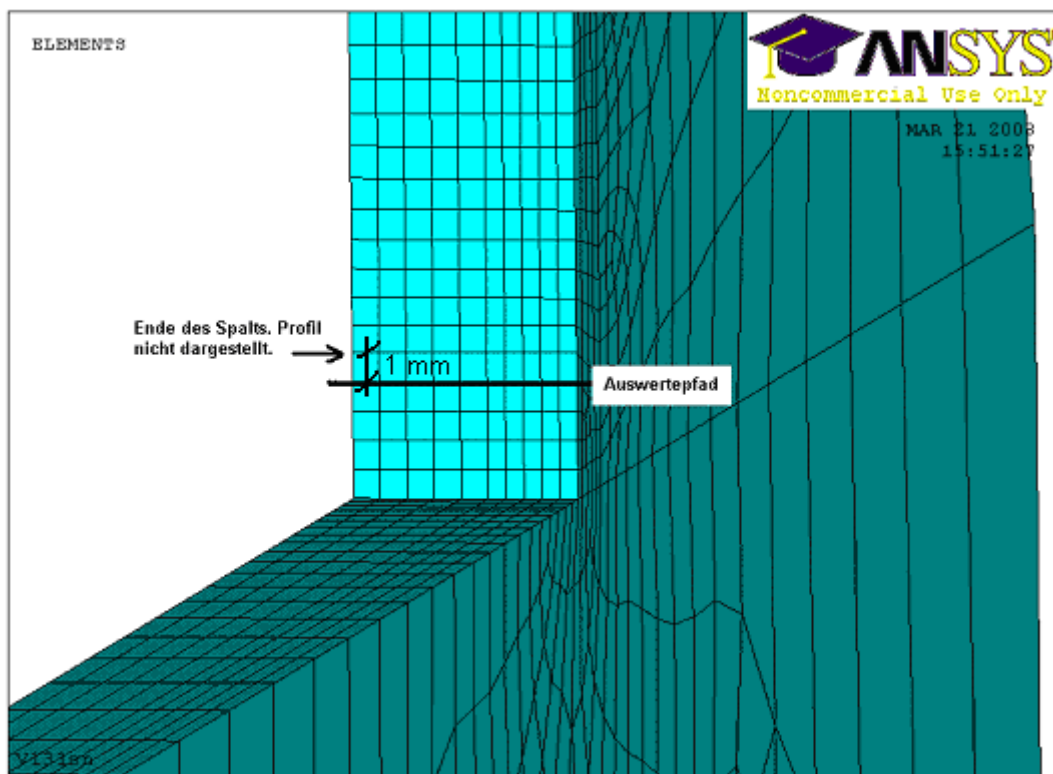


Bild 5.18 V131 – Auswertepfad für M und ε_1

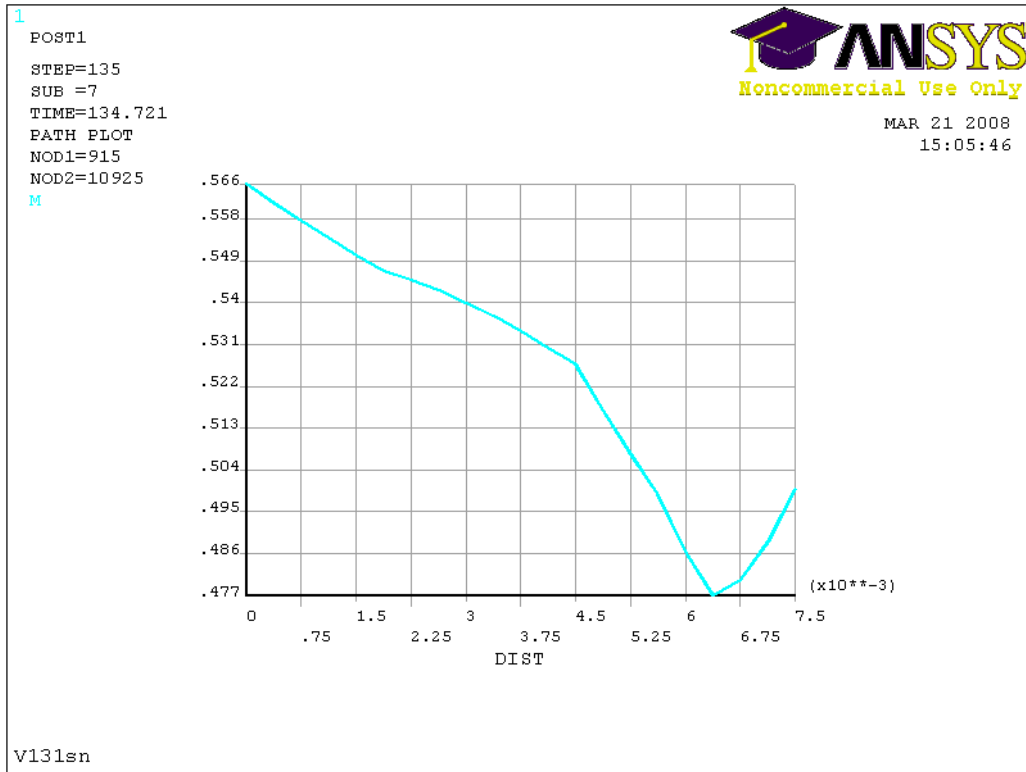


Bild 5.19 V131 – Darstellung von M über den Auswertepfad

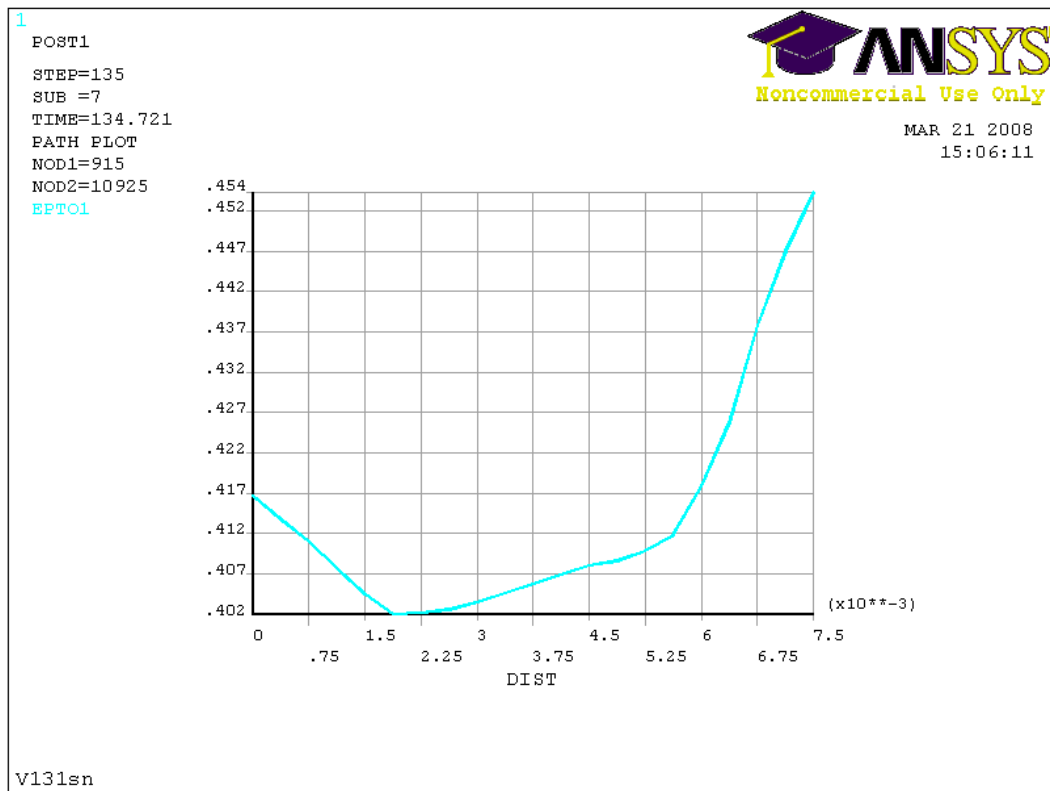


Bild 5.20 V131 – Darstellung von ε_1 über den Auswertepfad

Tabelle 5.8 Mehrachsigkeit M und erste Hauptdehnung ε_1 im Bruchzustand für alle Versuche mit der Knotenblechform A

Versuch	Prüf­temperatur ψ [°C]	Mehrachsigkeit M [---] (Bruchausgang)	Hauptdehnung ε_1 [%]
V131	-10	0,50 (außen)	45
V132	-25	0,58 (innen)	29
V133	-10	0,50 (außen)	45
V151	-10	0,55 (innen)	62
V152	-20	0,55 (innen)	62
V231	20	0,48 (innen)	119
V232	20	0,48 (innen)	130
V233	20	0,49 (innen)	141
V251	-35	0,50 (innen)	107
V252	-35	0,49 (innen)	98
V311	-10	0,67 (innen)	40
V312	-45	0,69 (innen)	28
V331	-25	0,69 (innen)	22
V332	-10	0,61 (innen)	65

5.2 Biegeversuche an Rundstäben großer Dicke mit angeschweißter Lasche

5.2.1 Versuchsprogramm

Im Rahmen meiner Tätigkeit an der Versuchsanstalt wurden bei tiefen Temperaturen Biegeversuche an Rundstäben mit Durchmessern 160 mm und 180 mm und einer aufgeschweißten Lasche durchgeführt. Um die Versuche bei einer Temperatur der Probekörper von $\vartheta = -20^{\circ}\text{C}$ durchführen zu können, wurden diese zunächst auf etwa -60°C abgekühlt und im eingebauten Zustand belassen, bis sie durch die Umgebungsluft auf die Prüftemperatur erwärmt waren. Die Temperatur wurde in einer 100 mm tiefen Bohrung am Ende des Probekörpers gemessen (Bild 5.23). Infolge der langsamen Erwärmung an der Luft war die Temperatur an der Oberfläche bei Versuchsbeginn etwa 7°C wärmer als im Bauteilinneren. Bild 5.21 zeigt beispielhaft den Versuchsaufbau für Probekörper 1. Tabelle 5.9 und Bild 5.22 geben die Abmessungen der Probekörper an.



Bild 5.21 Versuchsaufbau Probekörper 1

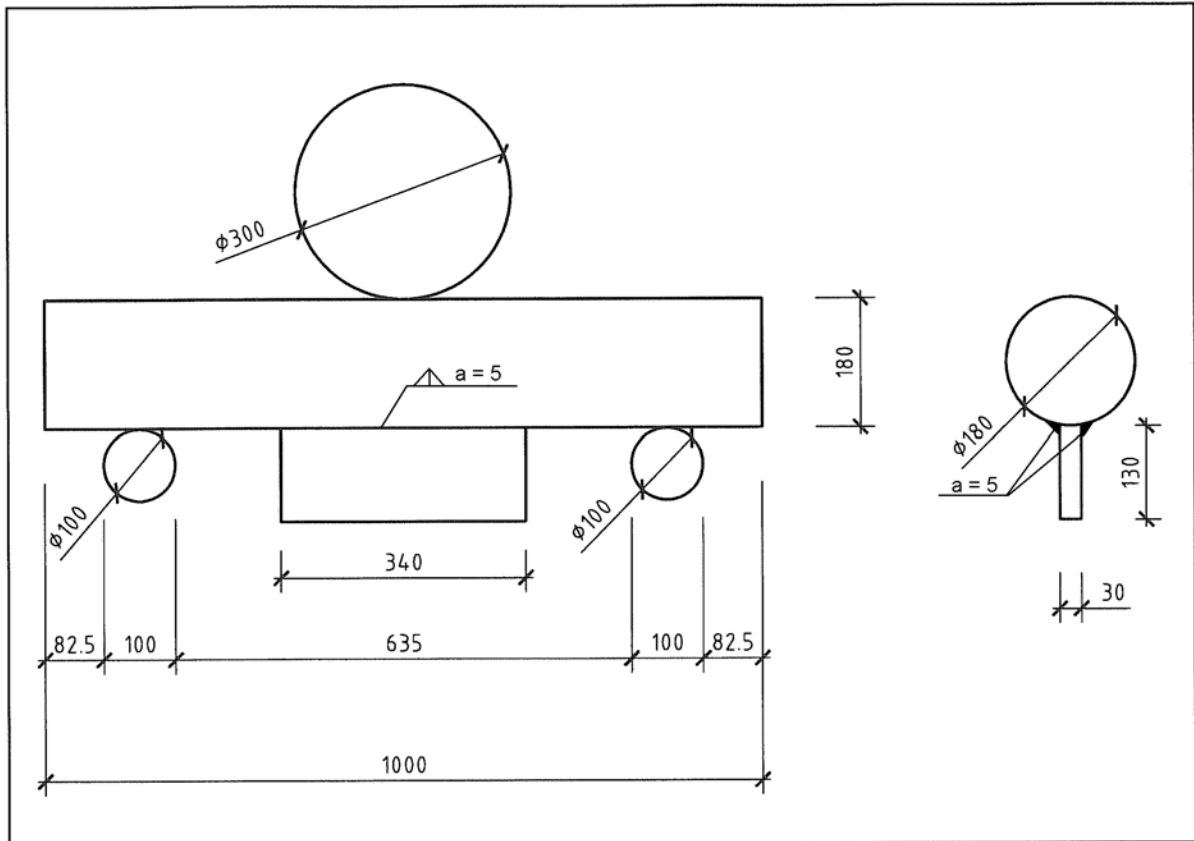


Bild 5.22 Versuchsaufbau mit den Abmessungen der Versuche Nr. 1 und 2

Tabelle 5.9 Abmessungen der bauteilähnlichen Biegeversuche (vgl. Bild 5.22)

Versuch Nr.	Schmelzen Nr.	Durchmesser	Länge	Lasche	Auflagerrollen	Biegestempel	Rollenab- stand
		D [mm]	L_p [mm]	$h / b / t$ [mm]	D [mm]	D [mm]	L_f [mm]
1	440788	180	1000	130 / 340 / 30	100	300	635
2	440787	180	1000	130 / 340 / 30	100	300	635
3	938802	160	1000	100 / 330 / 30	100	300	635



Bild 5.23 Temperaturmessung in einer 100 mm tiefen Bohrung (Probekörper 1)

5.2.2 Werkstoffkennwerte

Von den drei Rundstäben wurden Proben entnommen und in Kerbschlagbiegeversuchen nach DIN EN 10045 bei verschiedenen Temperaturen geprüft. Das Bild 5.24 zeigt die gemessenen Kerbschlagarbeiten in Abhängigkeit von der Temperatur, in der Tabelle 5.11 sind die gemessenen Kerbschlagarbeiten zusammengestellt. Die Tabelle 5.10 enthält zum Vergleich mit den Werten aus den Abnahmeprüfzeugnissen noch einmal die gemessenen Kerbschlagwerte bei Raumtemperatur (+20°C) und bei -20°C. Der Werkstoff des Rundstahles für den Versuch 1 wird als Werkstoff 1, der Werkstoff des Rundstahles für den Versuch 2 wird als Werkstoff 2 und der Werkstoff des Rundstahles für den Versuch 3 wird als Werkstoff 3 bezeichnet.

Die am Werkstoff 1 gemessenen Kerbschlagarbeiten erfüllen nicht die an einen S355J2 gestellten Anforderungen, sie liegen bei $\vartheta = -20^{\circ}\text{C}$ mit einem Mittelwert von 15 J unterhalb der erforderlichen 23 J. Aus dem im Bild 5.24 dargestellten Verlauf der Kerbschlagarbeit über die Temperatur ist zu erkennen, dass die Übergangstemperatur $T_{23\text{J}}$ – die Temperatur, bei der die Kerbschlagarbeit im Mittel 23 J beträgt – bei etwa +5°C liegt. Diese Beobachtung widerspricht den Angaben des Abnahmeprüfzeugnisses, in dem für den Werkstoff 1 bei -20°C ein Mittelwert von 87 J bescheinigt

wird. Die an Werkstoff 2 gemessenen Kerbschlagarbeiten erfüllen die Anforderungen an den Werkstoff S355J2, aber auch hier liegen die gemessenen Werte niedriger als die bescheinigten. Beim Werkstoff 3 erfüllen die bescheinigten Werte knapp die Anforderungen an die Güte J2. Die gemessenen Werte genügen aufgrund eines zu niedrigen Einzelwertes nicht den Anforderungen an die Güte J2. Der Diskrepanz zwischen den bescheinigten und gemessenen Werten wird im Rahmen dieser Arbeit nicht nachgegangen. Für die spätere Versuchsauswertung werden nur die gemessenen Kennwerte verwendet.

Tabelle 5.10 Werkstoffkennwerte der Rundstähle

Versuch Nr. Werkstoff		1 S355J2G3, D = 180	2 S355J2G3, D = 180	3 S355J2G3, D = 160
KV (-20°C) [J]	(3.1.B)	86/92/82-87	96/68/68-77	27/30/33-30
KV (+20°C) [J]	(3.1.B)	---	---	---
R _{eH} [N/mm ²]	(3.1.B)	344	357	395
R _m [N/mm ²]	(3.1.B)	535	535	590
A [%]	(3.1.B)	28	28	24
KV (-20°C) [J]	gemessen	20/14/12-15	48/49/60-52	32/63/10-35
KV (+28°C) [J]	gemessen	103/58/82-81	134/133/130-132	150/157/150-152
R _{p0,2} [N/mm ²]	gemessen	---	---	---
R _m [N/mm ²]	gemessen	---	---	---
A [%]	gemessen	---	---	---

Tabelle 5.11 Kerbschlagarbeit KV in [J] bei verschiedenen Prüftemperaturen

Versuch Nr. Werkstoff	1 S355J2G3, D = 180	2 S355J2G3, D = 180	3 S355J2G3, D = 160
KV (-30°C) [J]	9/8/10-9	39/48/52-46	30/12/42-28
KV (-20°C) [J]	20/14/12-15	48/49/60-52	32/63/10-35
KV (-10°C) [J]	15/12/18-15	44/56/52-51	66/52/80-66
KV (0°C) [J]	20/12/32-21	84/62/65-70	143/126/143-137
KV (+10°C) [J]	19/46/40-35	86/87/86-86	144/128/140-137
KV (+28°C) [J]	103/58/82-81	134/133/130-132	150/157/150-152

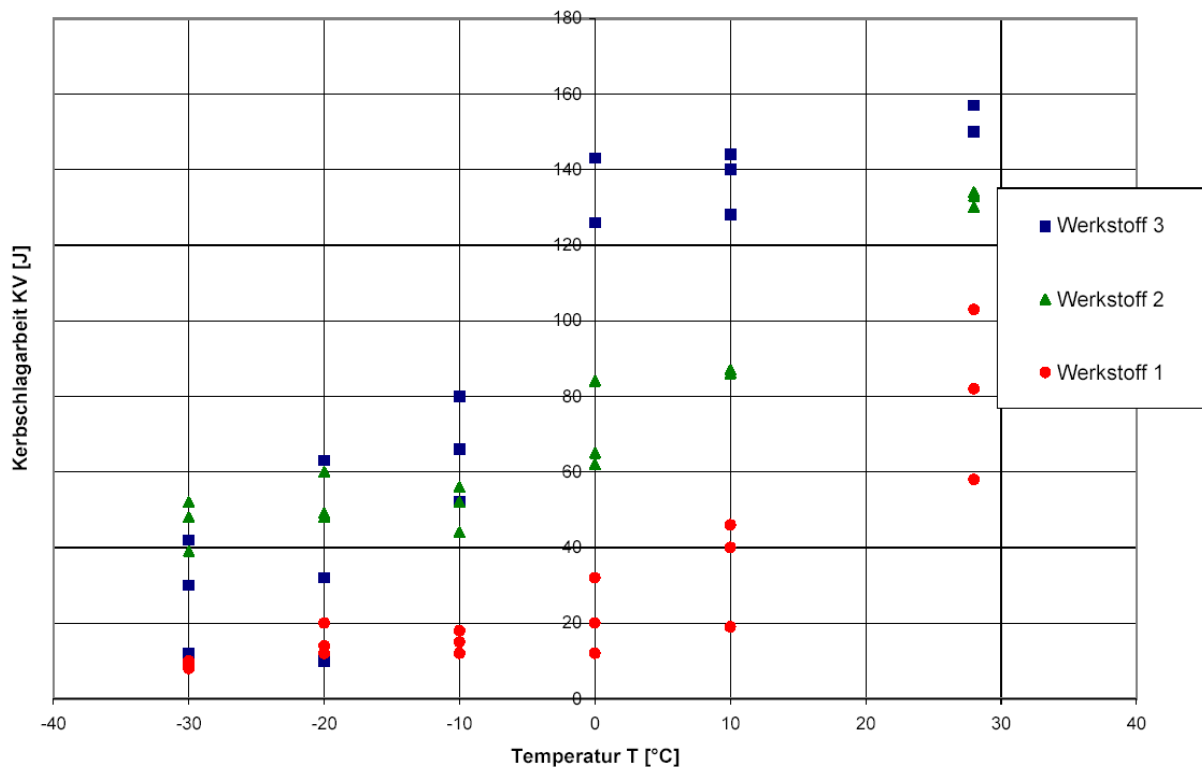


Bild 5.24 Kerbschlagarbeit-Temperatur-Kurven der Werkstoffe der drei Probekörper

5.2.3 Versuchsergebnisse

Versuch 1 wurde bis zur Last von 3 MN weggesteuert mit einer Geschwindigkeit von $v = 3 \text{ mm/min}$ gefahren, danach wurde die Geschwindigkeit auf 5 mm/min erhöht. Der Bruch des Probekörpers trat unter der Last nach einer vertikalen Verformung von $w = 58 \text{ mm}$ ein. Es entstand ein plastischer Knick mit einem Winkel von etwa 10° unter der Last. Das Versagen erfolgte schlagartig und das Bruchbild ist vollkommen spröde (Bild 5.24).

Bei Versuch 2 wurde die Geschwindigkeit auf $v = 8 \text{ mm/s}$ (entspricht in etwa schlagartiger Beanspruchung) erhöht. Versuch 2 versagte ebenfalls nach vorheriger plastischer Verformung vollkommen spröde. Wegen der großen Beanspruchungsgeschwindigkeit sind im Last-Verformungs-Diagramm (Bild 5.27) allerdings nicht genügend Messpunkte für eine zuverlässige Bestimmung der Maximallast und des Beginns der Plastizierung vorhanden.

Versuch 3 wurde bis zur Last von 2 MN weggesteuert wieder mit einer Geschwindigkeit von $v = 3 \text{ mm/min}$ gefahren, danach wurde die Geschwindigkeit auf 5 mm/min erhöht. Der Bruch des Probekörpers trat nach einer vertikalen Verformung unter der Last von $w = 39 \text{ mm}$ ein. Es entstand wieder ein plastischer Knick mit einem Winkel von etwa 8° unter der Last. Das Versagen erfolgte schlagartig, und das Bruchbild ist vollkommen spröde.

Bei allen drei Versuchen erzeugte die große Schubbeanspruchung am Ende der die Lasche mit dem Rundstab verbindende Kehlnaht einen von dort ausgehenden Riss. Mit zunehmender Last wuchs dieser Riss in Nahtlängsrichtung. Mit zunehmender Risslänge rückte der nicht mehr durch die Lasche versteifte Rundstabquerschnitt, an dem zudem mit der Rissfront der Naht eine scharfe Kerbe vorlag, weiter zum Momentenmaximum hin, bis der Bruch schließlich schlagartig im Rundstab erfolgte. Die Bilder 5.24 und 5.25 zeigen beispielhaft für Versuchskörper 1 die spröde Bruchfläche und die abgelöste Kehlnaht. In den Bildern 5.26 bis 5.28 sind die Last-Verformungs-Diagramme der Prüfmaschine für die drei Versuche dargestellt. In der Tabelle 5.12 sind die Versagenslasten zusammengestellt.

Da das Versagen zunächst in der Schweißnaht beginnt und der spätere Bruch somit von einem angerissenen Zustand ausgeht, wurden diese Versuche in der Auswertung nicht berücksichtigt.

Tabelle 5.12 Zusammenstellung der Versuchsergebnisse

Versuch	F_{exp} [kN]
1	4163
2	>2820
3	2498



Bild 5.24 Spröde Bruchfläche, ausgehend von der abgelösten Kehlnaht (Probekörper 1)



Bild 5.25 Durch hohe Schubbeanspruchung gerissene Kehlnaht (Probekörper 1)

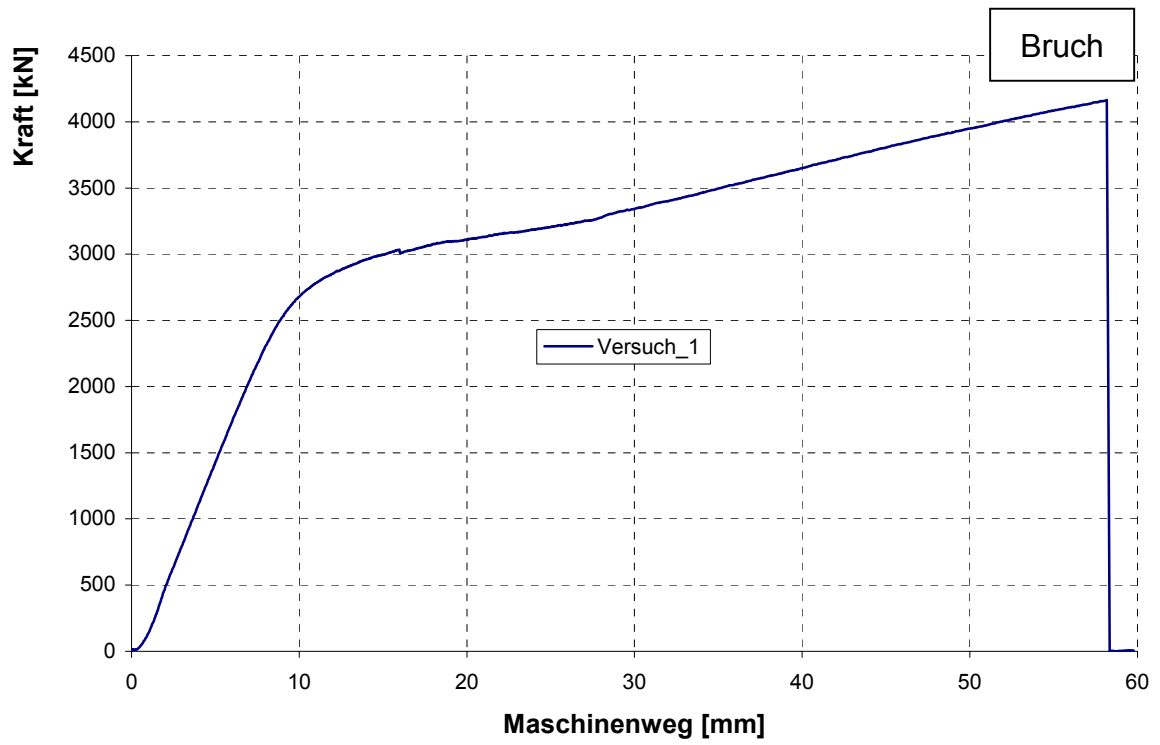


Bild 5.26 Last-Verformungs-Diagramm von Versuch 1

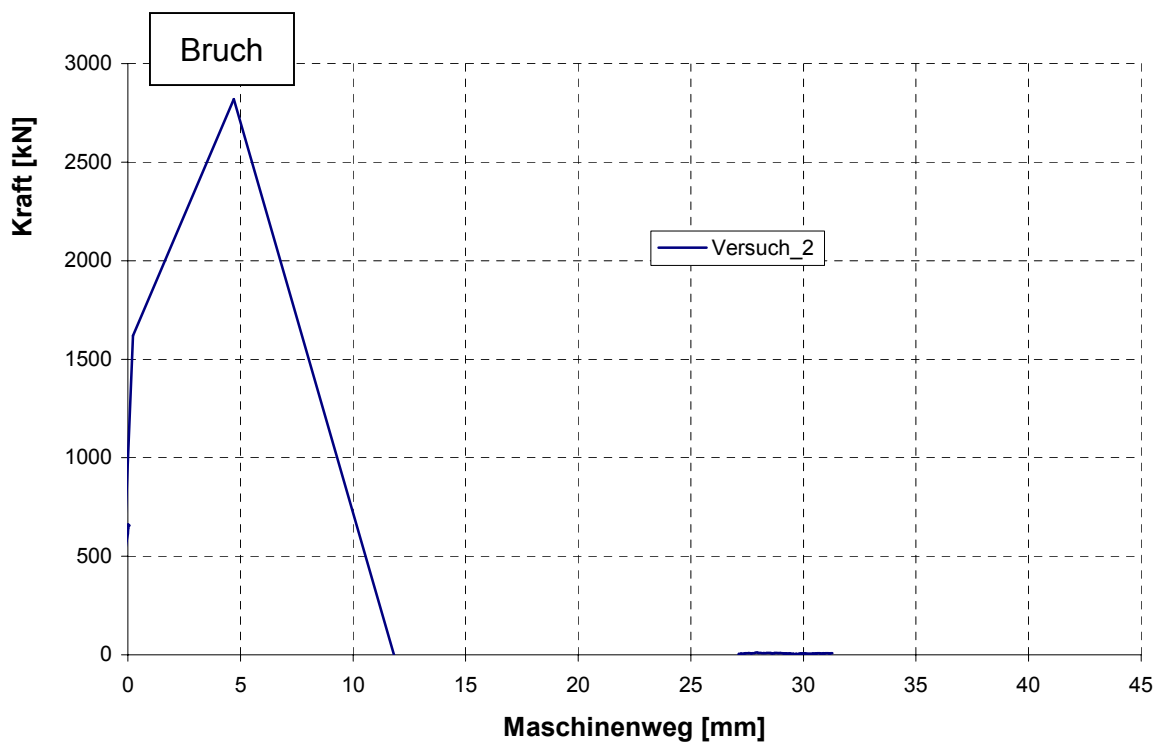


Bild 5.27 Last-Verformungs-Diagramm von Versuch 2

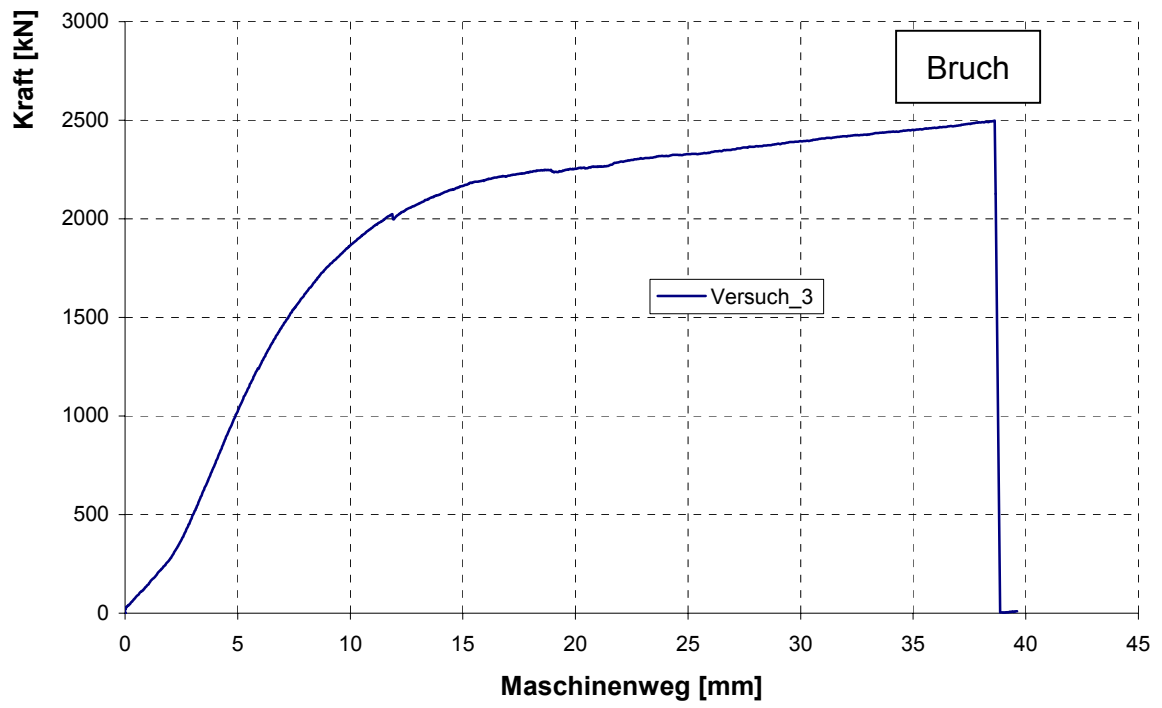


Bild 5.28 Last-Verformungs-Diagramm von Versuch 3

5.2.4 Finite Element Berechnungen

5.2.4.1 Allgemeines

Die Versuche an den Rundstäben mit großer Dicke werden zur Bestimmung des Spannungs- und Dehnungsverlaufs im Versagenszustand am Beispiel des Versuches V3 mit der Methode der Finiten Elemente nachgerechnet. Der Berechnung für die äußere Belastung wird eine Schweißnahtberechnung vorausgeschaltet. Die Versuche V1 und V2 werden nicht nachgerechnet.

5.2.4.2 Berechnung der Schweißeigenspannungen

Die für die Berechnung der Eigenspannungen erforderlichen Werkstoffkennwerte werden der Tabelle 5.10 entnommen. Bei dem Modell wird wie bei den Knotenblechversuchen die zweifache Symmetrie ausgenutzt, berechnet wird also nur ein Viertel des Versuchskörpers. Die Schweißrichtung verläuft im Bild 5.29 von links nach rechts. Durch die doppelte Symmetrie wird simuliert, dass die beiden Kehlnähte jeweils von beiden Seiten gleichzeitig von außen nach innen geschweißt werden. Im Gegensatz dazu wurde bei dem Versuchskörper die Schweißnaht umlaufend geschweißt. Da der Anschluss eines rechteckigen Bleches an einen runden Stab mit einer Kehlnaht numerisch schwierig abzubilden ist, wird die Naht zusammen mit dem oberen Teil des Bleches durch ein zusammenhängendes Volumen modelliert. Ein Teil der Elemente dieses Gesamtvolumens stellt die Schweißnaht dar. Diese Elemente werden so gewählt, dass der Querschnitt näherungsweise einem Dreieck mit der Größe der Naht entspricht. Im Bild 5.29 ist das FE-Modell unter Ausnutzung der zweifachen Symmetrie dargestellt, Bild 5.30 zeigt die Schweißnaht im Detail in dunkelblauer Farbe.

Die Knoten zwischen Blech und Rundstahl sind mit Ausnahme der Bereiche der in Bild 5.29 und Bild 5.30 dunkelblau dargestellten Schweißnaht nicht miteinander verbunden. Zur Berechnung des Temperaturfeldes werden diese Knoten zunächst wieder gekoppelt, um die Wärmeübertragung zwischen dem angeschweißten Blech und dem Rundstab zu ermöglichen. Den Außenflächen wird als Randbedingung die temperaturabhängige Wärmeübergangszahl zugewiesen. Die Schweißnaht wird mit dem Schweißprozess 135 (MAG-Schweißen mit Massivdrahtelektrode) mit einer Schweißspannung $U = 29,5 \text{ V}$, einem Schweißstrom $I = 240 \text{ A}$ und einer Schweißgeschwindigkeit $v = 28 \text{ cm/min}$ ausgeführt. Dies ergibt bei einem Wirkungsgrad $k = 0,9$ eine effektive Leistung $P = 6,37 \text{ kW}$. In den Bildern 5.31 und 5.32 ist die Temperaturverteilung zum Zeitpunkt $t = 19 \text{ s}$ dargestellt.

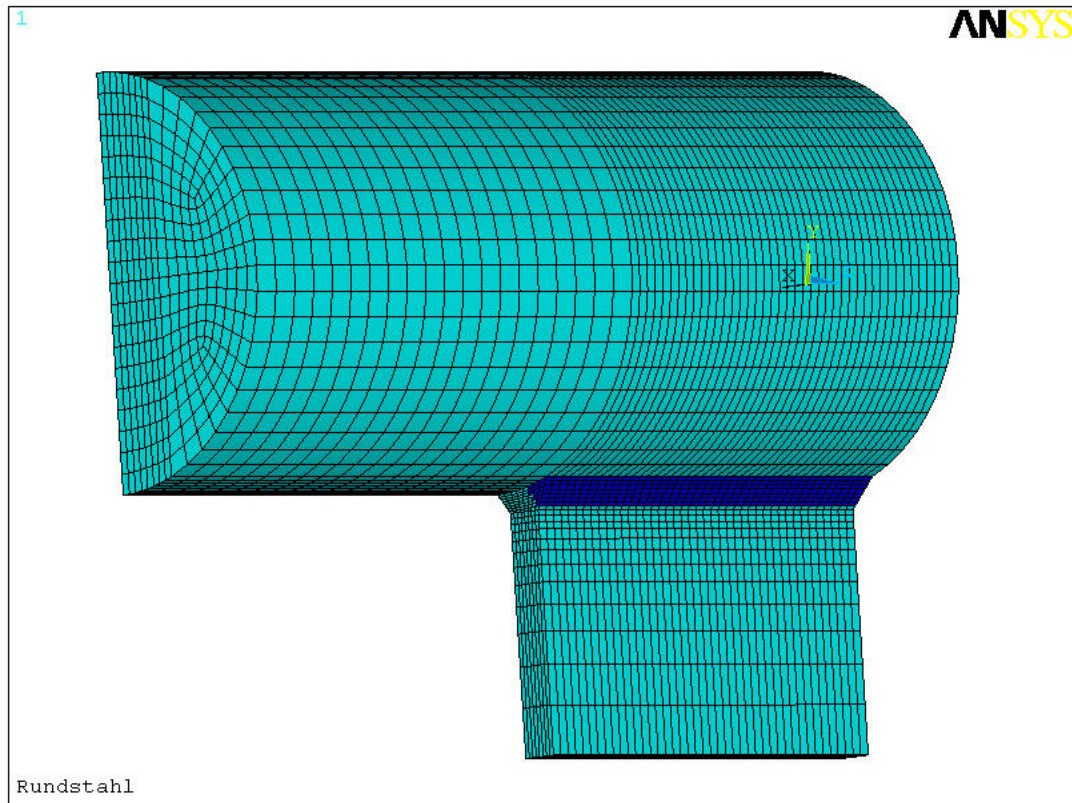


Bild 5.29 FE-Modell des Rundstabes mit der angeschweißten Lasche

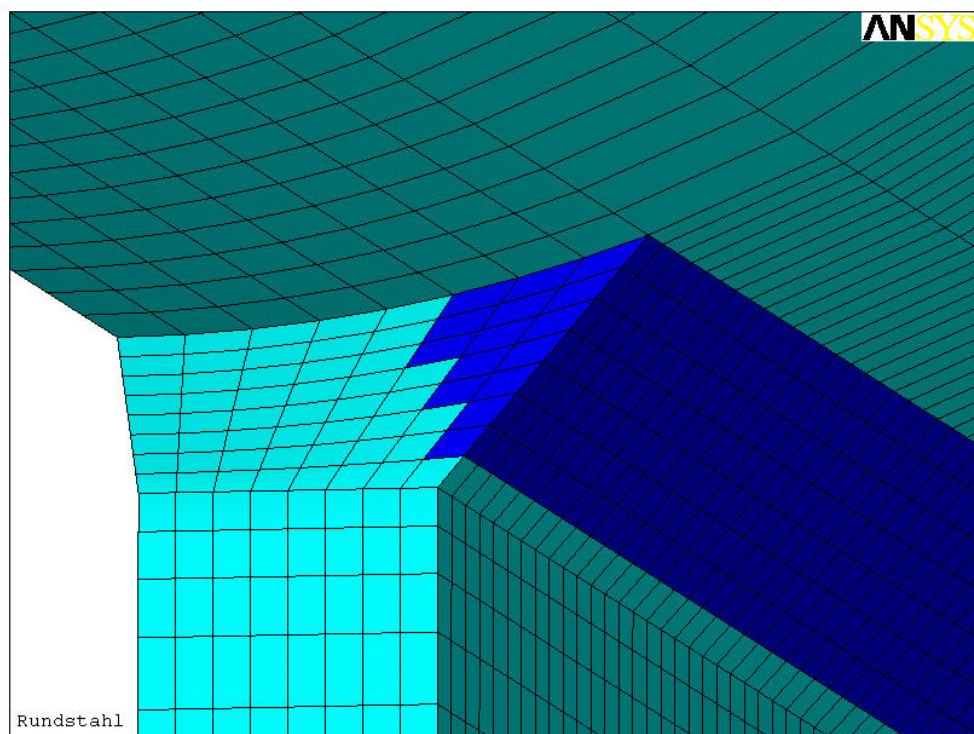


Bild 5.30 Detaildarstellung der Schweißnaht in blau

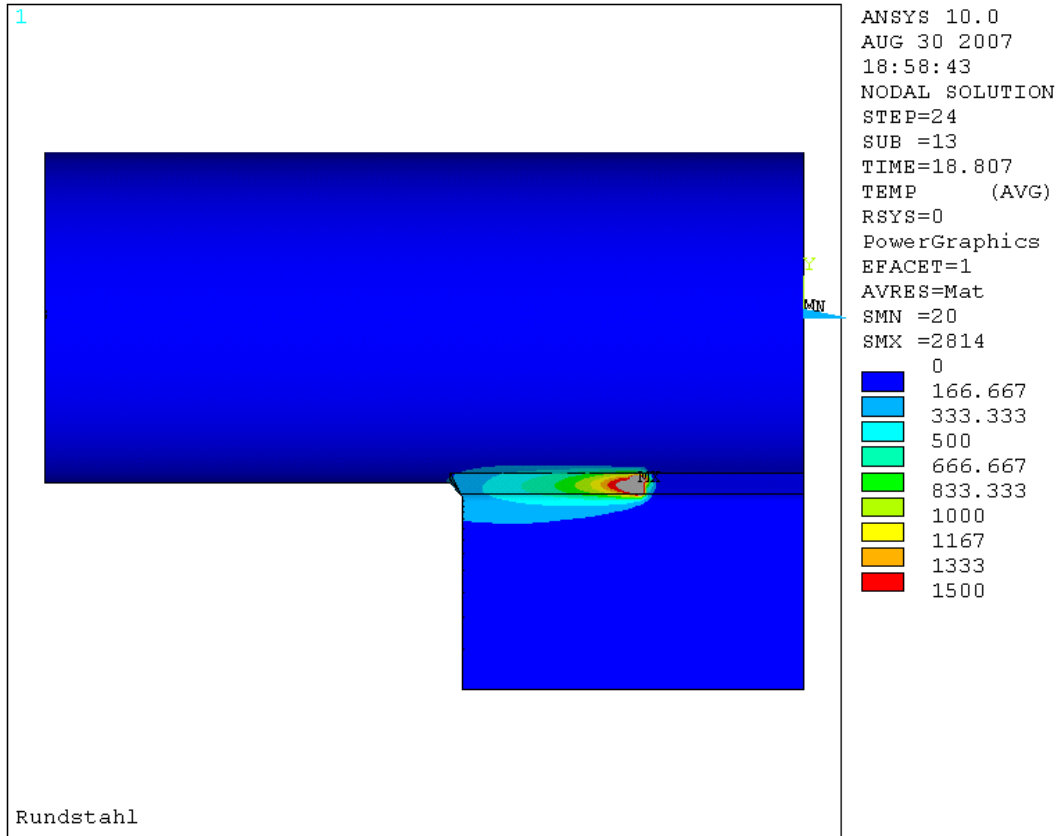


Bild 5.31 Temperaturverteilung während des Schweißvorgangs nach $t = 19$ s

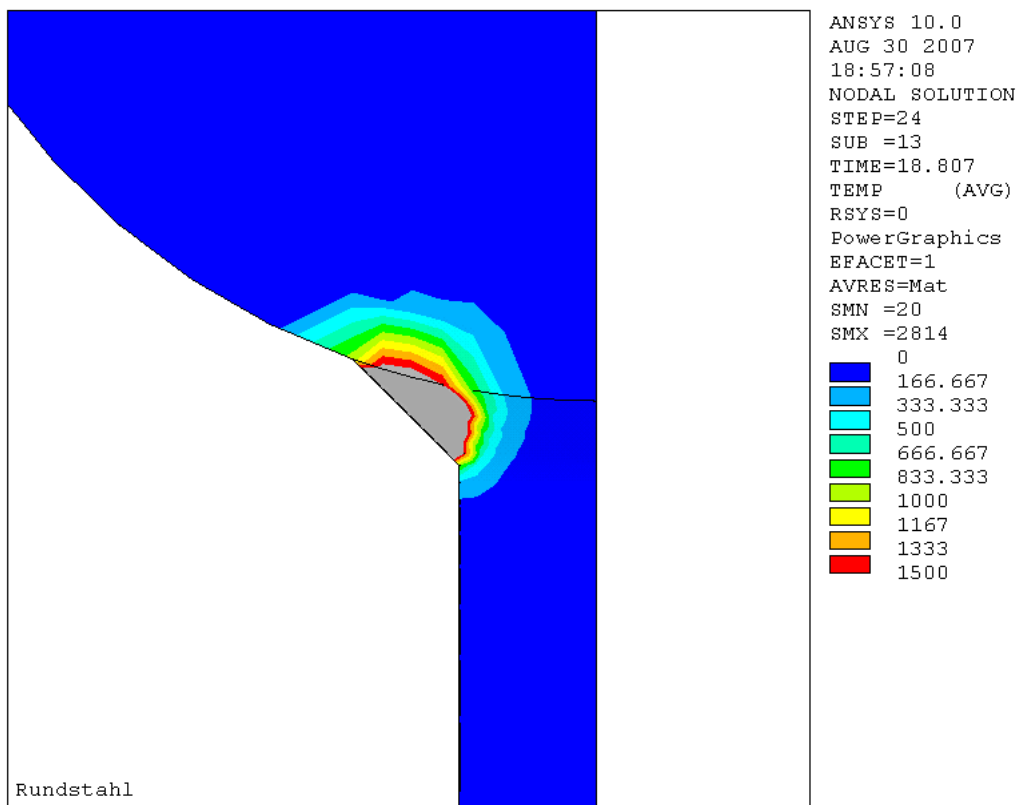


Bild 5.32 Temperaturverteilung während des Schweißvorgangs nach $t = 19$ s, Querschnitt mit Darstellung der Schmelzzone in Grau

Die ermittelten Temperaturverteilungen sind die Lasten für die Eigenspannungsbe-
rechnung. Zusätzlich zu den Symmetrierandbedingungen wird das Modell am Ende
des Rundstabes in vertikaler Richtung festgehalten. Die Berechnung erfolgt gemäß
den Angaben in Kapitel 4, die Nahtelemente (in Ansys zusammengefasst zur Kom-
ponente „naht“) und die obere Elementreihe des Knotenblechs (in Ansys zusammen-
gefasst zur Komponente „e_kill“) werden zu Beginn der Berechnung aus dem Modell
entfernt (ekill) und während der Berechnung entsprechend dem Fortschreiten des
Schweißvorganges wieder eingesetzt (ealive).

Die Bilder 5.33 bis 5.35 zeigen die drei Hauptspannungen nach dem Schweißvor-
gang. Die maximalen Werte werden im Wurzelbereich der Naht erreicht. Zur Nahtmitte
(in Längsrichtung, Symmetrieebene) steigt die Mehrachsichtigkeit an. In der Tabel-
le 5.13 sind die Hauptspannungen und die Mehrachsichtigkeit in Nahtmitte im Wurzelbe-
reich der Schweißnaht zusammengestellt.

*Tabelle 5.13 Spannungen, erste Hauptdehnung und Mehrachsichtigkeit nach dem
Schweißen in Nahtmitte (Eigenspannungen und Eigendehnungen)*

σ_1 [N/mm ²]	σ_2 [N/mm ²]	σ_3 [N/mm ²]	σ_v [N/mm ²]	σ_m [N/mm ²]	M [---]	ε_1 [%]
643	492	153	435	429	0,99	7,3

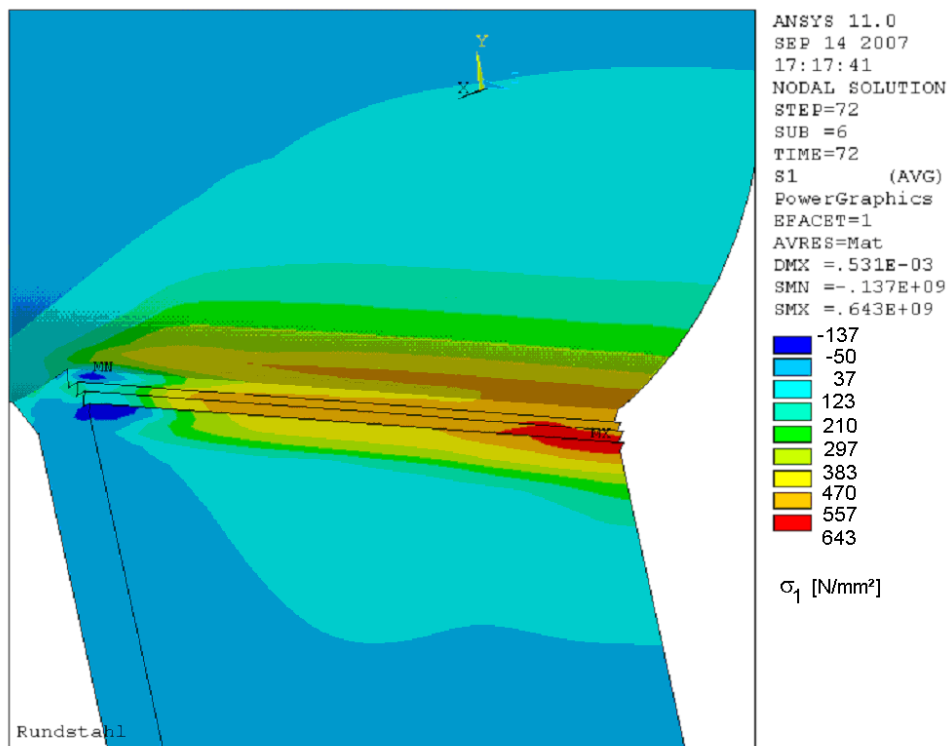


Bild 5.33 Erste Hauptspannung nach dem Schweißen (Darstellung ohne Naht)

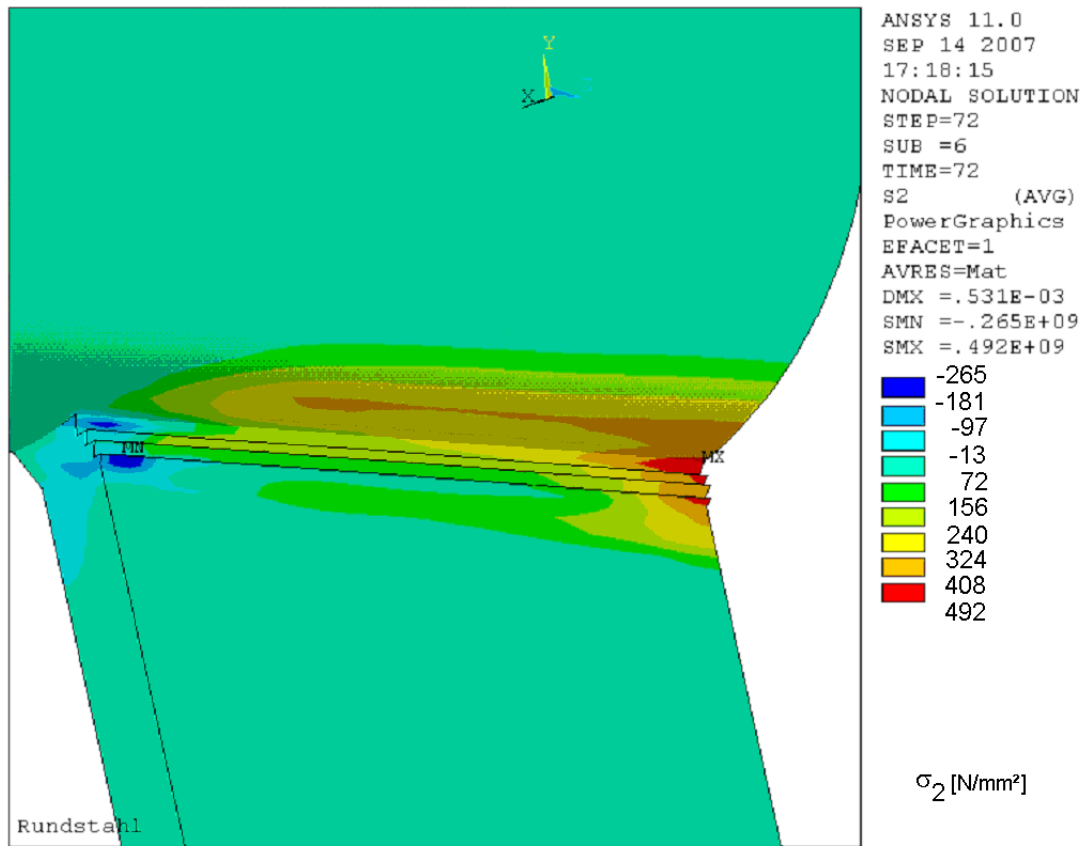


Bild 5.34 Zweite Hauptspannung nach dem Schweißen (Darstellung ohne Naht)

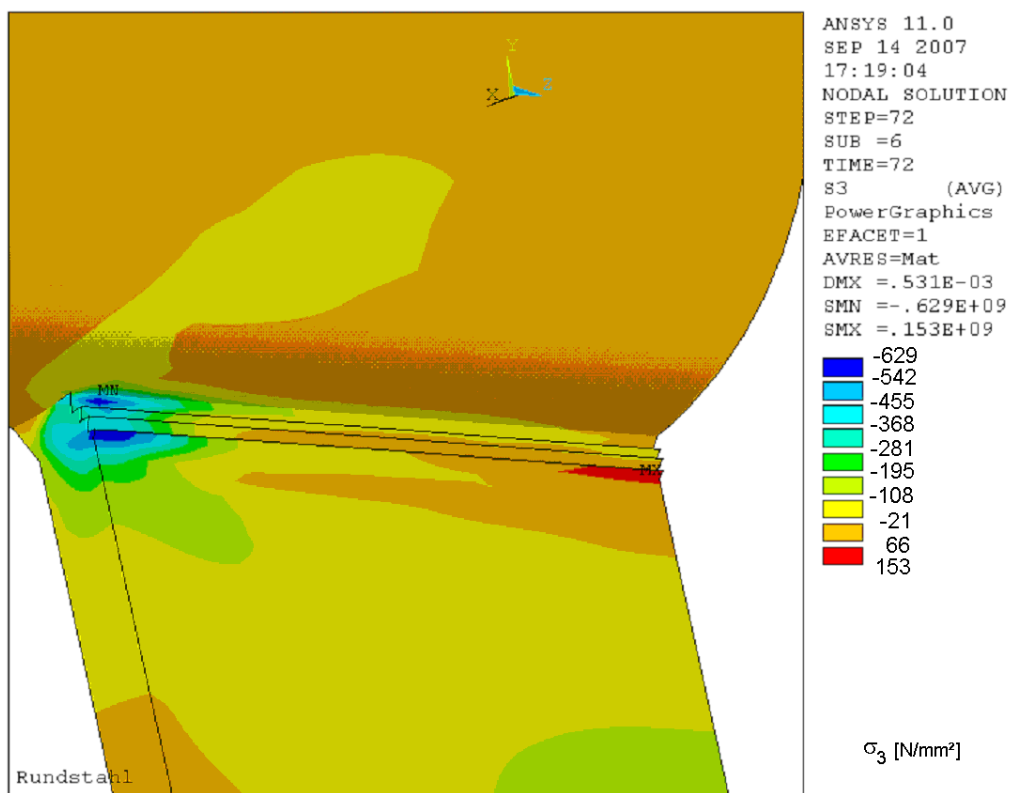


Bild 5.35 Dritte Hauptspannung nach dem Schweißen (Darstellung ohne Naht)

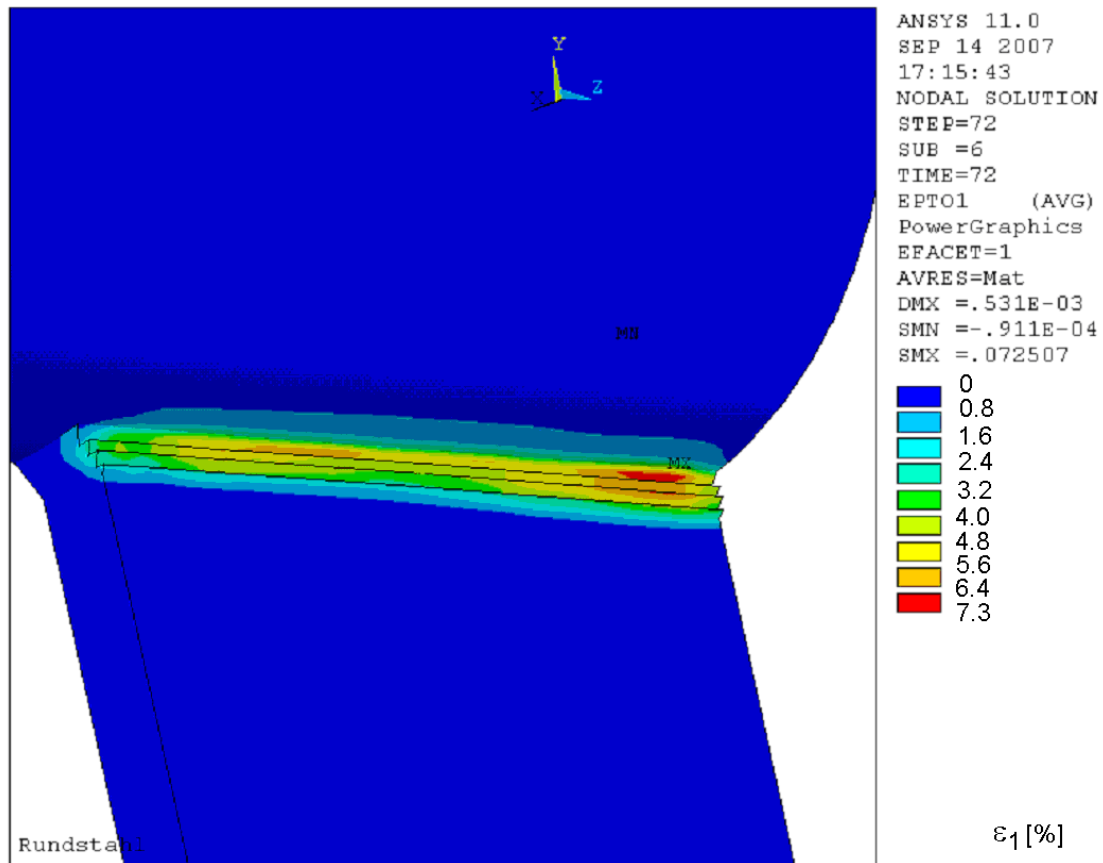


Bild 5.36 Erste Hauptdehnung nach dem Schweißen (Darstellung ohne Naht)

5.2.4.3 Berechnung der Beanspruchungen aus äußerer Last

Auf die eigenspannungsbehaftete Struktur wird die äußere Last entsprechend der Versuchsanordnung aufgebracht. Dazu wird das Modell zusätzlich zu den Symmetrierandbedingungen am Ende des Rundstabes in vertikaler Richtung festgehalten. Die Last wird in Form einer Verschiebung im Bereich der Symmetrieebene auf der Oberseite des Rundstabes über mehrere Knoten verteilt eingeleitet. Die roten Elemente in Bild 5.37 bezeichnen die Bereiche, in denen die vertikale Verschiebung aufgebracht wird. Die Werkstoffkennwerte R_{eH} und R_m werden wegen der tiefen Temperatur um 10 % erhöht, die Gleichmaßdehnung wird um 20 % verringert (vgl. auch Kapitel 3 und Abschnitt 5.1.4). Die so berechnete Last-Verformungskurve (Bild 5.39) liegt etwa 15 % über derjenigen des Versuches. Dies kann daran liegen, dass die Festigkeitskennwerte des Rundstahles einem Abnahmeprüfzeugnis entnommen und nicht durch einen Zugversuch bestimmt wurden. Dies schließt die Möglichkeit einer Verwechslung ein, zumal die gemessenen Kerbschlagwerte bei den 3 Werkstoffen kein Vertrauen in die Richtigkeit der Abnahmeprüfzeugnisse erwecken. Der Einfluss der während des Versuches aufreißen Naht wird durch die starke Plastizierung weitgehend abgedeckt. Da die für die Bewertung des Bruchzustandes die

Mehrachsigkeit und die Hauptdehnung interessieren und erstere nur von dem Verhältnis der Spannungskomponenten und nicht von den Einzelwerten abhängt und die Hauptdehnung weit im plastischen Bereich liegt, spielt die Überschätzung der Last in der FE-Berechnung keine wesentliche Rolle. Dennoch wurde eine weitere Berechnung mit aus der ersten FE-Berechnung abgeleiteten reduzierten Werten für R_{eH} (315 N/mm^2) und R_m (450 N/mm^2) für die Auswertung der Ergebnisse durchgeführt. Mit diesen reduzierten Festigkeitskennwerten ergibt sich für die FE-Berechnung die Spannungs-Dehnungs-Beziehung nach Bild 5.38. Im Bild 5.39 liegt nur im Bereich des Übergangs der Last-Verformungskurve vom elastischen zum plastischen Tragverhalten die Versuchskurve etwas unterhalb der FE-Kurve mit den reduzierten Festigkeitswerten (FE-V3-A3). Berechnung und Versuch stimmen sehr gut überein.

Die Ergebnisse zum Zeitpunkt des Einreißen der Naht sowie im Versagenszustand sind in den Bildern 5.40 bis 5.51 dargestellt. Unter der äußeren Last nehmen die Schubspannungen in der Naht schnell zu. Bei einer Verschiebung unter der Lasteinleitung von etwa 5 mm beginnt die Naht einzureißen. Die dominierende Spannung ist die Schubspannung (siehe Bilder 5.40 bis 5.45). Entsprechend der Zunahme der äußeren Last reißt im Versuch die Naht weiter ein, und die maximale Spannung wächst mit dem Rissende in der Naht nach innen. Der Bruch geht schließlich von der angerissenen Naht etwa im Viertelpunkt der Nahtlänge aus. Die in der FE-Berechnung ermittelten Spannungen und Dehnungen im Bruchzustand im Rundstab sind den Bildern 5.46 bis 5.50, die 1. Hauptdehnung in der Naht dem Bild 5.51 zu entnehmen. Da der Bruch nach Anriss der Naht eingetreten ist, werden diese Ergebnisse in der Auswertung nicht verwendet.

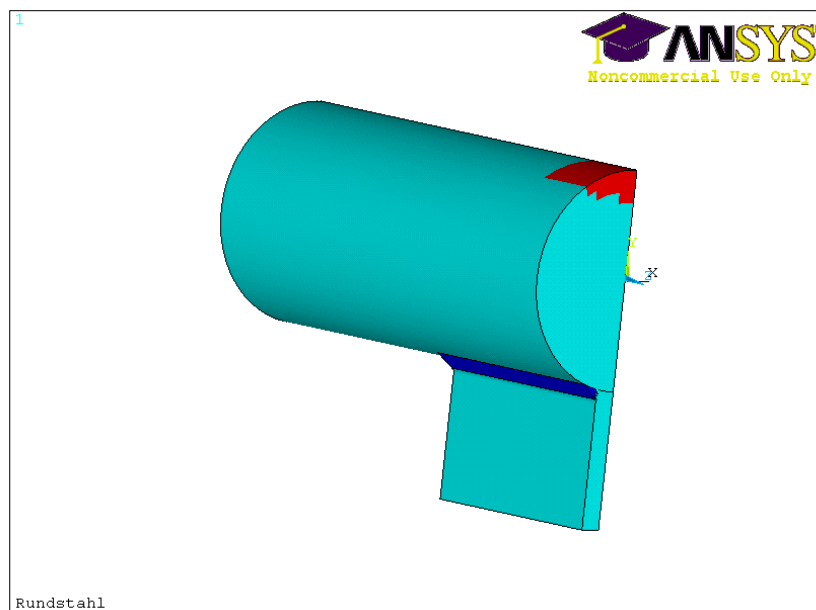


Bild 5.37 Elementplot mit roten Elementen für die aufgebrachte Vertikalverschiebung

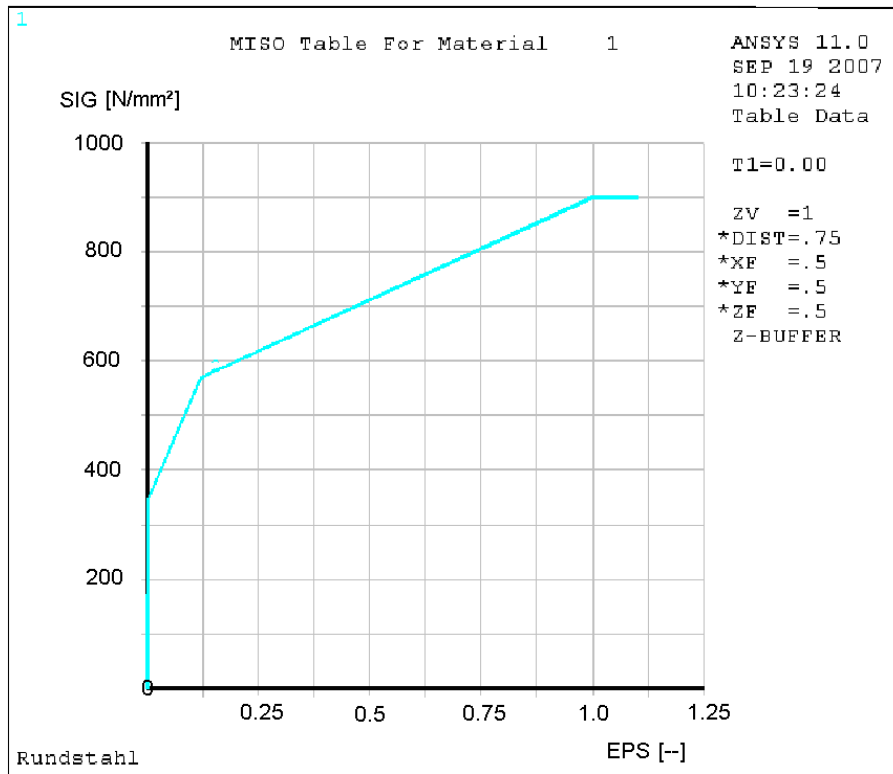


Bild 5.38 Nichtlineare wahre Spannungs-Dehnungs-Beziehung für die FE-Berechnung (reduzierte Festigkeitskennwerte V3-A3)

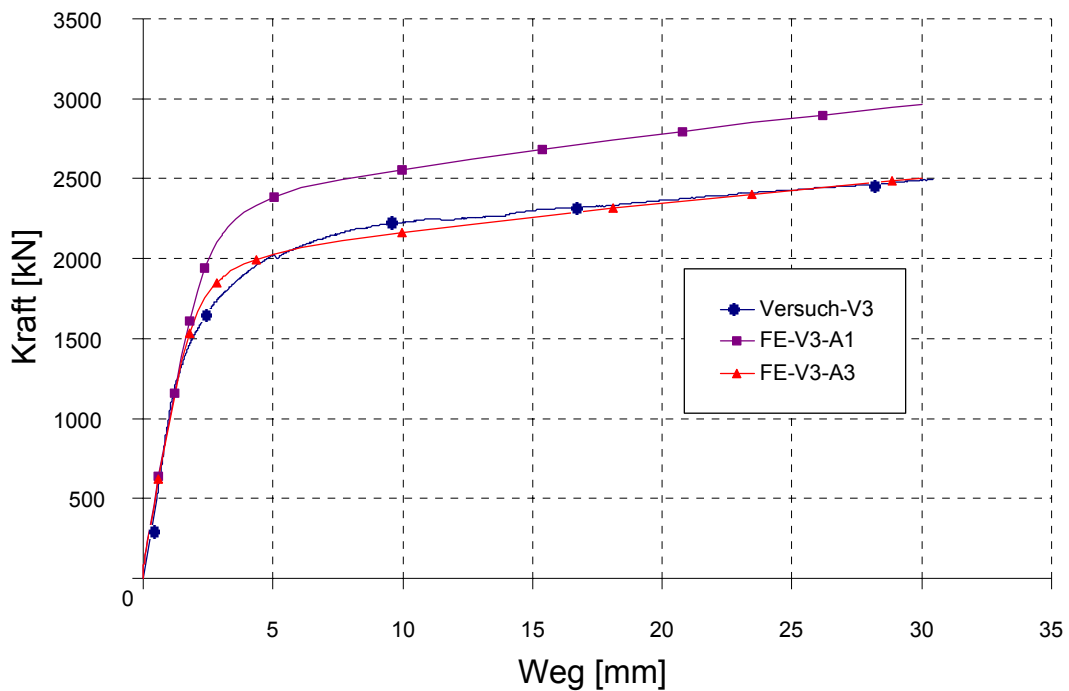


Bild 5.39 Last-Verformungs-Kurven für Versuch V3 und FE-Berechnung mit den Festigkeitskennwerten aus dem Abnahmeprüfzeugnis (V3-A1) sowie reduzierten Festigkeitskennwerten (V3-A3)

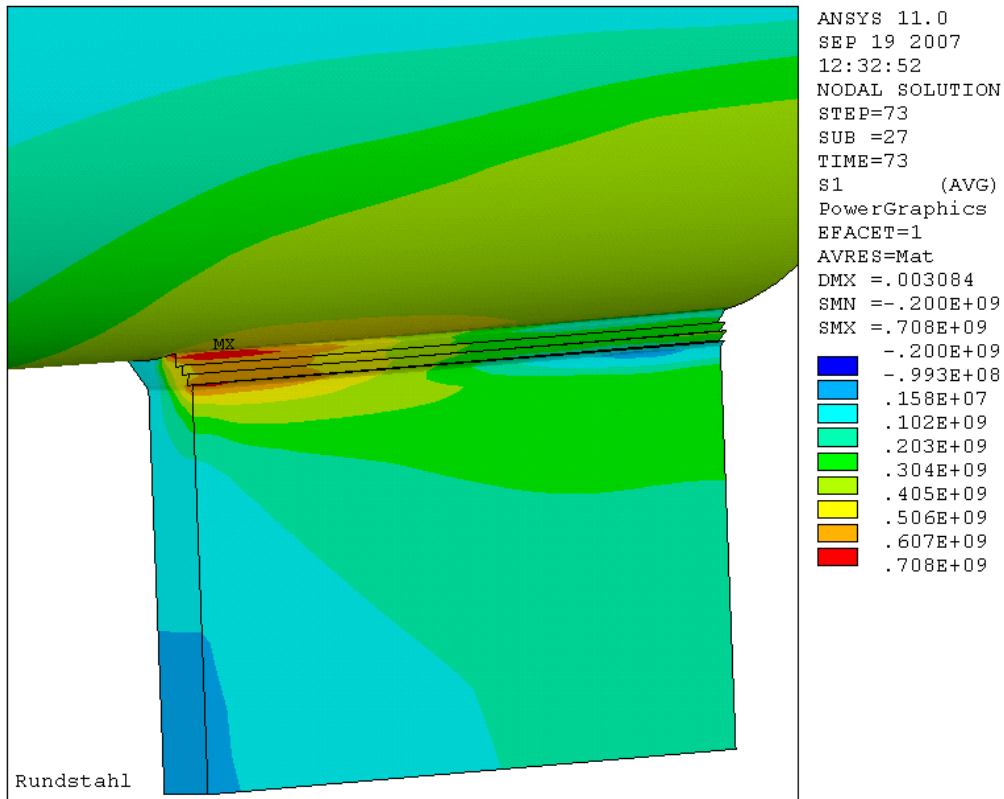


Bild 5.40 1. Hauptspannung σ_1 in der Naht im Zustand des Anrisses

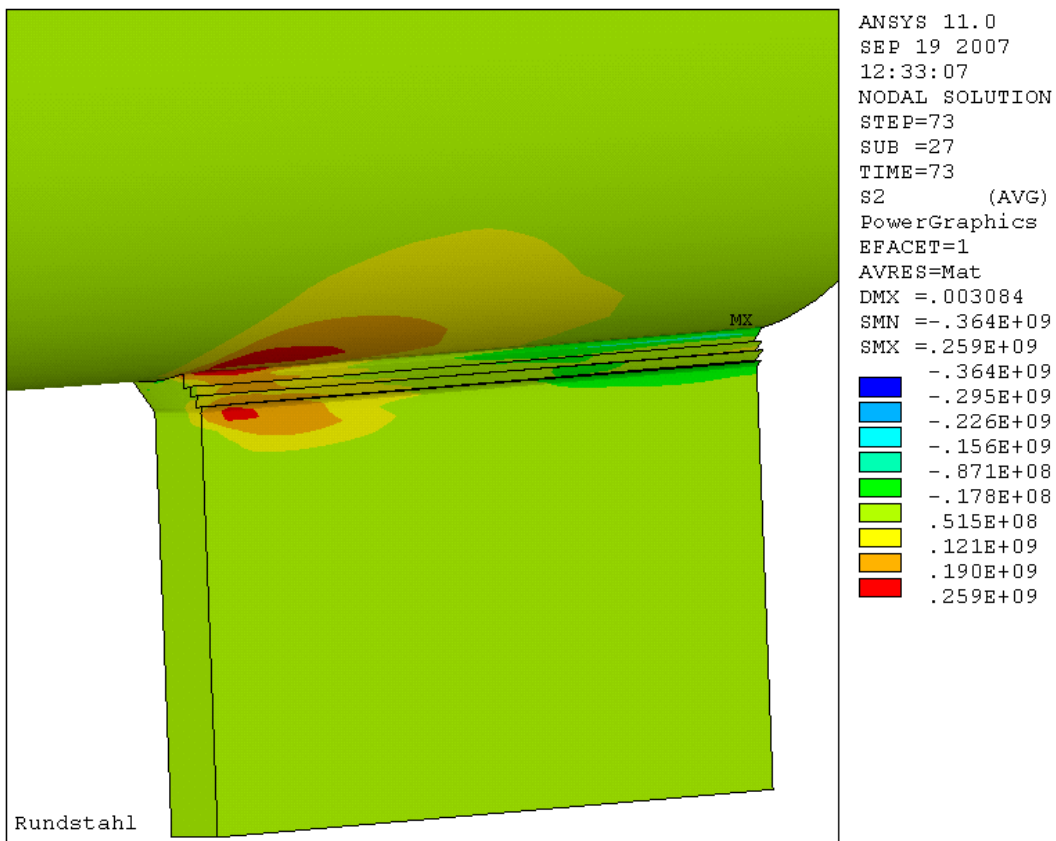


Bild 5.41 2. Hauptspannung σ_2 in der Naht im Zustand des Anrisses

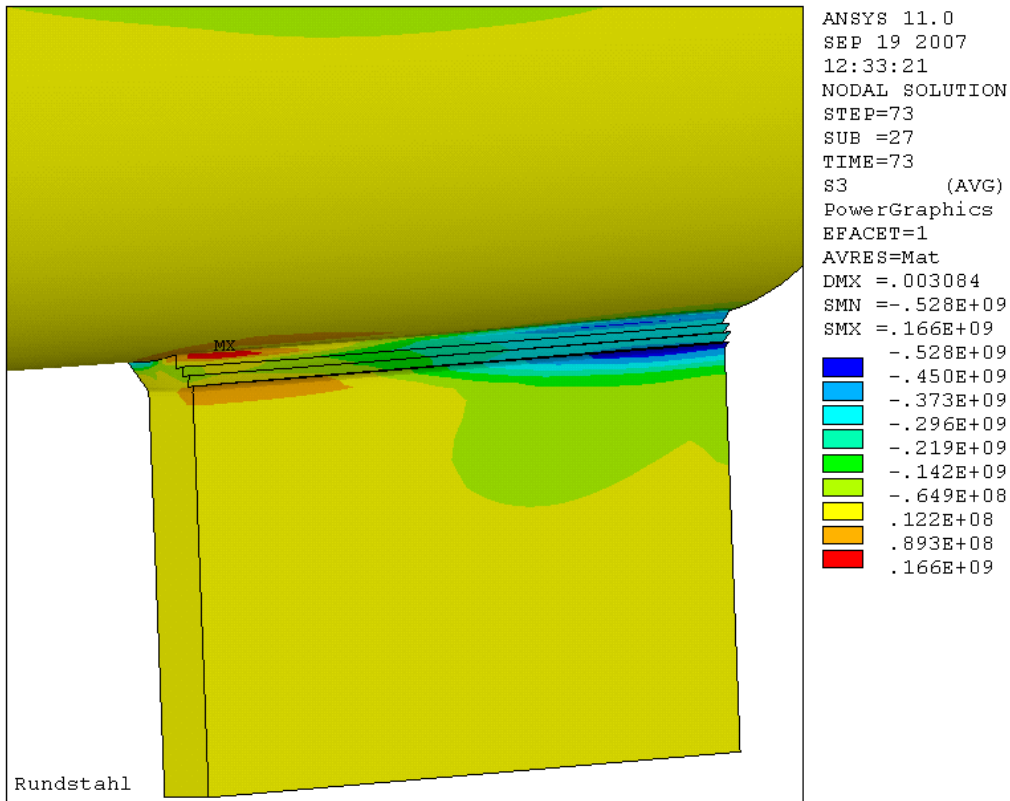


Bild 5.42 3. Hauptspannung σ_3 in der Naht im Zustand des Anrisses

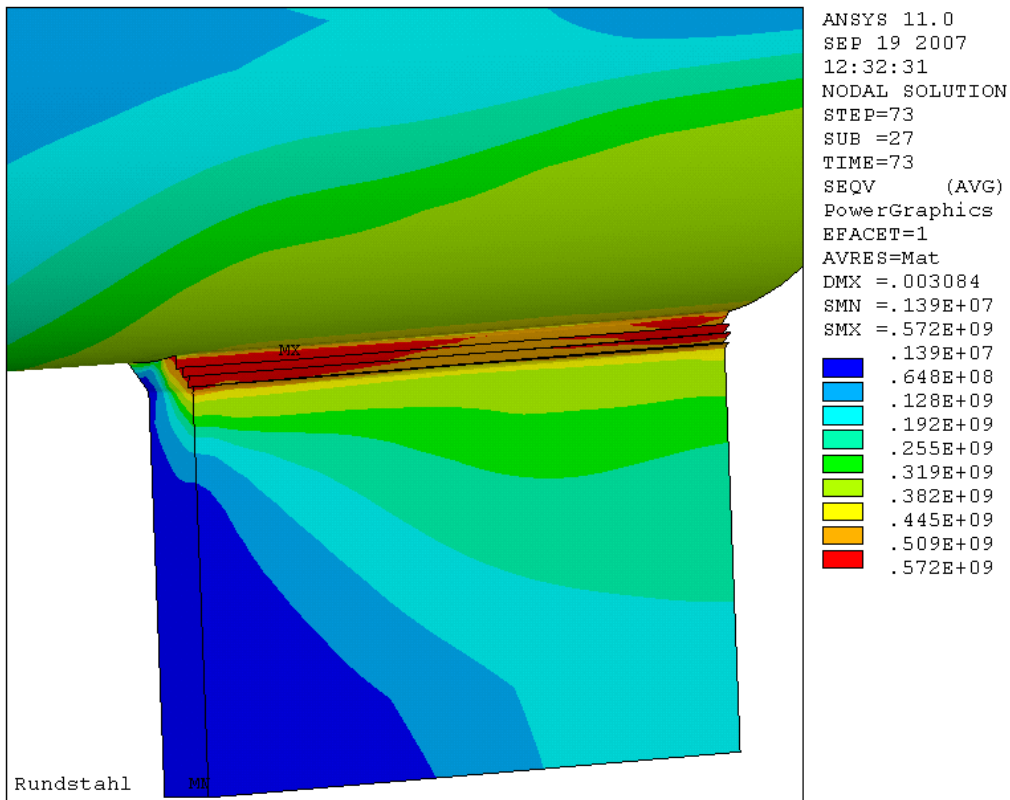


Bild 5.43 Vergleichsspannung σ_v in der Naht im Zustand des Anrisses

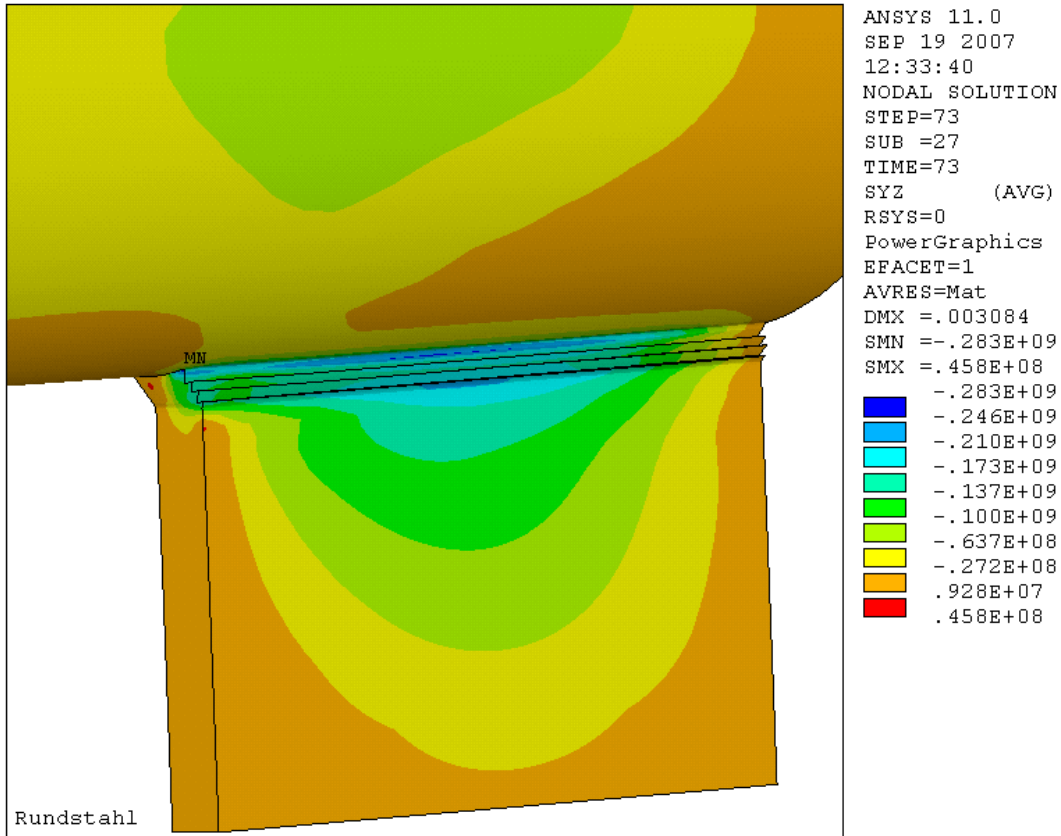


Bild 5.44 Schubspannung τ in der Naht im Zustand des Anrisses

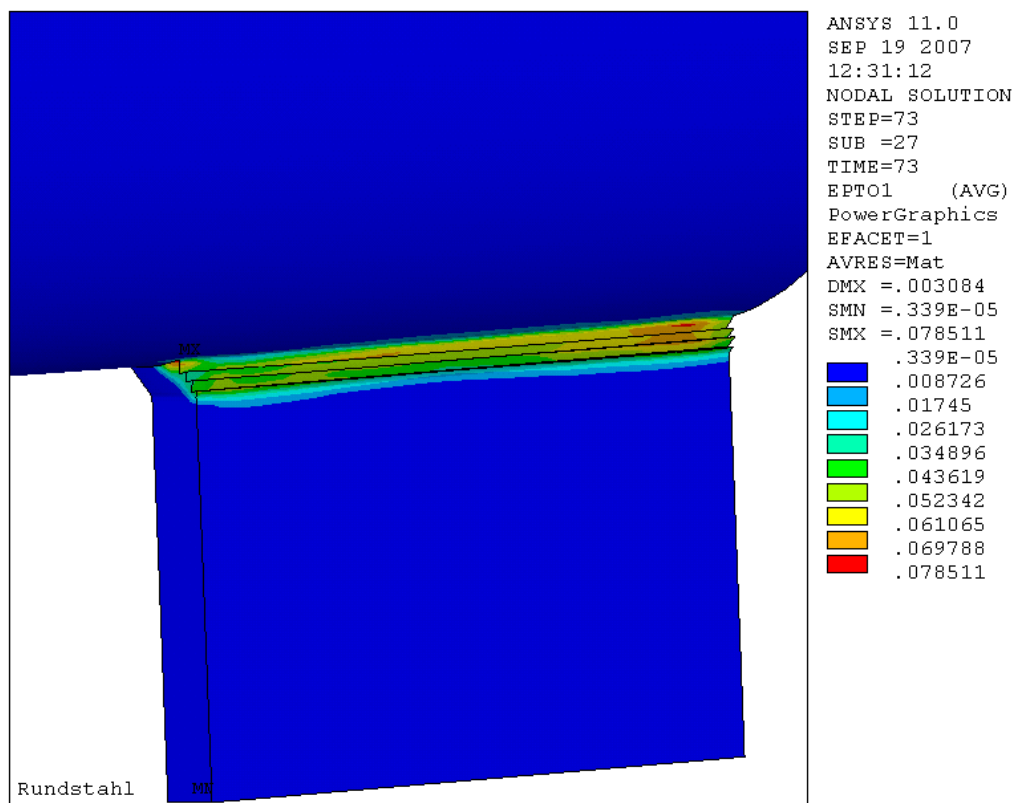


Bild 5.45 1. Hauptdehnung ε_1 in der Naht im Zustand des Anrisses

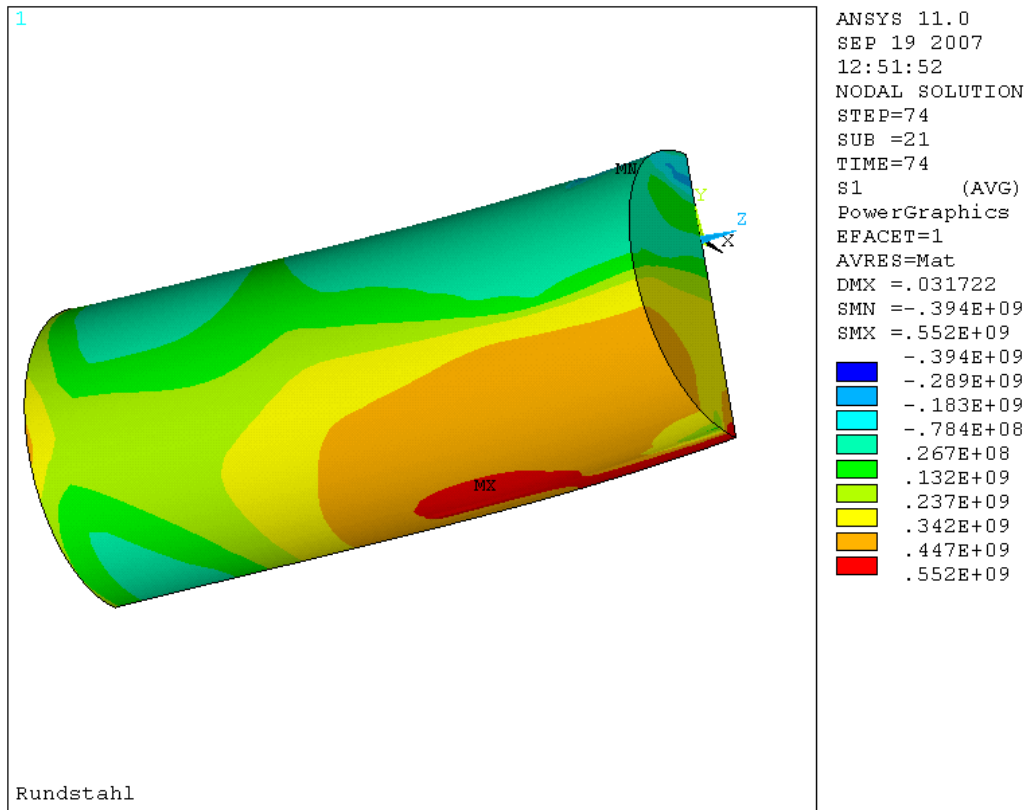


Bild 5.46 1. Hauptspannung σ_1 im Rundstab im Bruchzustand

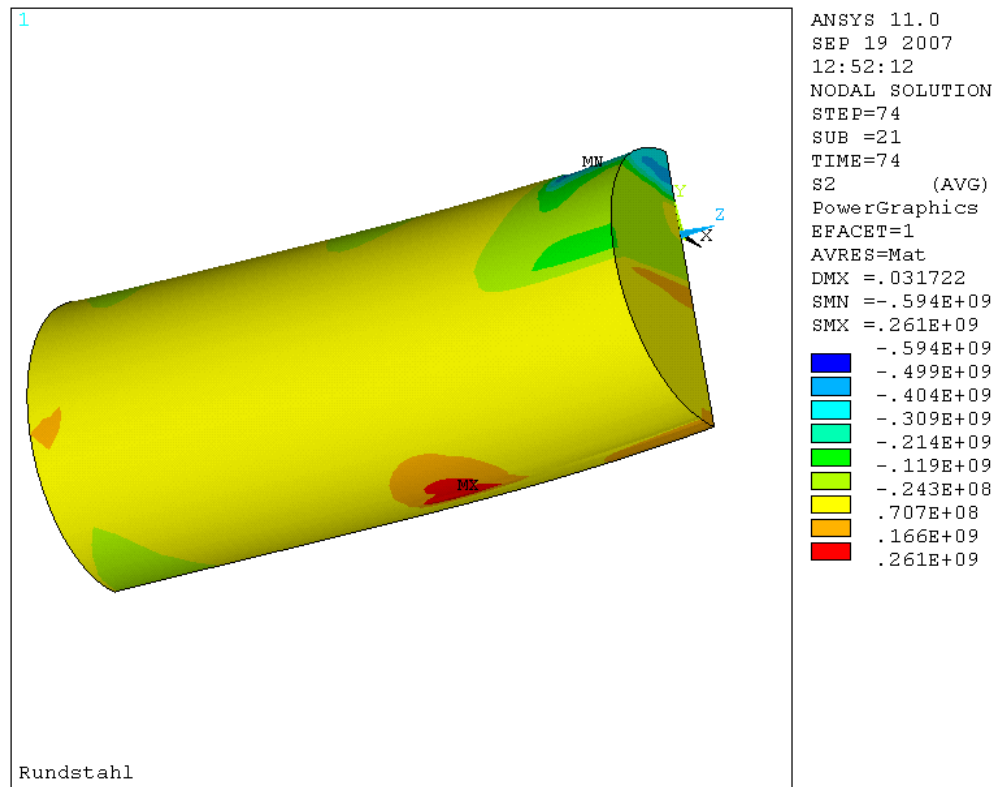


Bild 5.47 2. Hauptspannung σ_2 im Rundstab im Bruchzustand

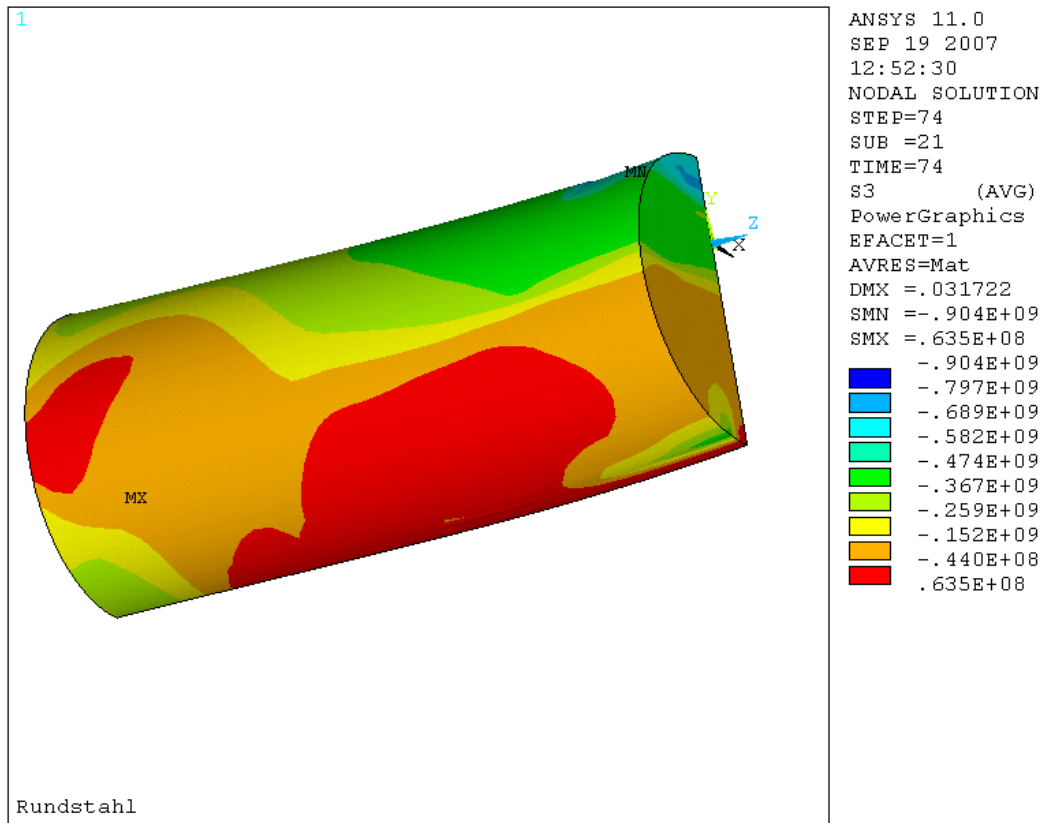


Bild 5.48 3. Hauptspannung σ_3 im Rundstab im Bruchzustand

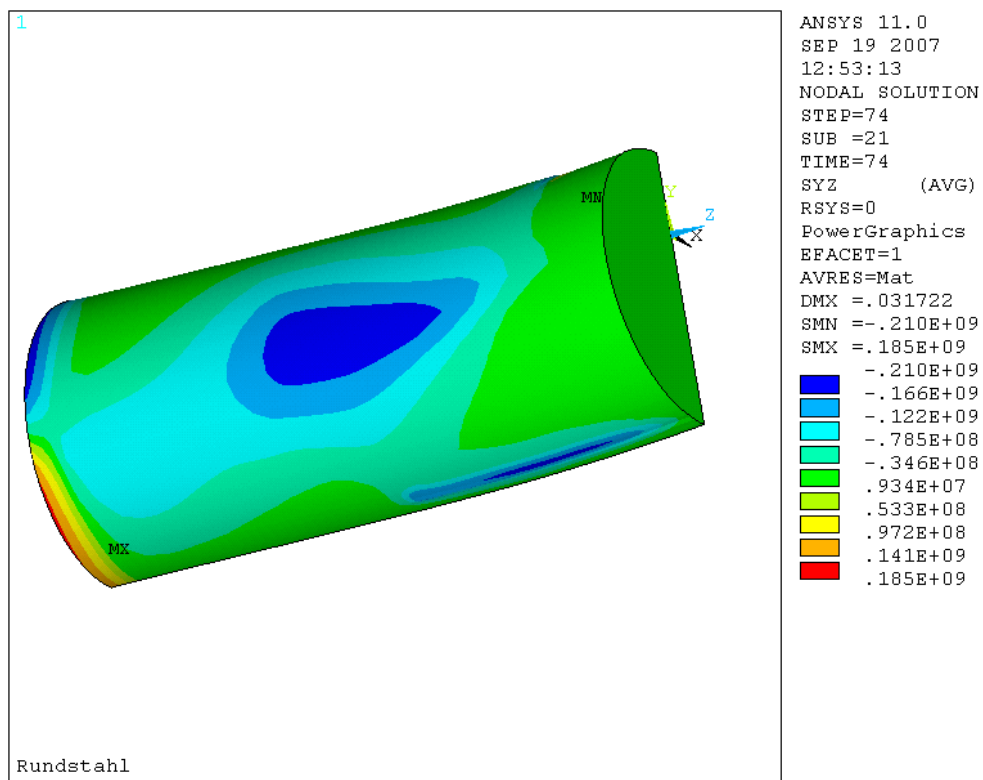


Bild 5.49 Schubspannung τ im Rundstab im Bruchzustand

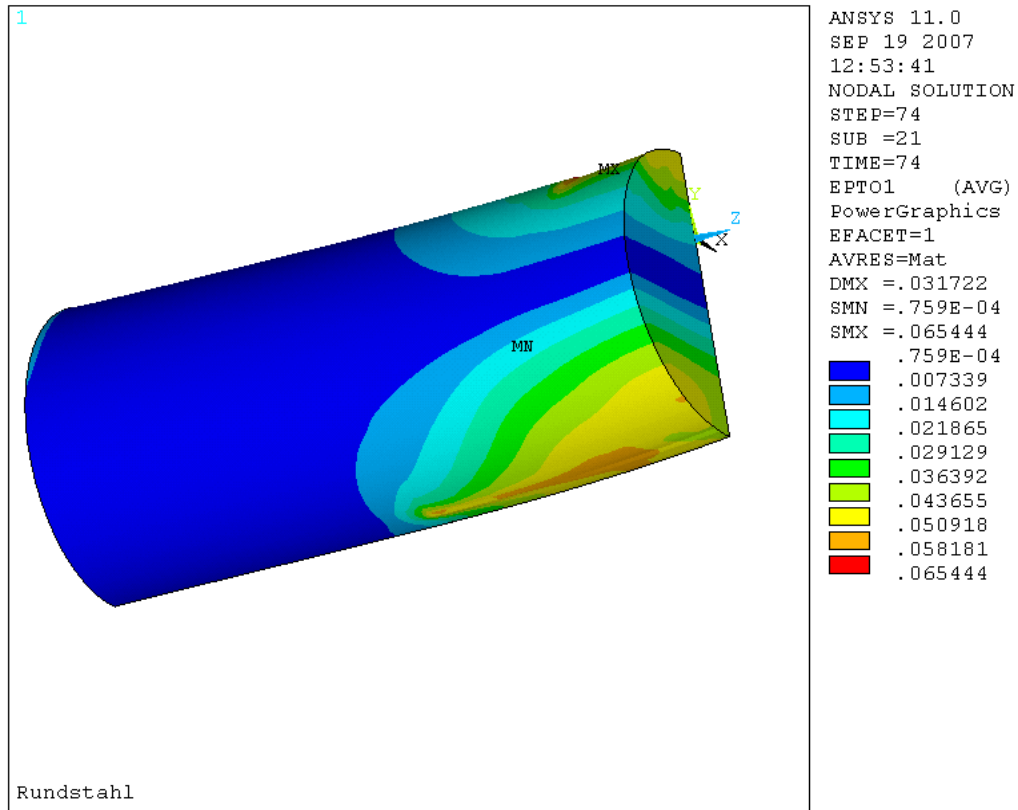


Bild 5.50 1. Hauptdehnung ε_1 im Rundstab im Bruchzustand

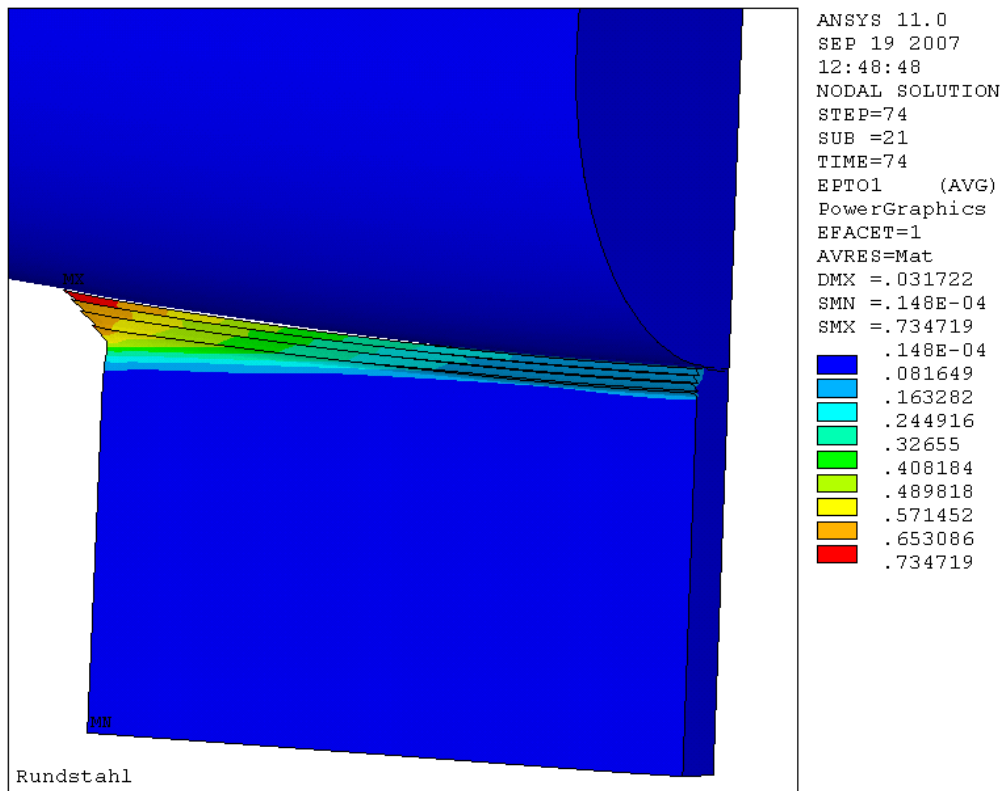


Bild 5.51 1. Hauptdehnung ε_1 in der Naht im Bruchzustand

6 Die Auswertung der Versuche und Finite-Element-Berechnungen

6.1 Die Grenzkurven

Die Hypothese, dass ein Riss in einem Bauteil dann entsteht, wenn die erste Hauptdehnung ε_1 einen kritischen Wert ε_r erreicht, kann mit den Ergebnissen der Versuche und der Finite-Element-Berechnungen für die untersuchten Stähle überprüft und bei einer Bestätigung durch eine Funktion dargestellt werden. Diese Hypothese der Rissentstehung wird nach Hancock und Brown [18] gemäß 2.15 mit einer Exponentialfunktion, die den Einfluss der Mehrachsigkeit M erfasst, durch Bedingung 6.1 beschrieben, wobei wie in [18] $B = 1,5$ gesetzt wird. Außer dem Einfluss der Mehrachsigkeit M werden in dieser Bedingung nun jedoch weitere Einflüsse auf die kritische Dehnung ε_r erfasst, indem der Faktor A dieser Gleichung durch eine Produktfunktion K_ε ersetzt wird, deren Faktoren Funktionen der verschiedenen Einflussgrößen auf die kritische Bruchdehnung sind (Gleichung 6.2). Für die einzelnen Faktoren $K_i = K(X_i)$ der Produktfunktion K_ε werden Exponentialfunktionen angenommen (Gleichung 6.3). Bild 6.1 zeigt Grenzkurven nach Gleichung 6.1 für verschiedene Werte von K_ε .

$$\varepsilon_s = \varepsilon_1 \geq \varepsilon_r = A \cdot e^{-B \cdot M} = K_\varepsilon \cdot e^{-1,5 \cdot M} (\leq 1,0) \quad (6.1)$$

$$\text{mit } K_\varepsilon = \prod_i K_i = \prod_i K(X_i) \quad (6.2)$$

$$\text{und } K(X_i) = 1 + a_i \cdot (e^{b_i \cdot \bar{X}_i} - 1) \quad (6.3)$$

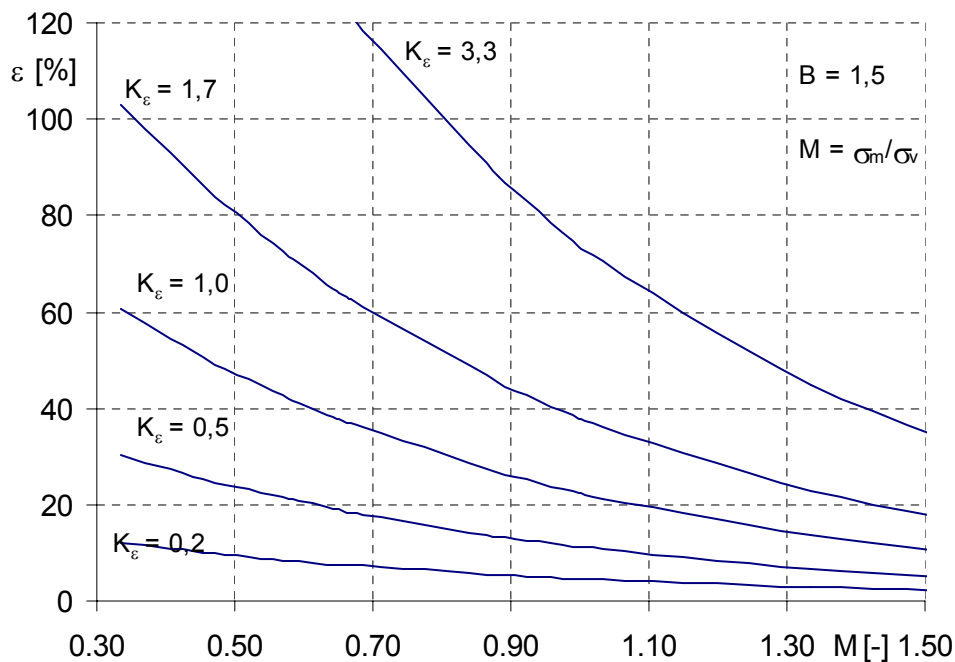


Bild 6.1 Grenzkurven $\varepsilon_r = K_\varepsilon \cdot e^{-B \cdot M}$ für verschiedene K_ε

X_i steht in Gleichung 6.2 für die verschiedenen Einflüsse auf die kritische Dehnung ε_r .

X_1 = Übergangtemperatur im Kerbschlagbiegeversuch T_U (Stahlgüte, Zähigkeit)

X_2 = Streckgrenze R_{eH} / Dehngrenze $R_{p0,2}$ (Festigkeit)

X_3 = Werkstoffdicke t

X_4 = Bauteiltemperatur ϑ

X_5 = Gefügeänderung infolge Schweißen

X_6 = Beanspruchungsgeschwindigkeit, Kaltverformung, Zinküberzüge

a_i, b_i in Gleichung 6.3 sind Konstanten, \bar{X}_i ist eine Funktion von X_i .

6.2 Auswertung der Kerbzugversuche

Die in Kapitel 4 beschriebenen Ergebnisse der Kerbzugversuche bei Raumtemperatur können dazu benutzt werden, die Abhängigkeit der Bruchdehnung von der Mehrachsigkeit unter Konstanthaltung aller Einflüsse X_i zu bestimmen. Mit $K_\varepsilon = 3,3$ in der Gleichung 6.1 erhält man eine Funktion, die die Bruchdehnungen der Kerbzugversuche treffend beschreibt, wenn man die Kurve bei der Dehnung $\varepsilon = 1,15$ abschneidet. Bild 6.2 zeigt diese Kurve der kritischen Bruchdehnung im Vergleich zu den experimentell bestimmten Bruchdehnungen der Kerbzugversuche. Die Annahme des in [18] vorgeschlagenen Wertes $B = 1,5$ in Bedingung 6.1 ist für die Kerbzugversuche also gerechtfertigt. Kritische Dehnungen ε_r größer als 100% werden im Folgenden nicht mehr betrachtet (siehe auch Abschnitt 2.2.3.3 und Bedingung 6.1).

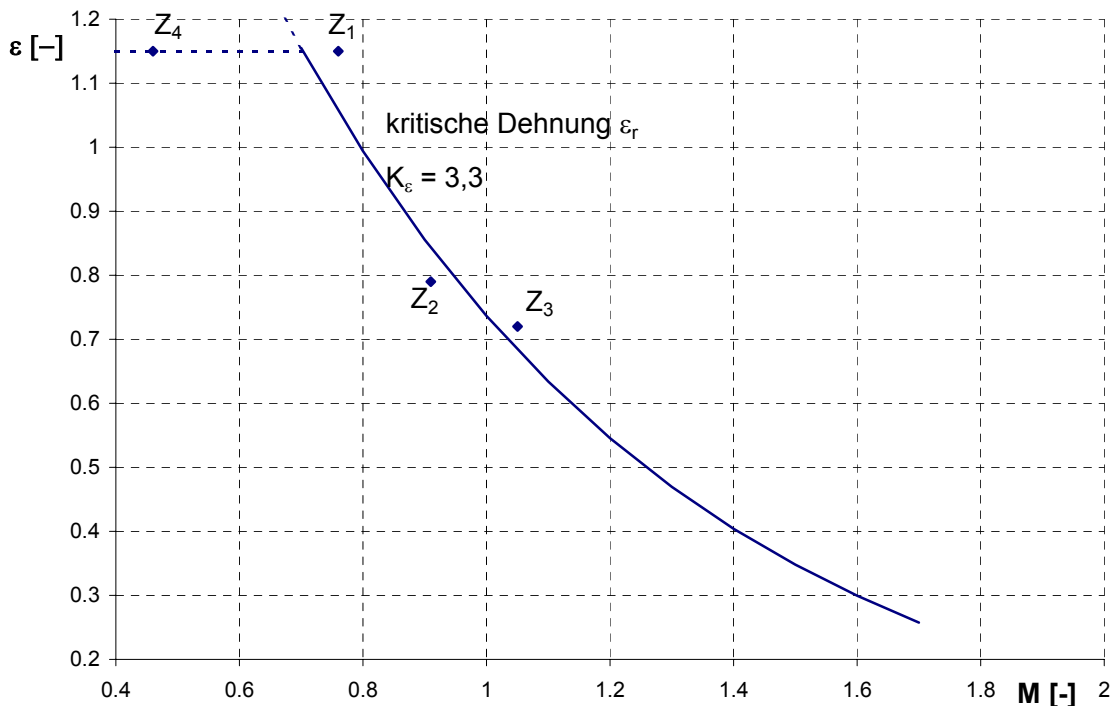


Bild 6.2 Darstellung der Ergebnisse der Kerbzugversuche (ε_v) aus Kapitel 3 mit der Grenzkurve $\varepsilon_r = K_\varepsilon \cdot e^{-1,5 \cdot M}$

6.3 Auswertung aller Versuche

In Bild 6.3 sind die Bruchdehnungen ε_v zu den Versuchen und Grenzkurven ε_r für unterschiedliche Werte K_ε aufgetragen. Um die verschiedenen exponentiellen Einflussfunktionen K_i nach Gleichung 6.3 und damit auch K_ε in Abhängigkeit der Einflussgrößen X_i festzulegen, werden die in den Versuchen ermittelten Bruchdehnungen ε_v mit durch die Gleichung 6.1 berechneten kritischen Dehnungen ε_r verglichen. Dazu wird jede Einflussgröße X_i zunächst nach oben und unten begrenzt. Diese Grenzen ergeben sich aus den Grenzen der in dieser Arbeit untersuchten Bauteile. Die untere Grenze ist $X_{i,1}$, die obere Grenze $X_{i,2}$. Danach wird jeweils ein neutraler Bezugswert $X_{i,0}$ zwischen $X_{i,1}$ und $X_{i,2}$ festgelegt, bei dem $K_i = 1,0$ ergeben soll. Mit diesen drei Werten können bezogene Hilfsgrößen \bar{X}_i eingeführt werden, die für die Exponentialfunktionen (Gleichung 6.3) benötigt werden:

$$\bar{X}_i = \frac{X_i - X_{i,0}}{X_{i,2} - X_{i,1}} \quad (6.4)$$

Die Bestimmung der unbekannt Parameter a_i und b_i der Exponentialfunktionen (Gleichung 6.3) sowie des neutralen Bezugswertes $X_{i,0}$ erfolgt durch einen iterativen Vergleich berechneter kritischer Dehnungen ε_r nach Gleichung 6.1 mit in den Versuchen ermittelten Bruchdehnungen ε_v . Für die Bestimmung von ε_r werden zunächst beliebige Werte a_i , b_i und $X_{i,0}$ variiert und optimiert, bis die Differenz zwischen berechneten kritischen Dehnungen ε_r und in den Versuchen ermittelten Bruchdehnungen ε_v minimal wird. In der Tabelle 6.1 sind die so ermittelten Parameter zusammengestellt.

Die Gleichungen 6.5 bis 6.21 beschreiben die Funktionen zu den einzelnen Einflüssen X_i auf die Bruchdehnung. In den Bildern 6.4 bis 6.7 sind diese exponentiellen Einflussfunktionen K_i dargestellt.

Die Tabelle 6.2 zeigt schließlich die mit diesen Größen berechneten kritischen Dehnungen ε_r und die experimentell bestimmten Bruchdehnungen ε_v , sowie deren Verhältnis $\varepsilon_v/\varepsilon_r$. Zudem sind in der Tabelle 6.2 die Mehrachsigkeiten M , die Parameter X_i sowie die Funktionswerte $K(X_i)$ aller Versuche dokumentiert. Die experimentell ermittelten Bruchdehnungen ε_v werden durch die berechneten kritischen Dehnungen ε_r gut abgeschätzt.

Tabelle 6.1 Parameter für die Funktionen K_i nach Gleichung 6.3

i	1 (T_U [°C])	2 (R_{eH} [N/mm ²])	3 ¹⁾ (t [mm])		4 ²⁾ (ϑ [°C])
neutraler Bezugswert $X_{i,0}$	-20	360	25		0
Untere Grenze $X_{i,1}$	-50	235	10		-50
obere Grenze $X_{i,2}$	20	400	150		20
a_i	0,65	2	1,1	0,63 ¹⁾	0,4
b_i	-2,25	-0,3	-3,1	-3 ¹⁾	5

¹⁾ Für $t > 45$ mm gilt $K(X_i) = 0,83 + a_i \cdot (e^{b_i \cdot \bar{X}_i} - 1)$ anstelle von Gleichung 6.3

²⁾ Für die Funktion $K(\vartheta)$ gilt zusätzlich $K(\vartheta) \leq 1,60$

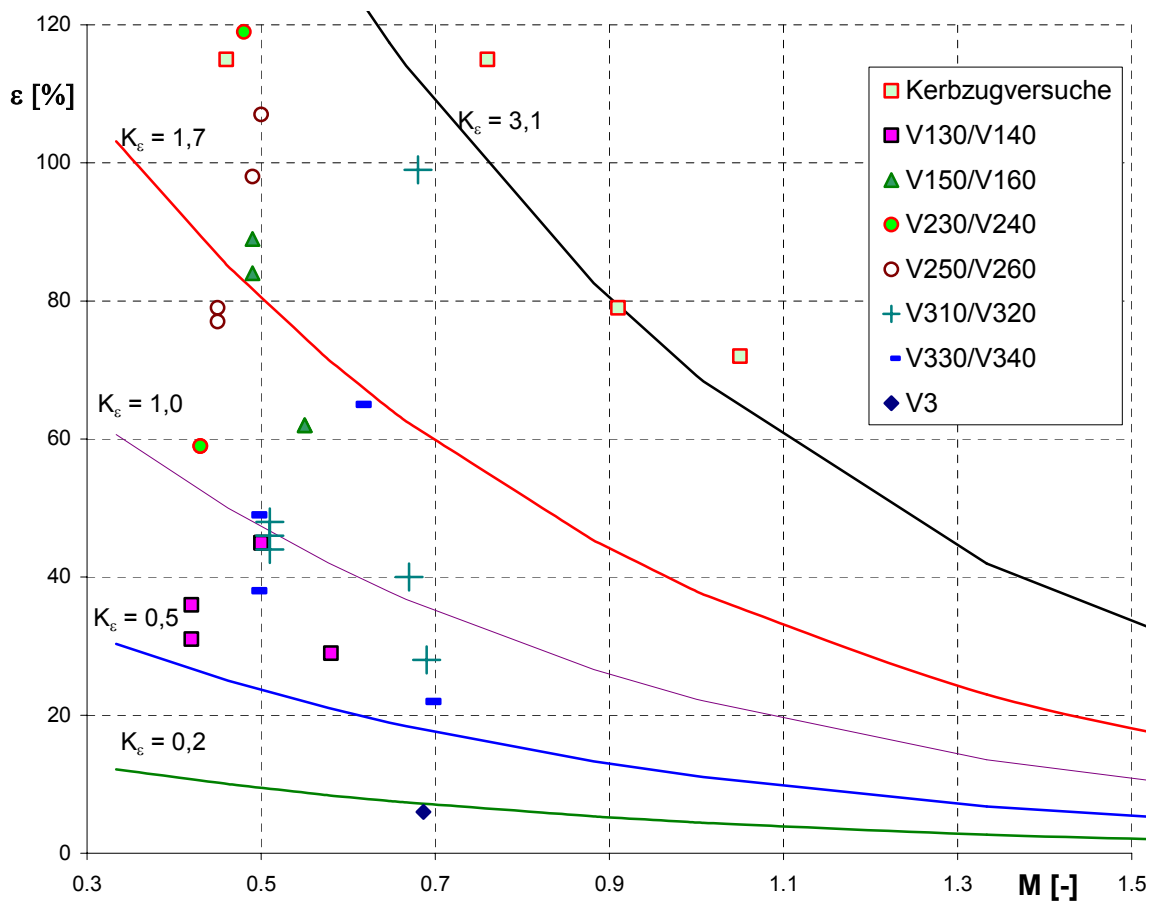


Bild 6.3 Darstellung aller Versuchsergebnisse mit beliebigen Grenzkurven $\epsilon_r = K_\epsilon \cdot e^{-1.5 \cdot M}$. Aus Gründen der Übersichtlichkeit sind hier nicht alle Grenzkurven zu jedem Punkt angegeben.

Einfluss der Übergangstemperatur im Kerbschlagbiegeversuch $T_{\ddot{U}} = T_{27J} = X_1$

$$T_{\ddot{U},0} = -20^{\circ}\text{C}, T_{\ddot{U},1} = -50^{\circ}\text{C}, T_{\ddot{U},2} = 20^{\circ}\text{C}, a_{T_{\ddot{U}}} = 0,65, b_{T_{\ddot{U}}} = -2,25 \quad (6.5)$$

$$b_{T_{\ddot{U}}} \cdot X_{T_{\ddot{U}}} = b_{T_{\ddot{U}}} \cdot \frac{T_{\ddot{U}} - T_{\ddot{U},0}}{T_{\ddot{U},2} - T_{\ddot{U},1}} = -2,25 \cdot \frac{T_{\ddot{U}} + 20}{70} = -\left(\frac{T_{\ddot{U}} + 20}{31}\right) \quad (6.6)$$

$$K(T_{\ddot{U}}) = 1 + 0,65 \cdot \left(e^{-\left(\frac{T_{\ddot{U}} + 20}{31}\right)} - 1\right) \quad (-50^{\circ}\text{C} \leq T_{\ddot{U}} \leq 20^{\circ}\text{C}) \quad (6.7)$$

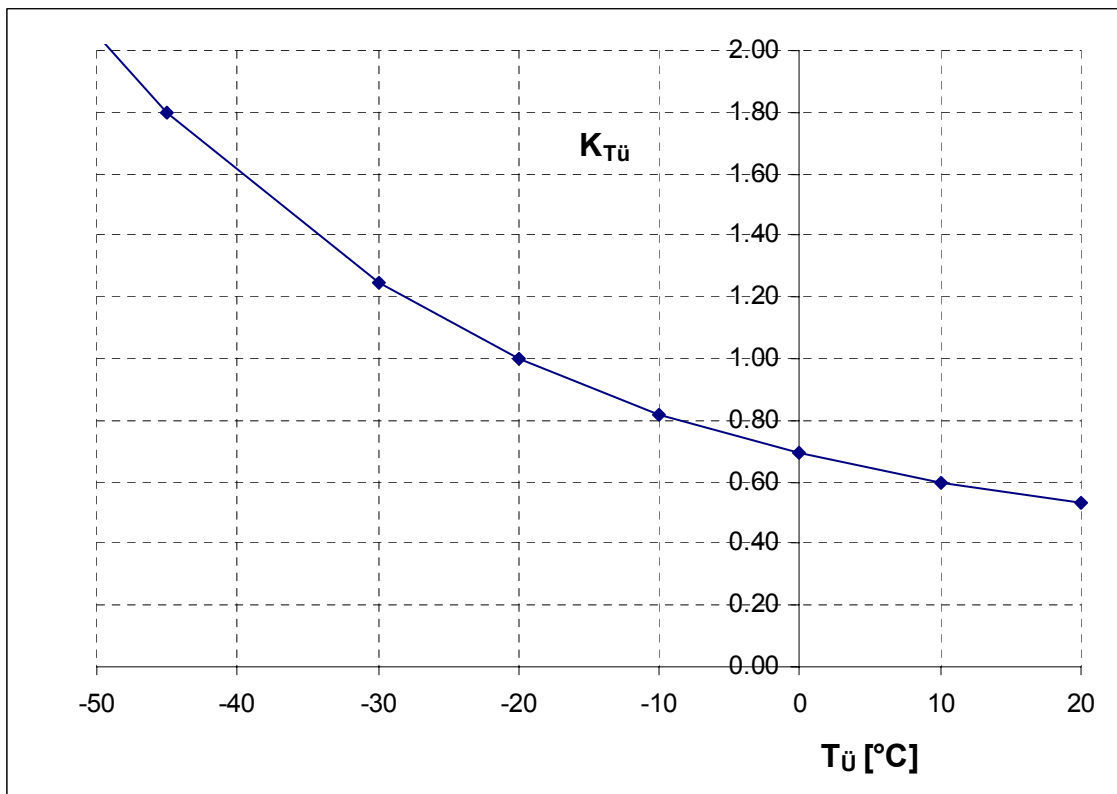


Bild 6.4 Einfluss der Übergangstemperatur $T_{\ddot{U}}$ auf K_{ε}

Einfluss der Streckgrenze $R_{eH} (= R_e) = X_2$

$$R_{eH,0} = 360 \text{ N/mm}^2, R_{eH,1} = 235 \text{ N/mm}^2, R_{eH,2} = 400 \text{ N/mm}^2, a_{ReH} = 2, b_{ReH} = -0,3 \quad (6.8)$$

$$b_{Re} \cdot X_{Re} = b_{Re} \cdot \frac{R_e - R_{e,0}}{R_{e,2} - R_{e,1}} = -0,3 \cdot \frac{R_e - 360}{165} = -\left(\frac{R_e - 360}{550}\right) \quad (6.9)$$

$$K(R_e) = 1 + 2 \cdot \left(e^{-\left(\frac{R_e - 360}{550}\right)} - 1\right) \quad (235 \text{ N/mm}^2 \leq R_{eH} \leq 400 \text{ N/mm}^2) \quad (6.10)$$

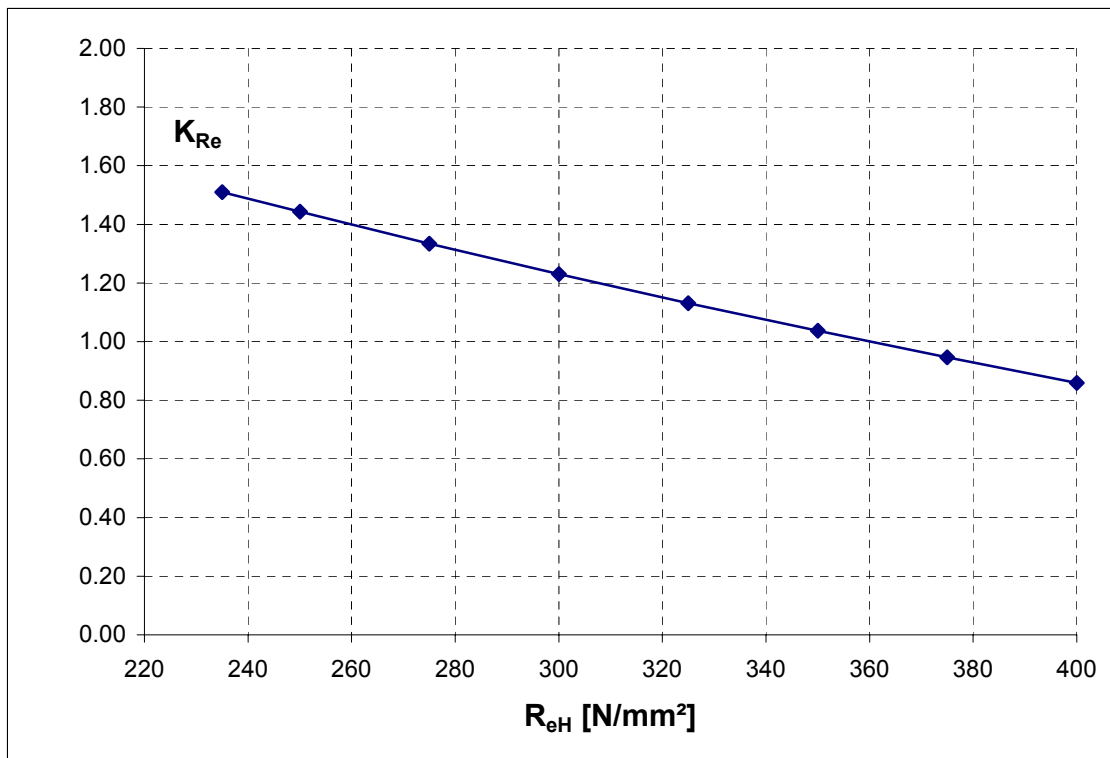


Bild 6.5 Einfluss der Streckgrenze R_e auf K_e

Einfluss der Bauteildicke $t = X_3$

Für $10 \text{ mm} \leq t \leq 45 \text{ mm}$

$$t_0 = 25 \text{ mm}, t_1 = 10 \text{ mm}, t_2 = 150 \text{ mm}, a_t = 1,1, b_t = -3,1 \quad (6.11)$$

$$b_t \cdot X_t = b_t \cdot \frac{t - t_0}{t_2 - t_1} = -3,1 \cdot \frac{t - 25}{140} = -\left(\frac{t - 25}{45}\right) \quad (6.12)$$

$$K(t) = 1 + 1,1 \cdot \left(e^{-\left(\frac{t-25}{45}\right)} - 1\right) \quad (10 \text{ mm} \leq t \leq 45 \text{ mm}) \quad (6.13)$$

Für $45 \text{ mm} < t \leq 150 \text{ mm}$

$$t_0 = 25 \text{ mm}, t_1 = 10 \text{ mm}, t_2 = 150 \text{ mm}, a_t = 0,63, b_t = -3 \quad (6.14)$$

$$b_t \cdot X_t = b_t \cdot \frac{t - t_0}{t_2 - t_1} = -3 \cdot \frac{t - 25}{140} = -\left(\frac{t - 25}{47}\right) \quad (6.15)$$

$$K(t) = 0,83 + 0,63 \cdot \left(e^{-\left(\frac{t-25}{47}\right)} - 1\right) \quad (45 \text{ mm} < t \leq 150 \text{ mm}) \quad (6.16)$$

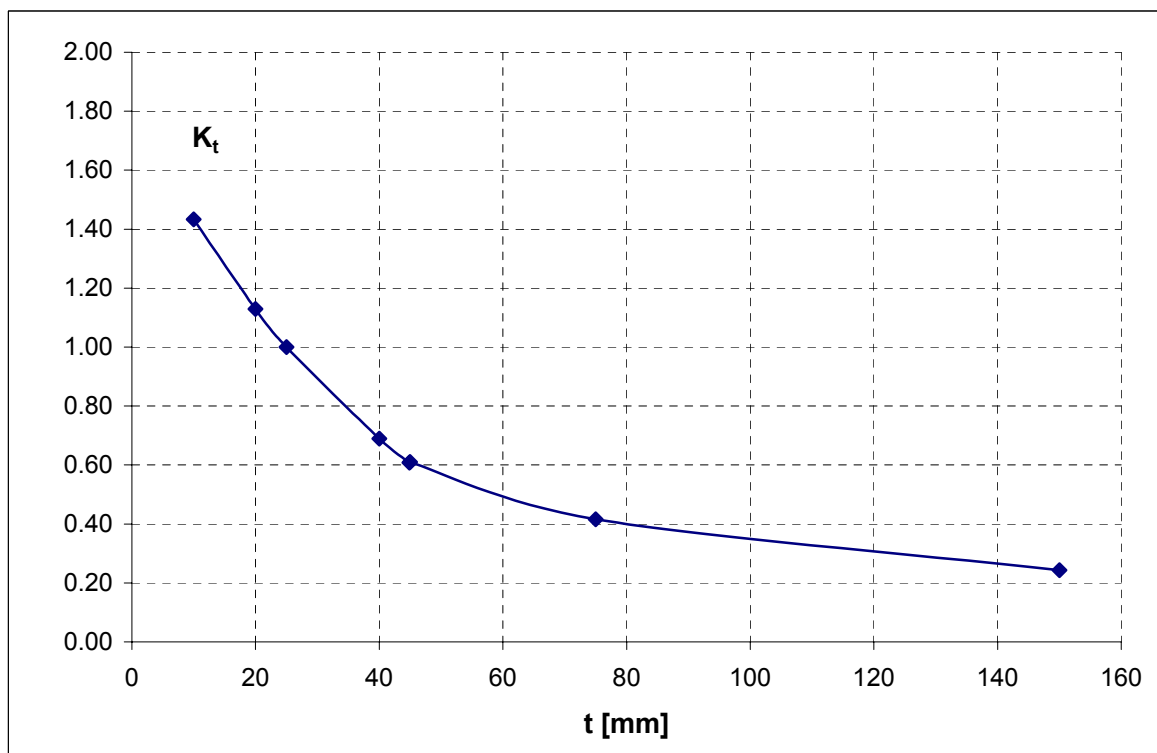


Bild 6.6 Einfluss der Bauteildicke t auf K_ε

Einfluss der Bauteiltemperatur $\vartheta = X_4$

$$\vartheta_0 = 0^\circ\text{C}, \vartheta_1 = -50^\circ\text{C}, \vartheta_2 = 20^\circ\text{C}, a_\vartheta = 0,4, b_\vartheta = 5 \quad (6.17)$$

$$b_\vartheta \cdot X_\vartheta = b_\vartheta \cdot \frac{\vartheta - \vartheta_0}{\vartheta_2 - \vartheta_1} = 5 \cdot \frac{\vartheta}{70} = \frac{\vartheta}{14} \quad (6.18)$$

$$K(\vartheta) = 1 + 0,4 \cdot \left(e^{\frac{\vartheta}{14}} - 1\right) \leq 1,60 \quad (-50^\circ\text{C} \leq \vartheta \leq 20^\circ\text{C}) \quad (6.19)$$

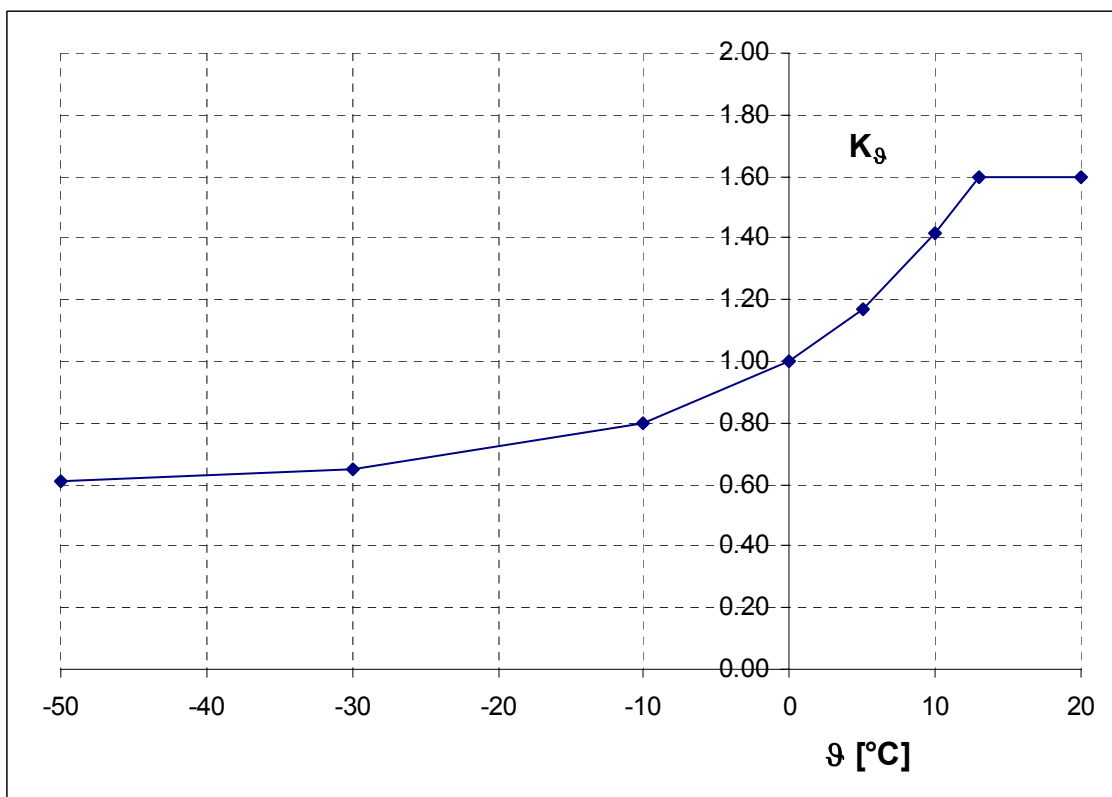


Bild 6.7 Einfluss der Bauteiltemperatur ϑ auf K_ε

Einfluss der Gefügeänderung infolge Schweißen = X_5

$$K(X_5) = 1 \quad (6.20)$$

Der Einfluss der Gefügeänderung infolge des Schweißens wird im Rahmen dieser Arbeit nicht betrachtet. Es ist möglich, bei großen Dicken und/oder hohen Festigkeiten die Gefügeänderung durch eine Verschiebung der Übergangstemperatur T_U zu berücksichtigen.

Einfluss der Beanspruchungsgeschwindigkeit, Kaltverformung, Zinküberzüge = X_6

$$K(X_6) = 1 \quad (6.21)$$

Der Einfluss von Beanspruchungsgeschwindigkeit, Kaltverformung und Zinküberzug wird im Rahmen dieser Arbeit nicht betrachtet. Es ist möglich, diesen Einfluss durch eine Verschiebung der Bauteiltemperatur gemäß DAST-Richtlinie 009:2005 zu berücksichtigen.

Tabelle 6.2 Vergleich berechneter (ε_r) und experimentell ermittelter Bruchdehnungen (ε_v)

Ver-such	$X_1(T_i)$ [°C]	$X_2(R_{eH})$ [MPa]	$X_3(t)$ [mm]	$X_4(\vartheta)$ [°C]	$K(X_1)$ [---]	$K(X_2)$ [---]	$K(X_3)$ [---]	$K(X_4)$ [---]	K_ε [---]	M [---]	ε_r [---]	ε_v [---]	$\varepsilon_v / \varepsilon_r$ [---]
Z1_RT	-40	400	10	20	1,59	0,86	1,43	1,60	3,13	0,76	1,00	1,15	1,15
Z2_RT	-40	400	10	20	1,59	0,86	1,43	1,60	3,13	0,91	0,80	0,79	0,99
Z3_RT	-40	400	10	20	1,59	0,86	1,43	1,60	3,13	1,05	0,65	0,72	1,11
Z4_RT	-40	400	10	20	1,59	0,86	1,43	1,60	3,13	0,46	1,00	1,15	1,15
V131A	-20	365	15	-10	1,00	0,98	1,27	0,80	0,99	0,50	0,47	0,45	0,96
V132A	-20	365	15	-25	1,00	0,98	1,27	0,67	0,83	0,58	0,35	0,29	0,83
V133A	-20	365	15	-10	1,00	0,98	1,27	0,80	0,99	0,50	0,47	0,45	0,96
V141B	-20	365	15	-30	1,00	0,98	1,27	0,65	0,81	0,42	0,43	0,36	0,84
V142B	-20	365	15	-35	1,00	0,98	1,27	0,63	0,79	0,42	0,42	0,31	0,74
V151A	-35	248	15	-10	1,40	1,45	1,27	0,80	2,06	0,55	0,90	0,62	0,69
V152A	-35	248	15	-20	1,40	1,45	1,27	0,70	1,80	0,55	0,79	0,62	0,78
V161B	-35	248	15	-15	1,40	1,45	1,27	0,74	1,91	0,49	0,92	0,84	0,92
V162B	-35	248	15	-20	1,40	1,45	1,27	0,70	1,80	0,49	0,86	0,89	1,03
V231A	-20	365	15	20	1,00	0,98	1,27	1,60	2,00	0,48	0,97	1,19	1,22
V232A	-20	365	15	20	1,00	0,98	1,27	1,60	2,00	0,48	0,97	1,30	1,34
V233A	-20	365	15	20	1,00	0,98	1,27	1,60	2,00	0,49	0,96	1,41	1,47
V241B	-20	365	15	-15	1,00	0,98	1,27	0,74	0,92	0,43	0,48	0,59	1,22
V242B	-20	365	15	-25	1,00	0,98	1,27	0,67	0,83	0,43	0,44	0,59	1,35
V251A	-35	248	15	-35	1,40	1,45	1,27	0,63	1,64	0,50	0,77	1,07	1,38
V252A	-35	248	15	-35	1,40	1,45	1,27	0,63	1,64	0,49	0,79	0,98	1,25
V261B	-35	248	15	-25	1,40	1,45	1,27	0,67	1,73	0,45	0,88	0,77	0,87
V262B	-35	248	15	-40	1,40	1,45	1,27	0,62	1,61	0,45	0,82	0,79	0,96
V311A	-50	359	30	-10	2,05	1,00	0,88	0,80	1,45	0,67	0,53	0,40	0,75
V312A	-50	359	30	-45	2,05	1,00	0,88	0,62	1,12	0,69	0,40	0,28	0,70
V321B	-50	359	30	-50	2,05	1,00	0,88	0,61	1,12	0,51	0,52	0,44	0,85
V322B	-50	359	30	-15	2,05	1,00	0,88	0,74	1,15	0,51	0,63	0,48	0,77
V323B	-50	359	30	-25	2,05	1,00	0,88	0,67	1,12	0,51	0,57	0,48	0,85
V331A	-20	271	30	-25	1,00	1,35	0,88	0,67	0,80	0,69	0,28	0,22	0,78
V332A	-20	271	30	-10	1,00	1,35	0,88	0,80	0,95	0,61	0,38	0,65	1,71
V341B	-20	271	30	-50	1,00	1,35	0,88	0,61	0,73	0,49	0,35	0,38	1,08
V342B	-20	271	30	-25	1,00	1,35	0,88	0,67	0,80	0,49	0,38	0,49	1,28

6.4 Vergleich mit der DAST-Richtlinie 009:2005

Die DAST-Richtlinie 009:2005 ist für die Bewertung der Sprödbruchsicherheit von Stahlkonstruktionen vorgesehen. In die Bewertung gehen folgende Einflüsse quantitativ ein:

1. die Übergangstemperatur im Kerbschlagversuch $T_{\dot{U}}$
2. die Streckgrenze des Werkstoffes R_{eH}
3. die Bauteildicke t
4. die Bauteiltemperatur ϑ (T_{Ed})
5. der statische Spannungszustand ($\sigma_{Ed}/f_y(t)$)

Die Eigenspannungen aus dem Schweißen und die konstruktive Form sind durch pauschale Ansätze erfasst, und die Herleitung der Nachweisregeln erforderte die Annahme eines Risses in der Konstruktion.

Die hier behandelte Hypothese der Rissentstehung infolge einer kritischen ersten Hauptdehnung berücksichtigt die oben unter 1. bis 5. genannten Parameter der DAST-Richtlinie 009:2005 ebenfalls und zudem:

- a) die konstruktive Ausbildung und Fertigung, die sie mit der Mehrachsigkeit M des unter Berücksichtigung der Eigenspannungen aus dem Schweißen berechneten Spannungszustandes erfasst.
- b) ist keine Annahme eines Risses in der Konstruktion erforderlich, sondern eine genaue Beschreibung und Erfassung der realen Bauteilsituation möglich.

Zum Vergleich der Ergebnisse der Rissentstehungshypothese mit denen der DAST-Richtlinie 009:2005 werden kritische Bruchdehnungen ε_r nach Gleichung 6.1 mit maximal zulässigen Dicken t nach DAST-Richtlinie 009:2005 für den Ausnutzungsgrad $\sigma_{Ed}/f_y(t) = 0,75$ berechnet. Diese Berechnungen werden für die verschiedenen Stahlsorten S235 bis S355 für zwei verschiedene Temperaturen 0°C (Innenbauteil) und -30°C (Außenbauteil) durchgeführt. Für die Mehrachsigkeit wird eine ungünstige Mehrachsigkeit $M = 1,0$ postuliert.

Die Ergebnisse dieser Berechnungen sind in der Tabelle 6.3 zusammengestellt. Es ist zu erkennen, dass alle Bruchdehnungen im Bereich 10% liegen. Nur für die Stahlsorten S275K2/M/N, S275ML/NL und S355ML/NL sind die Vorgaben der DAST-Richtlinie 009:2005 im Vergleich zu den kritischen Bruchdehnungen etwas vorsichtiger. Für andere Mehrachsigkeiten M liegen die berechneten Bruchdehnungen ebenfalls innerhalb solch enger Grenzen.

Dieses Ergebnis zeigt, dass die Bewertung durch die DASt-Richtlinie 009:2005 einer einheitlichen Annahme der kritischen Bruchdehnung bei der Hypothese zur Rissentstehung zugeordnet werden kann, so dass diese Hypothese die DASt-Richtlinie 009:2005 einschließt und ihr gegenüber die oben unter a) und b) genannten Vorteile hat.

Tabelle 6.3 Berechnete Bruchdehnungen für Grenzfälle nach DASt-Richtlinie 009 für $M = 1,00$

Stahlsorte	$X_1(T_0)$ [°C]	$X_2(R_{eH})$ [MPa]	$X_3(t)$ [mm]	$X_4(\vartheta)$ [°C]	$K(X_1)$ [---]	$K(X_2)$ [---]	$K(X_3)$ [---]	$K(X_4)$ [---]	K [---]	M [---]	ε_r [---]
S235JR	20	240	50	0	0,53	1,49	0,57	1,00	0,45	1,0	0,10
S235JR	20	240	30	-30	0,53	1,49	0,88	0,65	0,45	1,0	0,10
S235J0	0	240	75	0	0,69	1,49	0,42	1,00	0,43	1,0	0,10
S235J0	0	240	40	-30	0,69	1,49	0,69	0,65	0,46	1,0	0,10
S235J2	-20	240	105	0	1,00	1,49	0,31	1,00	0,47	1,0	0,10
S235J2	-20	240	60	-30	1,00	1,49	0,50	0,65	0,48	1,0	0,11
S275JR	20	280	45	0	0,53	1,31	0,61	1,00	0,42	1,0	0,09
S275JR	20	280	25	-30	0,53	1,31	1,00	0,65	0,45	1,0	0,10
S275J0	0	280	65	0	0,69	1,31	0,47	1,00	0,42	1,0	0,09
S275J0	0	280	35	-30	0,69	1,31	0,78	0,65	0,46	1,0	0,10
S275J2	-20	280	95	0	1,00	1,31	0,34	1,00	0,45	1,0	0,10
S275J2	-20	280	60	-30	1,00	1,31	0,50	0,65	0,42	1,0	0,09
S275K2/M/N	-30	280	110	0	1,25	1,31	0,30	1,00	0,49	1,0	0,11
S275K2/M/N	-30	280	60	-30	1,25	1,31	0,50	0,65	0,53	1,0	0,12
S275ML/NL	-50	280	110	0	2,05	1,31	0,23	1,00	0,63	1,0	0,14
S275ML/NL	-50	280	60	-30	2,05	1,31	0,34	0,65	0,59	1,0	0,13
S355JR	20	360	35	0	0,53	1,00	0,78	1,00	0,41	1,0	0,09
S355JR	20	360	15	-30	0,53	1,00	1,27	0,65	0,44	1,0	0,10
S355J0	0	360	50	0	0,69	1,00	0,57	1,00	0,39	1,0	0,09
S355J0	0	360	25	-30	0,69	1,00	1,00	0,65	0,45	1,0	0,10
S355J2	-20	360	75	0	1,00	1,00	0,42	1,00	0,42	1,0	0,09
S355J2	-20	360	40	-30	1,00	1,00	0,69	0,65	0,45	1,0	0,10
S355K2/M/N	-30	360	90	0	1,25	1,00	0,36	1,00	0,44	1,0	0,10
S355K2/M/N	-30	360	50	-30	1,25	1,00	0,57	0,65	0,46	1,0	0,10
S355ML/NL	-50	360	130	0	2,05	1,00	0,27	1,00	0,55	1,0	0,12
S355ML/NL	-50	360	75	-30	2,05	1,00	0,42	0,65	0,55	1,0	0,12

7 Quer zur Naht beanspruchte Stumpfnähte

Im Gegensatz zu den bisher untersuchten Anschlüssen, bei denen die Bauteile in Richtung der Nahtlängsachse beansprucht werden, können Bauteile auch durch Zug rechtwinklig zur Schweißnahtlängsachse beansprucht werden. Dieser Fall wird im Allgemeinen als der Kritischere angesehen. Dies ist mit dadurch begründet, dass die in Nahtlängsrichtung wirkenden maximalen Zugeigenspannungen mit Zunahme der Beanspruchung durch rechtwinklig zur Naht wirkende Zugspannungen überlagert werden. Die Mehrachsigkeit im Bauteil wird bei entsprechender Dicke sehr groß.

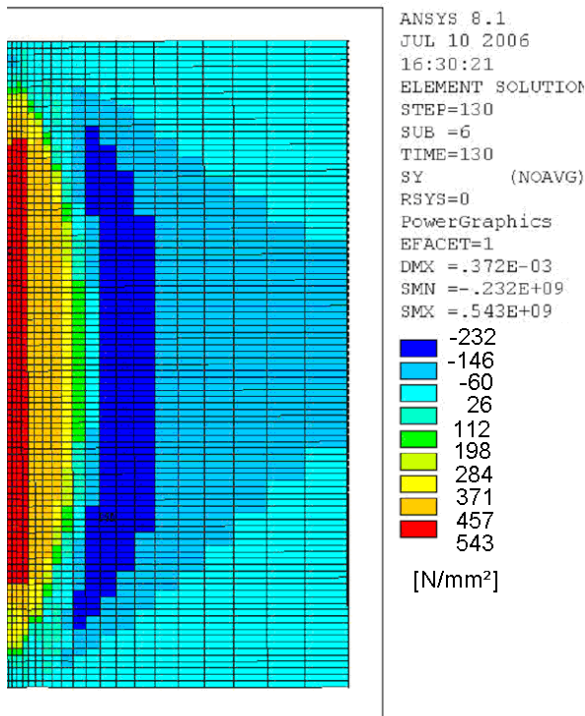
Ein Beispiel für solch ein Bauteil ist ein Zugstab mit einer Stumpfnahat rechtwinklig zur Stabachse, d.h. zur Beanspruchung durch die äußere Last. Um den Einfluss der Blechdicke auf die Eigenspannungen in Dickenrichtung und somit auf die Mehrachsigkeit zu bewerten, werden Blechen mit $t = 10$ mm (Modell 7.1) und $t = 50$ mm (Modell 7.2) für die Berechnung einer solchen quer zu ihrer Längsachse beanspruchten Stumpfnahat gewählt. Dazu wird jeweils ein FE-Modell mit den Abmessungen 200×200 mm erstellt, an dem der Schweißvorgang simuliert und danach eine Verschiebung quer zur Schweißnaht aufgebracht wird. Als übliche Werte eines S355 werden für die Streckgrenze $R_{eH} = 395$ N/mm² und für die Zugfestigkeit $R_m = 590$ N/mm² angenommen. Für das Schweißgut wird $R_{eH} = 500$ N/mm² und $R_m = 600$ N/mm² verwendet.

Das Temperaturfeld für die Eigenspannungsberechnung am Modell 7.1 ($t = 10$ mm) wird für einen fiktiven Schweißprozess mit einer Leistung $P = 6,48$ kW ($U = 30$ V, $I = 240$ A, $k = 0,9$) und einer Schweißgeschwindigkeit $v = 28$ cm/min berechnet. Es wird vereinfacht angenommen, dass die 10 mm dicke Stumpfnahat in einer Lage eingebracht wird. Die Schweißrichtung ist auf dem Bild 7.1 von unten nach oben. Das Bild 7.1 zeigt an der rechten Symmetriehälfte – die Schweißnaht ist die Symmetrieachse – die mit diesen Annahmen und Vereinfachungen berechneten Eigenspannungen in Längs- und Querrichtung der Naht. Die Spannungen in Längsrichtung der Naht sind Querspannungen und die quer zur Naht Längsspannungen für den Stab. Die Bezeichnung orientiert sich im folgenden an der Stabrichtung.

Das durch den Schweißvorgang mit Eigenspannungen behaftete Blech wird nun zusätzlich durch eine Zugbelastung in Stablängsrichtung, das heißt quer zur Naht beansprucht, indem an den Knoten am rechten Rand des Modells eine Verschiebung $v = 0,60$ mm aufgebracht wird. Für die Knoten des linken Randes des Modells werden die Verschiebungen zu Null gesetzt. Die Bilder 7.2 und 7.3 zeigen wieder an der rechten Modellhälfte die Quer- und Längsspannungen jeweils bei einer Verschiebung $v = 0,15$ mm und $v = 0,60$ mm. Es ist deutlich zu erkennen, wie im Nahtbereich mit zunehmender Verschiebung die Zugspannungen quer zur Stabachse ab- und die in

Richtung der Stabachse zunehmen. An den Stellen 1-S in der Schweißnaht und 2-W in der Wärmeeinflusszone des Modells werden die drei Hauptspannungen in Abhängigkeit von der Verschiebung des rechten Randes ermittelt. Das Bild 7.4 zeigt die Lage dieser Stellen, die Bilder 7.5 und 7.6 die Verläufe der Spannungen in Abhängigkeit von der Verschiebung, das Bild 7.7 schließlich die Verläufe der Mehrachsigkeit M an den verschiedenen Stellen.

parallel zur Naht (quer zur Stabachse)



quer zur Naht (in Richtung Stabachse)

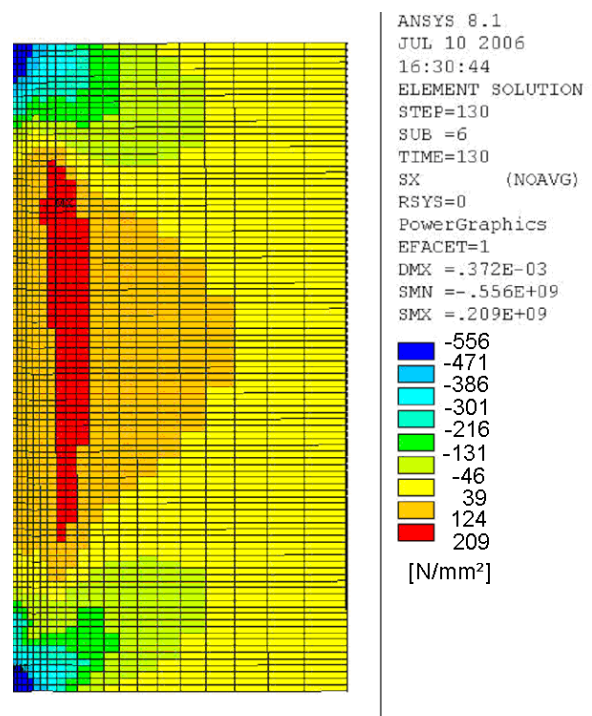


Bild 7.1 Eigenspannungen aus dem Schweißen an der Oberfläche parallel zur Naht (quer zur Stabachse, links) und quer zur Naht (in Richtung Stabachse, rechts) - (t=10 mm)

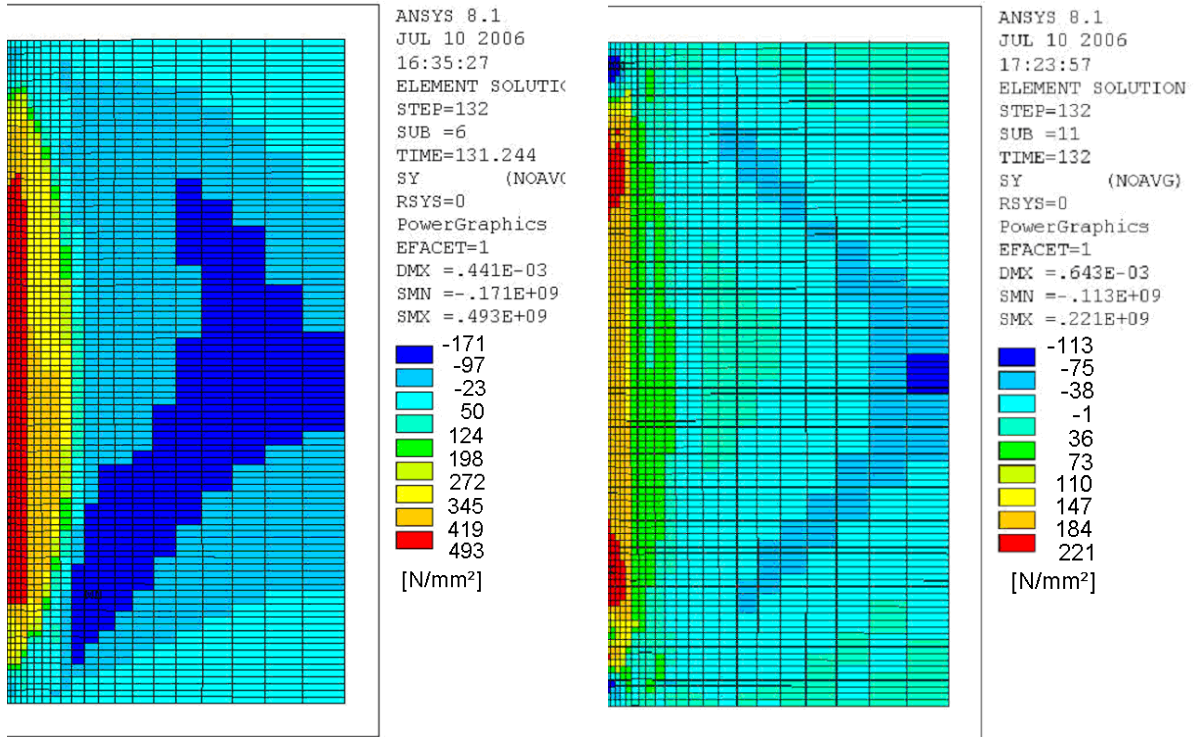


Bild 7.2 Querspannungen (parallel zur Naht) an der Oberfläche nach einer Verschiebung $v = 0,15$ mm (links) und $v = 0,60$ mm (rechts) ($t = 10$ mm)

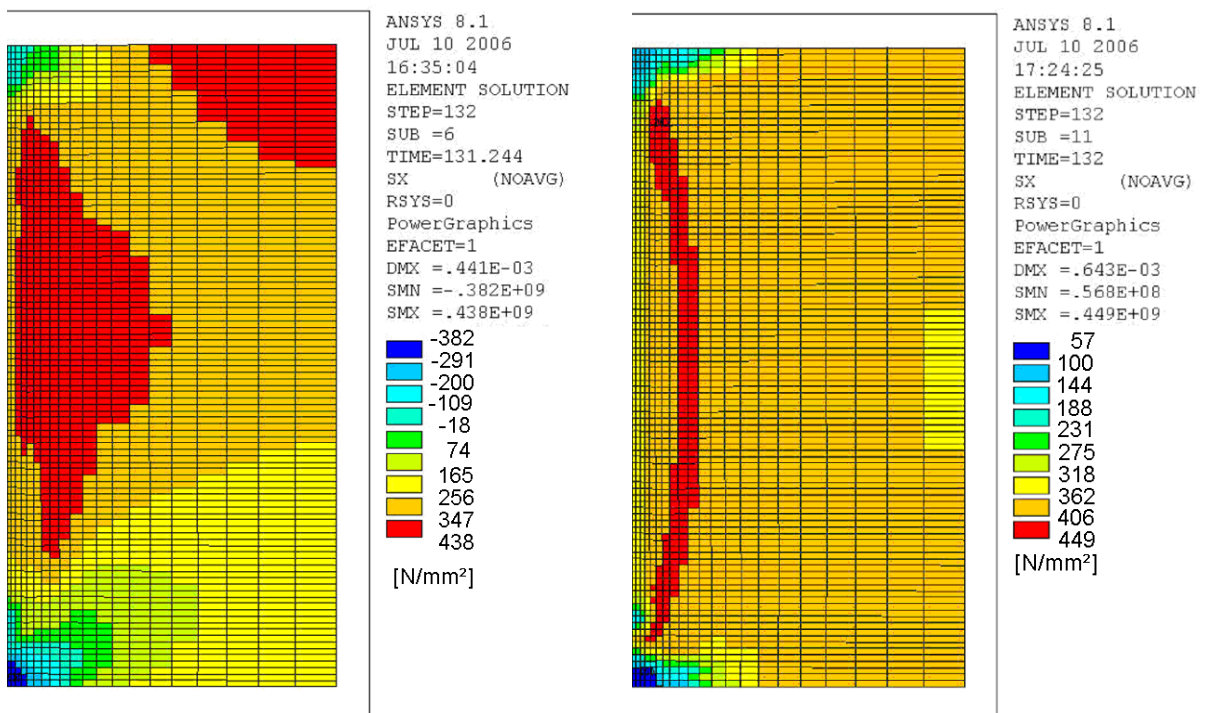


BILD 7.3 Längsspannungen (rechtwinklig zur Naht) an der Oberfläche nach einer Verschiebung $v = 0,15$ mm (links) und $v = 0,60$ mm (rechts) ($t = 10$ mm)

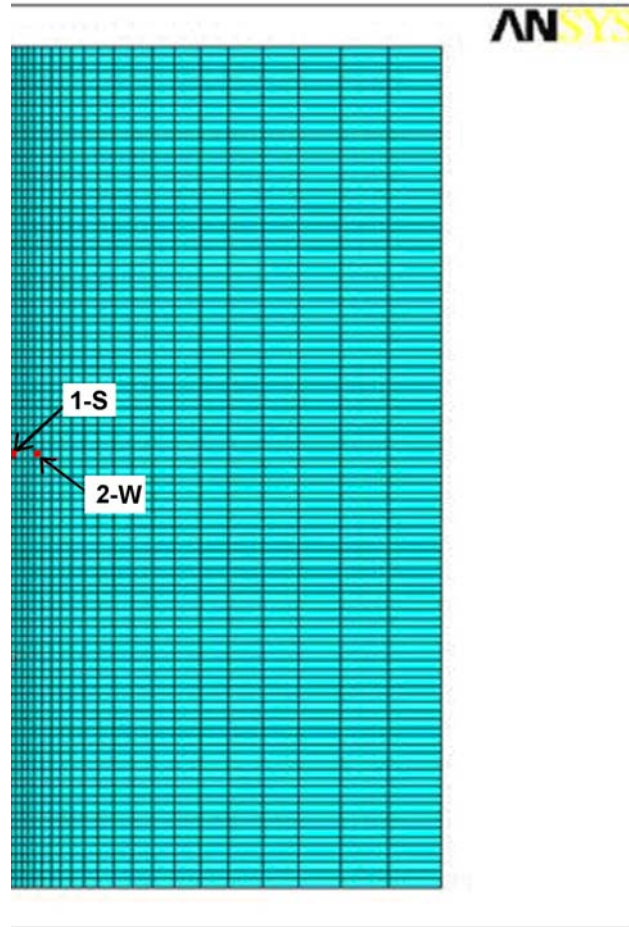


Bild 7.4 Stellen 1-S und 2-W zur Ermittlung der Spannungsverläufe in Abhängigkeit von der Verschiebung v ($t = 10$ mm und $t = 50$ mm)

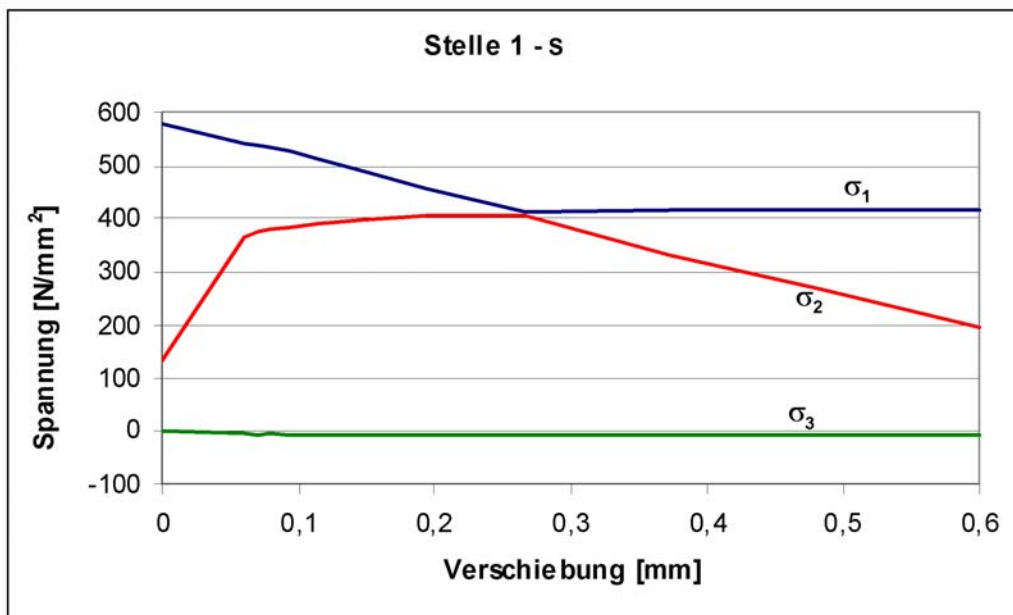


Bild 7.5 Hauptspannungen σ_1 , σ_2 und σ_3 in der Blechmittelfläche in Abhängigkeit von der Verschiebung v an der Stelle 1-S ($t = 10$ mm)

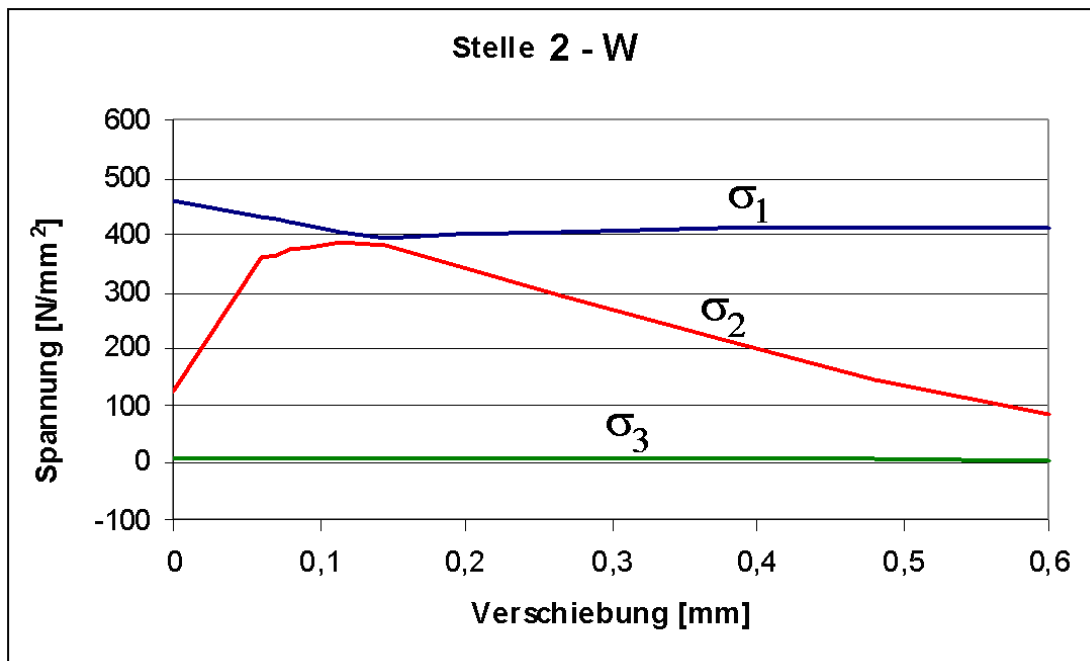


Bild 7.6 Hauptspannungen σ_1 , σ_2 und σ_3 in der Blechmittelfläche in Abhängigkeit von der Verschiebung v an der Stelle 2-W ($t = 10$ mm)

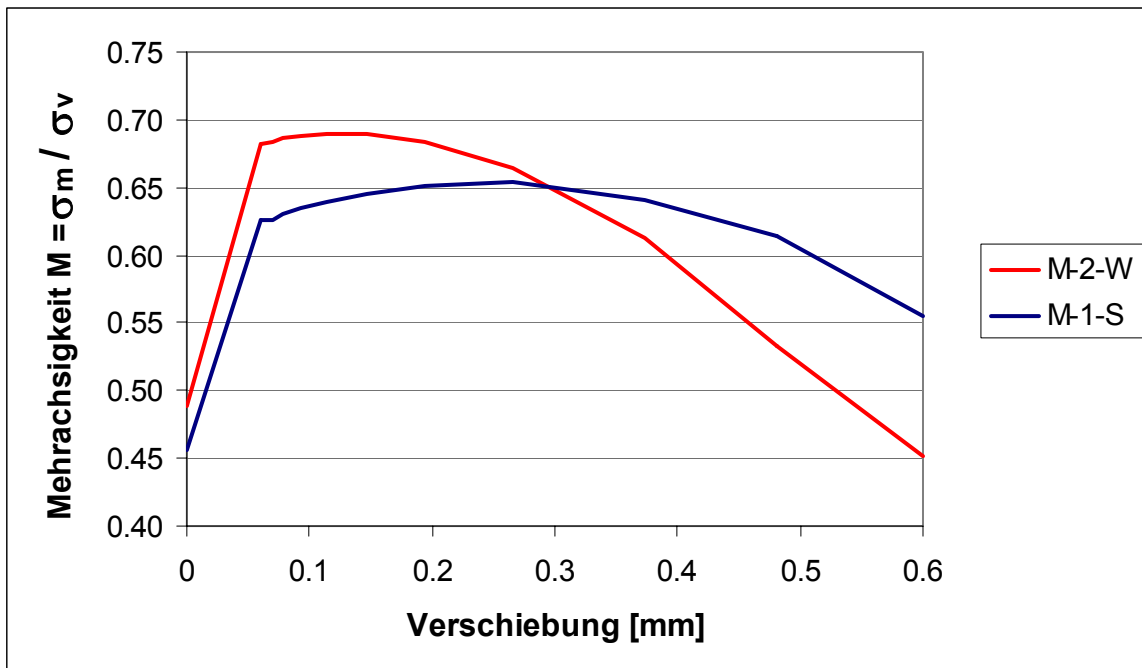


Bild 7.7 Mehrachsigkeit M in der Blechmittelfläche in Abhängigkeit von der Verschiebung v an den Stellen 1-S und 2-W ($t = 10$ mm)

Beim bisher betrachteten Modell 7.1 mit der Dicke $t = 10$ mm sind die Spannungen in Dickenrichtung nahezu gleich Null und dementsprechend ist die Mehrachsigkeit verhältnismäßig klein.

Beim Modell 7.2 wird eine Dicke $t = 50$ mm untersucht, um den Einfluss der deutlich größeren Dicke auf die Spannungen in Dickenrichtung zu beobachten. Auch bei diesem Modell 7.2 wird der Schweißvorgang durch die Annahme vereinfacht, dass das gesamte Schweißgut in einer Lage eingebracht wird. Das Temperaturfeld wird mit dem 5-fachen Wert für die Leistung des Modells 7.1 bestimmt, dies sind $P = 32,4$ kW. Die so bestimmten Eigenspannungen können somit nur als Anhaltswerte für den Einfluss der Blechdicke angesehen werden.

Durch die größere Blechdicke werden alle Spannungskomponenten größer, insbesondere die Spannungen in Blechdickenrichtung nehmen erwartungsgemäß deutlich zu. Die Bilder 7.8 und 7.9 zeigen in einem Längsschnitt durch die Naht die Eigenspannungen parallel zur Naht und die rechtwinklig zum Schnitt. In Bild 7.10 sind die Eigenspannungen in Dickenrichtung dargestellt. Sie sind in der Blechmitte am größten und nehmen zu den Rändern hin ab.

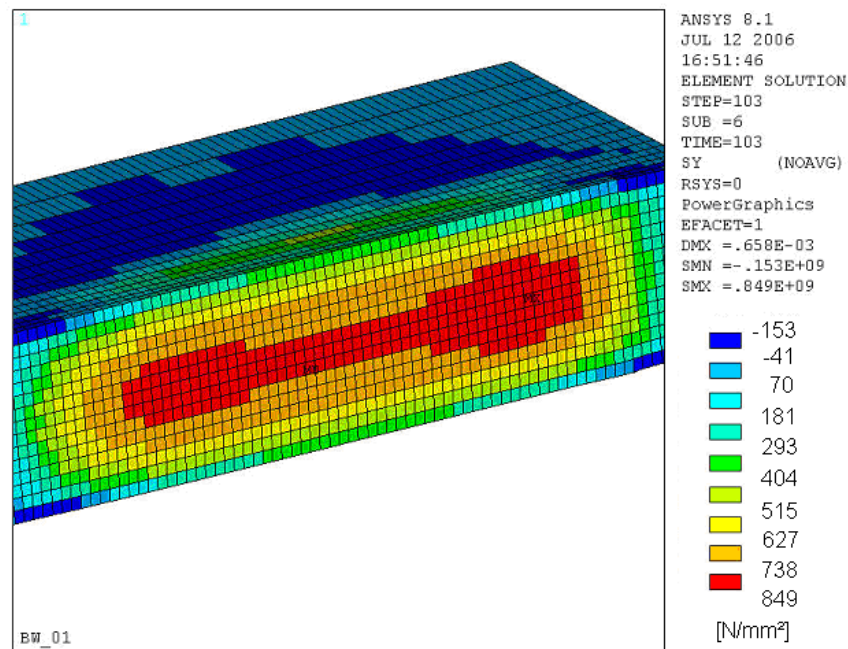


Bild 7.8 Eigenspannungen parallel zur Naht in einem Längsschnitt durch die Naht ($t = 50$ mm)

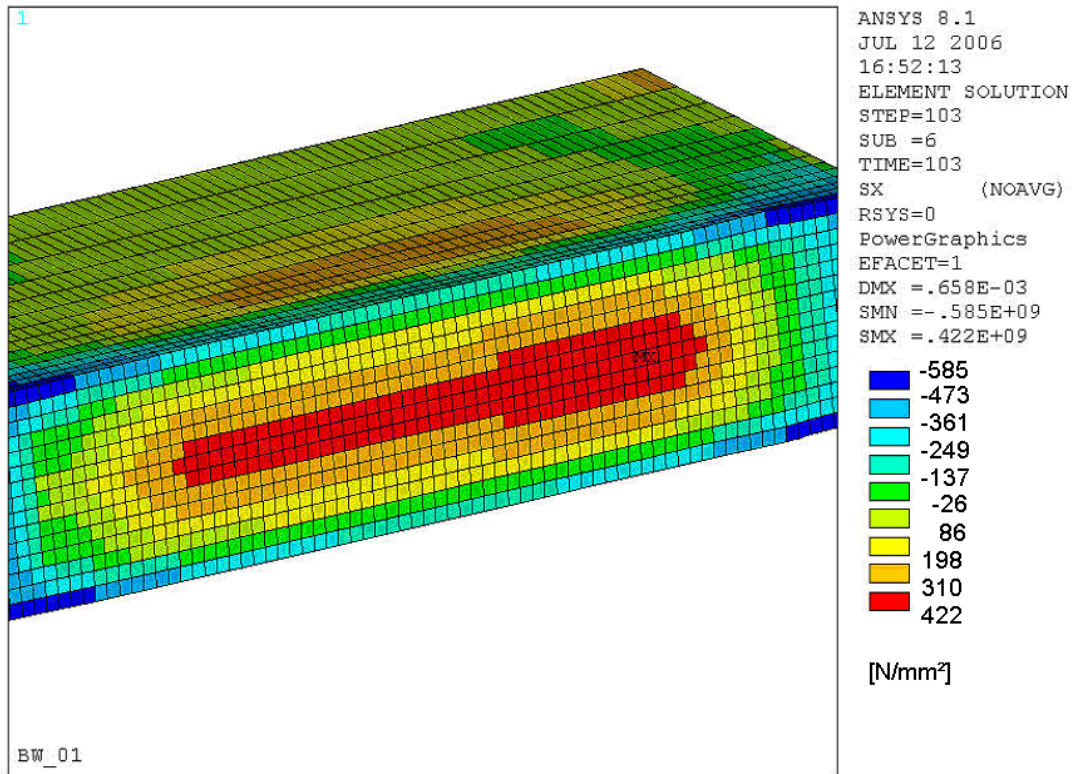


Bild 7.9 Eigenspannungen rechtwinklig zur Naht in einem Längsschnitt durch die Naht ($t = 50 \text{ mm}$)

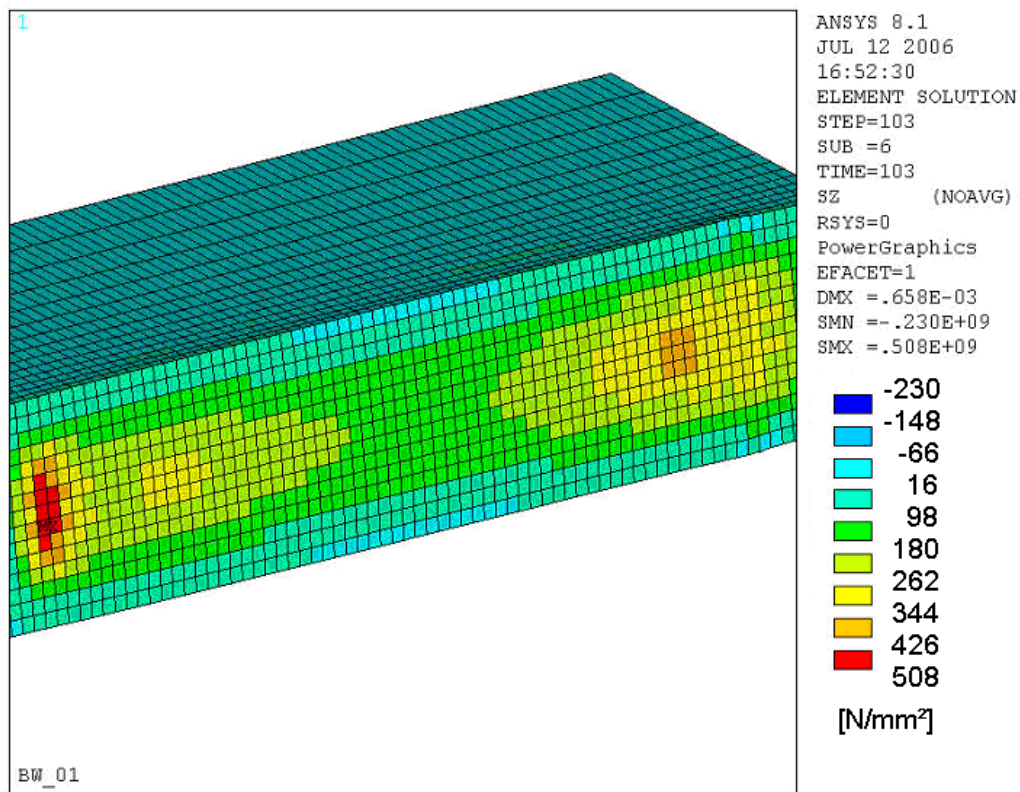


Bild 7.10 Eigenspannungen in Dickenrichtung in einem Längsschnitt durch die Naht ($t = 50 \text{ mm}$)

Entsprechend zu Modell 7.1 ($t = 10 \text{ mm}$) wird auch das Modell 7.2 ($t = 50 \text{ mm}$) mit einer Verschiebung quer zur Naht (in Stablängsrichtung) bis zur Größe $v = 0,6 \text{ mm}$ beansprucht. Die Bilder 7.11 bis 7.13 zeigen wieder wie bei Modell 7.1 die Verläufe der drei Hauptspannungen an den beiden untersuchten Stellen sowie der Mehrachsichtigkeit in Abhängigkeit von der Verschiebung. Aufgrund der größeren Spannungs-komponente in Dickenrichtung nimmt auch die Mehrachsichtigkeit gegenüber Modell 7.1 ($t = 10 \text{ mm}$) zu.

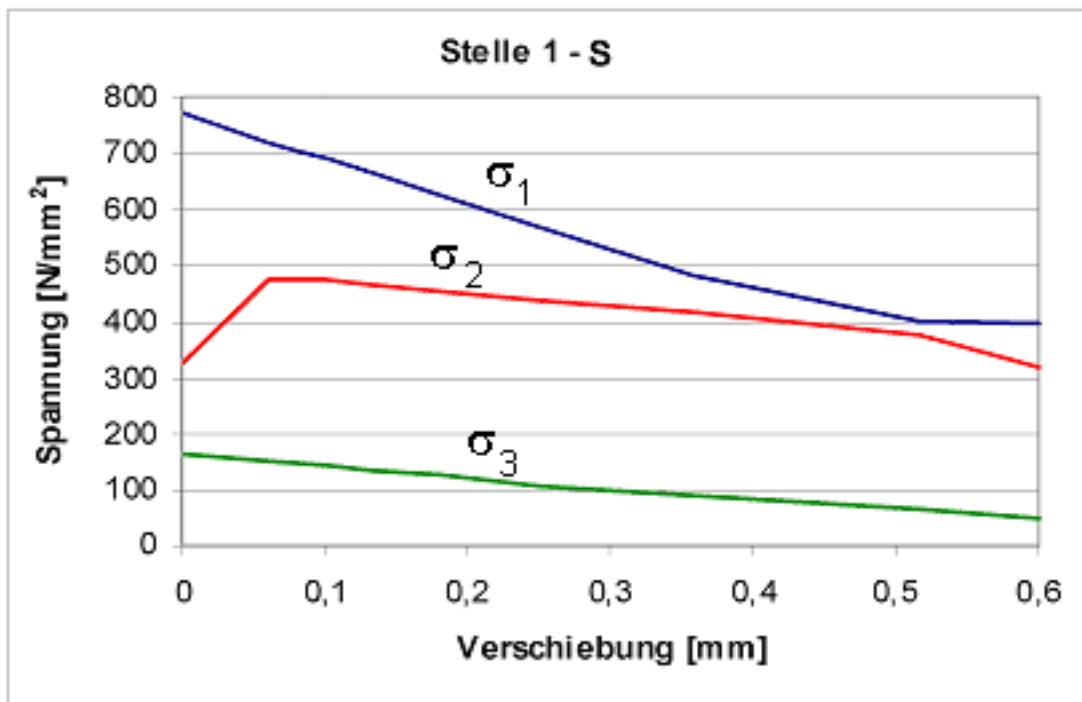


Bild 7.11 Hauptspannungen σ_1 , σ_2 und σ_3 in der Blechmittelfläche in Abhängigkeit von der Verschiebung v ($t = 50 \text{ mm}$)

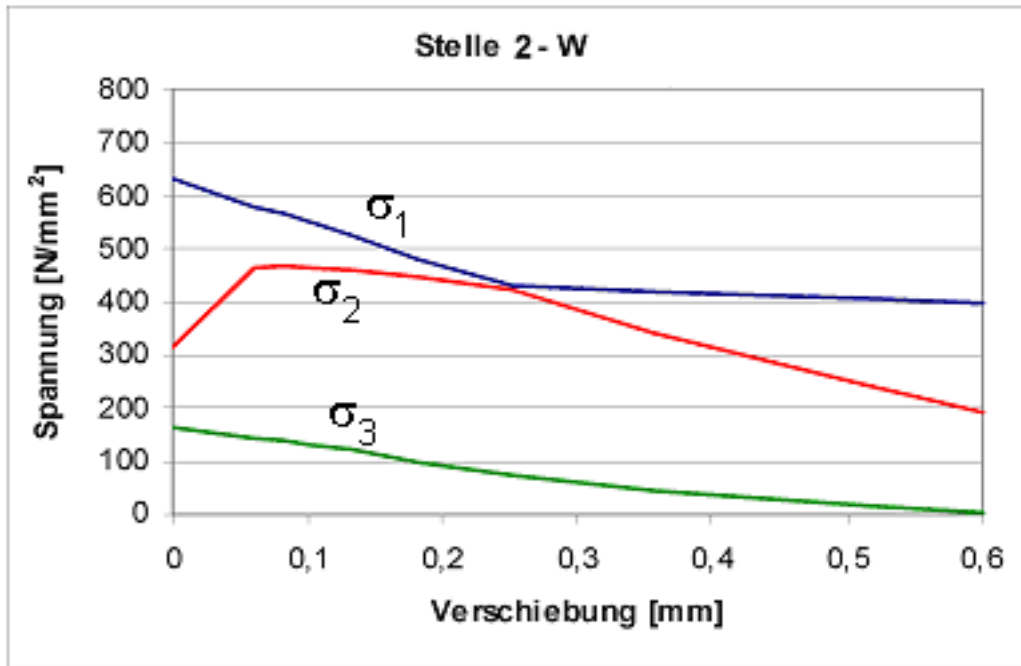


Bild 7.12 Hauptspannungen σ_1 , σ_2 und σ_3 in der Blechmittelfläche in Abhängigkeit von der Verschiebung v an der Stelle 2-W ($t = 50$ mm)

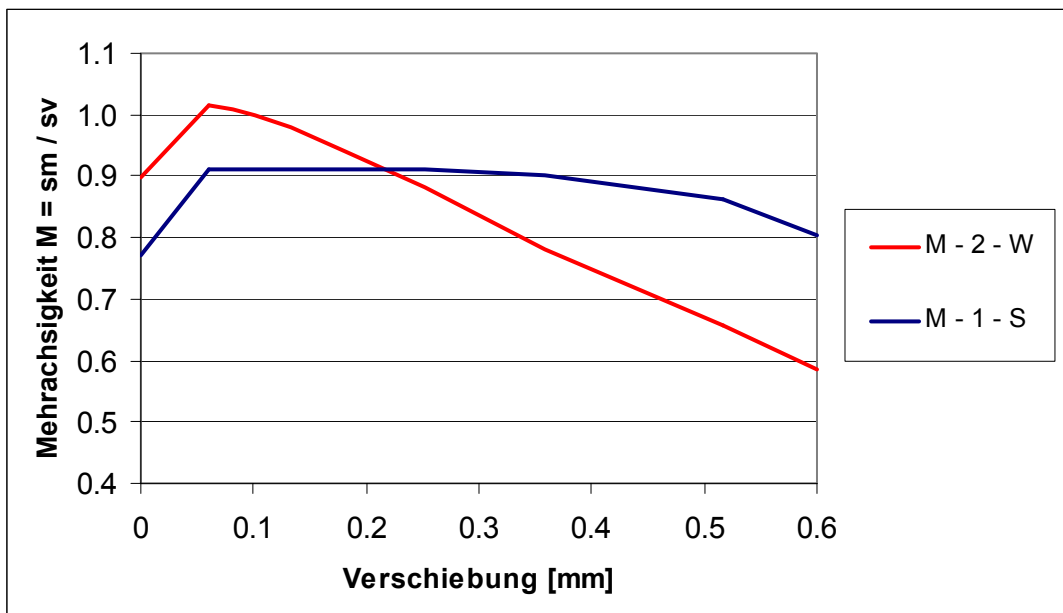


Bild 7.13 Mehrachsigkeit M in der Blechmittelfläche an den Stellen 1-S und 2-W in Abhängigkeit von der Verschiebung v ($t = 50$ mm)

Die Berechnungen zeigen, dass bei geschweißten Stumpfstoßen, bei denen die Hauptbelastung quer zur Naht erfolgt, die Schweißeigenstressungen einen deutlich größeren Einfluss auf die Mehrachsigkeit haben als bei geschweißten Bauteilen, bei denen die Nahtachse in Richtung der Hauptbelastung liegt. Mit den Verläufen der Mehrachsigkeit kann nun für die beiden Dicken $t = 10 \text{ mm}$ und $t = 50 \text{ mm}$ jeweils die kritische Bruchdehnung ε_r berechnet werden.

Aus Gleichung 6.1 ergibt sich für

$$t = 10 \text{ mm: } \varepsilon_r = K_\varepsilon \cdot e^{-B \cdot M} = K_\varepsilon^I \cdot K_3(t = 10) \cdot e^{-1,5 \cdot M} = K_\varepsilon^I \cdot 1,43 \cdot e^{-1,5 \cdot M} \quad (7.1)$$

$$t = 50 \text{ mm: } \varepsilon_r = K_\varepsilon \cdot e^{-B \cdot M} = K_\varepsilon^I \cdot K_3(t = 50) \cdot e^{-1,5 \cdot M} = K_\varepsilon^I \cdot 0,57 \cdot e^{-1,5 \cdot M} \quad (7.2)$$

Die Grenzdehnungen für verschiedene Annahmen der Werkstoffgüte sowie der Bauteiltemperatur können damit über der Verschiebung bis $v = 0,6 \text{ mm}$ (noch kein Bruchzustand) aufgetragen und mit der ersten Hauptdehnung ε_1 aus der FE-Berechnung verglichen werden. Für die Berechnung der Grenzdehnung wird jeweils der Maximalwert der Mehrachsigkeit aus der Stelle 1-S und 2-W zu jeder Verschiebung v verwendet (Bild 7.7 für $t = 10 \text{ mm}$, Bild 7.13 für $t = 50 \text{ mm}$). Die erste Hauptdehnung zu den Schweißeigenstressungen beträgt nach der FE-Berechnung 3% für die Bauteildicke $t = 10 \text{ mm}$ (vgl. Bild 7.14). Die Zunahme unter der als Last aufgebrauchten Verschiebung ist bis zu dem hier betrachteten Wert $v = 0,6 \text{ mm}$ vernachlässigbar gering – im Gegensatz zu der aus Gleichung 7.1 bestimmten Grenzdehnung, deren Änderung mit der als Last aufgebrauchten Verschiebung v bemerkenswert ist, wobei dies durch die entsprechende Änderung der Mehrachsigkeit mit wachsendem v (vgl. Bild 7.7) begründet ist. Die Beanspruchbarkeit Grenzdehnung (kritische Bruchdehnung) wird bei der Bauteildicke $t = 10 \text{ mm}$ selbst für die geringe Stahlgüte S355JR mit ungünstig hoher Festigkeit unter den ungünstigen Bedingungen eines Außenbauteils nicht durch die Beanspruchung gemäß der ersten Hauptdehnung ε_{1FE} aus der FE-Berechnung nicht erreicht (Bild 7.14), so dass hiermit der Nachweis der ausreichenden Sprödbruchsicherheit bei $t = 10 \text{ mm}$ für alle Fälle erbracht ist.

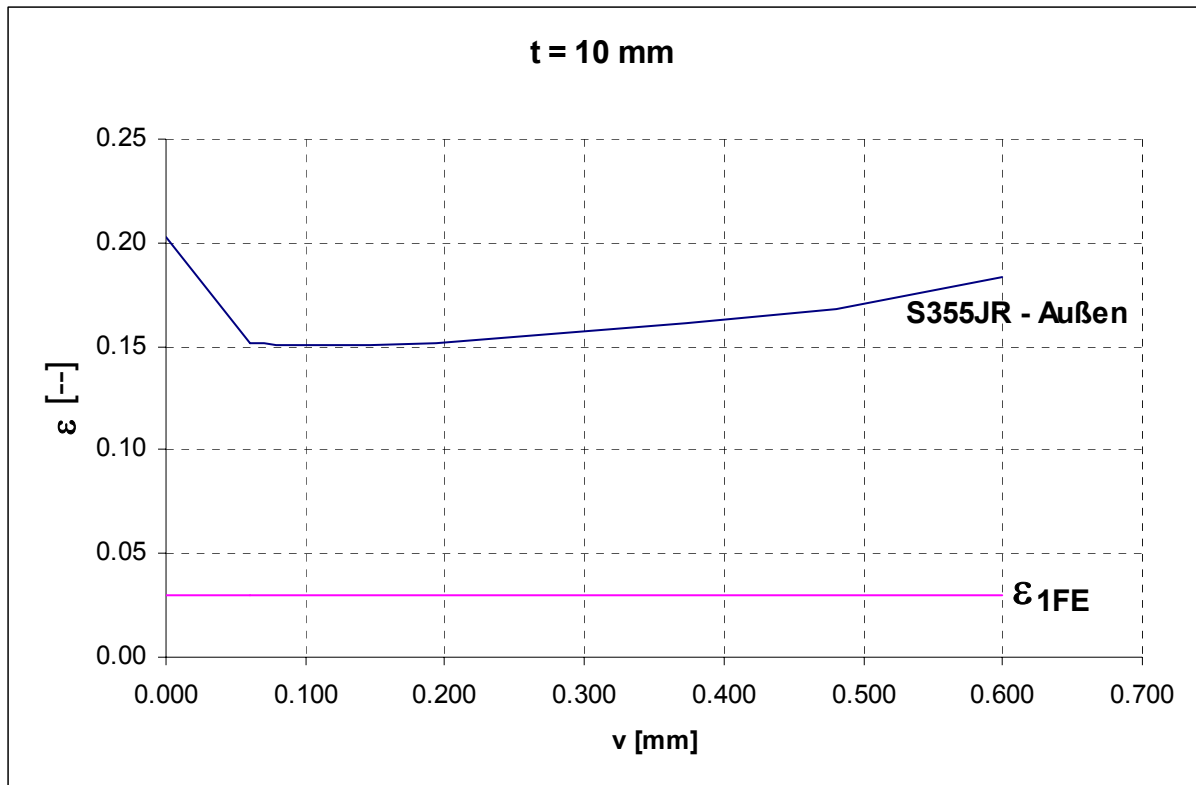


Bild 7.14 Grenzdehnungen ε_r für den Werkstoff S355JR als Außenbauteil im Vergleich zur ersten Hauptdehnung aus der FE-Berechnung für das Modell mit $t = 10$ mm

Für die Dicke $t = 50$ mm werden sieben unterschiedliche Fälle betrachtet (Bild 7.15). Die erste Hauptdehnung nach dem Schweißen ist mit 6% doppelt so groß wie beim Modell mit $t = 10$ mm und bleibt bis zur Verschiebung $v = 0,6$ mm wieder konstant. Die erste Hauptdehnung überschreitet die Grenzdehnung des Werkstoffes S355JR für Außenbauteile (-30°C) von Beginn an durchgehend, für Innenbauteile (0°C) gibt es ebenfalls einen Schnittpunkt. Die Grenzdehnungskurven für die anderen Fälle liegen oberhalb der ersten Hauptdehnung ε_{1FE} . Die DASt-Richtlinie 009:2005 lässt für ihren maximalen Ausnutzungsgrad von den untersuchten Fällen in der Dicke $t = 50$ mm die Werkstoffe S355J0 (innen), S355J2 (innen) und S355K2 (innen und außen) zu. Für ihren minimalen Ausnutzungsgrad lässt sie in der Dicke $t = 50$ mm alle untersuchten Fälle zu. Dies kann für den Werkstoff S355JR für die quer zur Naht beanspruchte Stumpfnah mit der Rissentstehungshypothese nicht begründet werden.

Als bemerkenswert in diesem Sinne ist festzuhalten, dass bei allen hier untersuchten Fällen die Beanspruchbarkeit infolge der Änderung der Mehrachsigkeit zunächst schon bei relativ geringen Belastungen auf einen Minimalwert abnimmt, während die aus den Eigenspannungen vorhandene Beanspruchung sich infolge der Belastung noch kaum geändert hat.

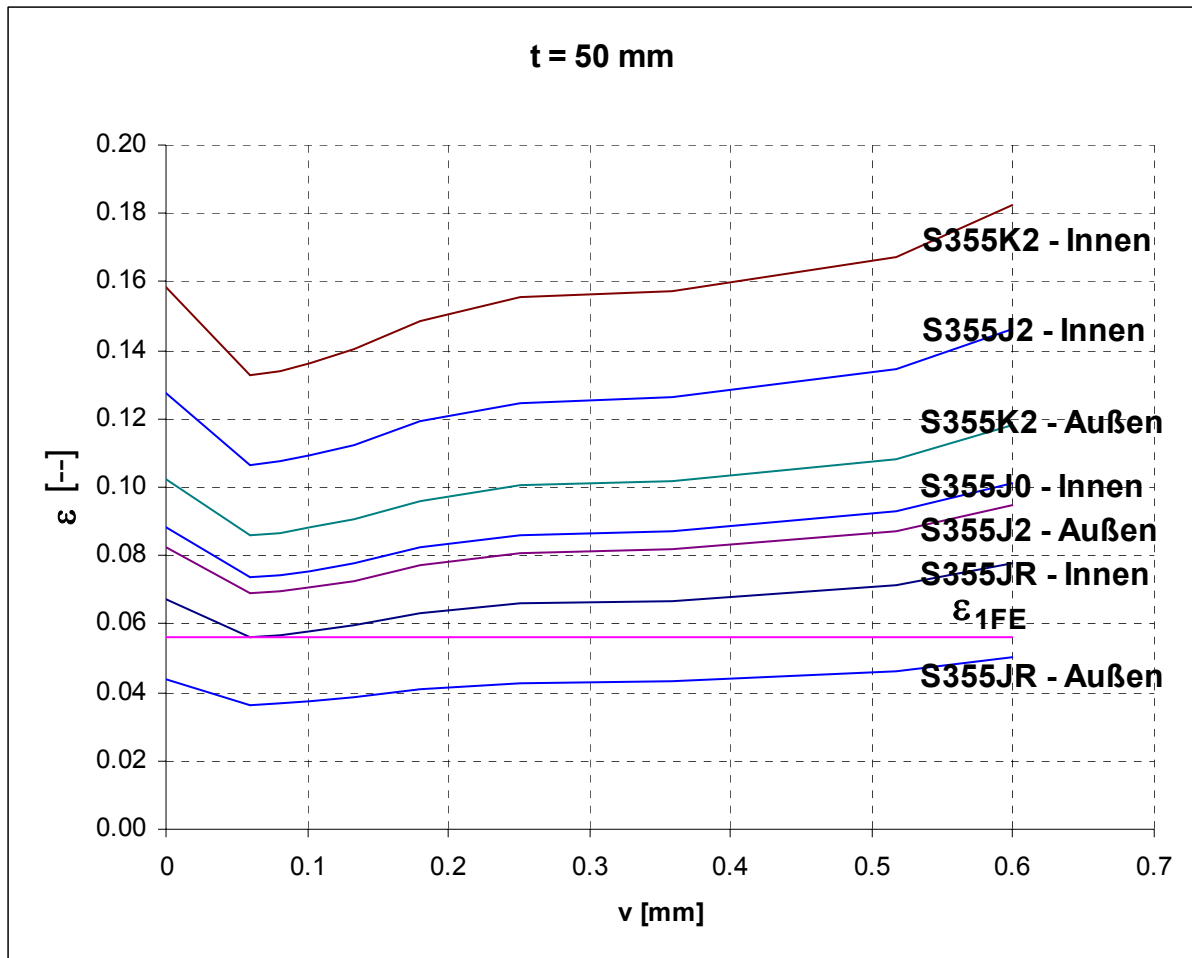


Bild 7.15 Grenzdehnungen ε_r für verschiedene Werkstoffe S355 und verschiedene Temperaturen im Vergleich zur ersten Hauptdehnung aus der FE-Berechnung für das Modell mit $t = 50$ mm

8 Zusammenfassung und Ausblick

8.1 Zusammenfassung

In dieser Arbeit wurde ein Konzept vorgestellt, wie in Stahlbaukonstruktionen unter Berücksichtigung der Eigenspannungszustände aus dem Schweißen die Entstehung eines Risses vorhergesagt werden kann.

Dazu wurden zunächst die verschiedenen Einflüsse auf die Zähigkeit einer Konstruktion erläutert und es wurden Versagensarten in Abhängigkeit von der Plastizierung vor einer Rissentstehung und von der Rissfortschrittgeschwindigkeit definiert. Zur Berücksichtigung der Eigenspannungen aus dem Schweißen wurde im Rahmen der Arbeit das Schweißsimulationsmakro SSM für das Finite Elemente Programm Ansys entwickelt. In diesem Makro sind die thermodynamischen und thermomechanischen Eigenschaften von un- und niedrig legierten Baustählen temperaturabhängig aufbereitet, so dass sie für die Simulation geschweißter Stahlbaukonstruktionen sinnvoll verwendet werden können. Da die Rissentstehung nach sehr großer Plastizierung erfolgen kann, wurde eine Spannungs-Dehnungs-Beziehung für die Finite Element Berechnung definiert, die auf wahren Spannungen und wahren Dehnungen basiert. Mit Versuchen konnte die Hypothese der Entstehung eines Risses mit Überschreiten einer kritischen Dehnung quantitativ dargestellt werden, indem ein funktionaler Zusammenhang der kritischen Rissgröße von verschiedenen Faktoren hergestellt wurde, die die Zähigkeit einer Konstruktion beeinflussen. Durch einen Vergleich mit der DASt-Richtlinie 009:2005 konnte gezeigt werden, dass die Rissentstehungshypothese auch zur Beurteilung der Sprödbruchsicherheit verwendet werden kann. Sie enthält die Ergebnisse der DASt-Richtlinie 009:2005 und ermöglicht zusätzlich eine realitätsnähere Betrachtung der Bauteilsituation, da auf die Annahme eines Risses verzichtet werden kann.

8.2 Ausblick

Das vorgestellte Konzept ist nach Abschluss dieser Arbeit zunächst auf Konstruktionen beschränkt, die den dieser Arbeit zugrunde liegenden Versuchen ähnlich sind. Eine Erweiterung der Gültigkeit auf allgemeine Konstruktionsdetails und hochfeste Werkstoffe ist möglich. Dazu sind weitere Versuche und Berechnungen notwendig, für die auch das Schweißsimulationsmakro erweitert werden muss. Bei den hochfesten Werkstoffen ab der Festigkeitsklasse S420 ist es erforderlich, im Schweißsimulationsmakro SSM die Gefügeänderungen infolge des Schweißens zu berücksichtigen und somit diesen Einfluss in die Berechnung einzubringen. Es kann zudem geprüft werden, ob es sinnvoll ist, das in der Zwischenzeit im Rahmen eines großen For-

schungsprojektes mehrerer größerer Unternehmen entwickelte kommerzielle Schweißsimulationstool SST für das Finite Element Programm Ansys [46] mit dem in dieser Arbeit speziell entwickelten Schweißsimulationsmakro SSM zusammenzuführen.

Weiterhin ist es anzustreben, das Konzept der Rissentstehung mit den bruchmechanischen Konzepten zur Vermeidung von Sprödbruch zu verknüpfen. Durch die konsequente Weiterentwicklung der Ergebnisse dieser Arbeit kann das Rissentstehungsproblem quantitativ erfasst und in die Methoden der Bruchmechanik eingegliedert werden. Dass dies möglich ist, zeigt der Vergleich zwischen den Grenzen der DASt-Richtlinie 009:2005 und den nach dieser Arbeit berechneten Bruchdehnungen für diese Fälle. [47] bis [60] kann dabei behilflich sein.

SCHRIFTTUM

- [1] Thidreks saga „Wieland der Schmied“, z.B. in: Rudolf Simek, Hermann Pálsson: Lexikon der altnordischen Literatur, S. 346 f. Stuttgart 1987.
- [2] Beckert, M.: Aus der Geschichte des Schweißens: Vom Schmieden und Schweißen der Schwerter. Schweißen und Schneiden 55 (2003), S.390-392.
- [3] Steiner, F.: Verhalten verschiedener Eisensorten bei abnorm niedriger Temperatur. Wochenschrift des österreichischen Ingenieur und Architekten-Vereins 16 (1891), S.290-291.
- [4] Kommerell, O.: Erläuterungen zu den Vorschriften für geschweißte Stahlbauten mit Beispielen für die Berechnung und bauliche Durchbildung. II. Teil: Vollwandige Eisenbahnbrücken. 4. Auflage. Berlin: Ernst & Sohn 1936.
- [5] Boyd, G.M.: Fracture Design Practices for Ship Structures. In: Fracture, An Advanced Treatise. H. Liebowitz, Ed., Vol. V: Fracture Design of Structures. New York: Academic Press, 1969, pp. 383-470.
- [6] Klöppel, K.: Werkstoffmechanik und Sicherheit geschweißter Stahlkonstruktionen. Schweißen und Schneiden, 1951, Sonderheft, S. 81-89.
- [7] Rühl, K.: Die Sprödbrechtsicherheit von Stahlkonstruktionen. Werner Verlag, Düsseldorf, 1959.
- [8] Finger, M.: Ringuntersuchung des VDEh: Abhängigkeit der Ergebnisse des Aufschweißbiegeversuches von der Kerbschlagarbeit der Bleche aus S355J2G3. Duisburg, 2004.
- [9] Vorläufige Empfehlungen zur Wahl der Stahlgütegruppen für geschweißte Stahlbauten. Deutscher Ausschuss für Stahlbau, Köln. Oktober 1957.
- [10] Saal, H., Steidl, G., Volz, M.: Sprödbrechtsicherheit im Stahlbau. Stahlbau 70 (2001), S. 685-697.
- [11] Petersen, C.: Stahlbau, Grundlagen der Berechnung und bauliche Ausbildung von Stahlbauten. Vieweg Verlag, Braunschweig/Wiesbaden, 3., überarbeitete und erweiterte Ausbildung 1993, 2., durchgesehener Nachdruck 1997.
- [12] Dahl, W., u.a.: Werkstoffkunde Stahl, Band 1: Grundlagen. Verein Deutscher Eisenhüttenleute. Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, Tokyo, Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf, 1984.
- [13] Sedlacek, G., u.a.: Erläuterungen zu DAST-Ri 009. Empfehlungen zur Wahl der Stahlsorte für geschweißte Bauteile. September 1998.
- [14] Background-Document to the ECCS-Starter Starter Draft, Eurocode 3: Design of Steel Structures, Part 1.10: Selection of materials for through thickness prop-

erties and fracture toughness, Chapter: Choice of fracture toughness to avoid brittle fracture, January 2001.

- [15] Schnell, W., Gross, D., Hauger, W.: Technische Mechanik, Band 2: Elastostatik. Vierte Auflage. Springer-Verlag. Darmstadt, 1992.
- [16] Valtinat, G.: Kriterium zur Erfassung der Spannungsversprödung von Werkstoffen. Habilitationsschrift, Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen, Universität Karlsruhe, 1970.
- [17] Valtinat, G.: Kriterium zur Erfassung der Spannungsversprödung von Werkstoffen. Schweißen und Schneiden, Jahrgang 23 (1971), Heft 6, S. 217-219.
- [18] Hancock, J.W., Brown, D.K.: On the role of strain and stress state in ductile failure. Department of Mechanical Engineering, University of Glasgow, Glasgow G12 8QQ, Scotland, Aberdeen University Press, 1981.
- [19] Hancock, J.W., Mackenzie, A.C.: On the mechanism of ductile failure in high-strength steels subjected to multi-axial stress states. J. Mech. Phys. Solids, 1976, Vol. 24, pp. 147 to 169, Pergamon Press, Great Britain.
- [20] Petersen, R.E.: Stress concentration factors. Charts and relations useful in making strength calculations for machine parts and structural elements. John Wiley & Sons, New York.
- [21] Radaj, D.: Eigenspannungen und Verzug beim Schweißen, Rechen- und Messverfahren. Fachbuchreihe Schweißtechnik, DVS-Verlag, Düsseldorf, 2002.
- [22] Rykalin, N.: Berechnung der Wärmepvorgänge beim Schweißen. VEB Verlag Technik. Berlin, 1957.
- [23] Radaj, D.: Schweißprozesssimulation. DVS-Verlag, Düsseldorf, 1999.
- [24] Goldak, J. et al.: A new finite element model for welding heat sources. Metallurgical transactions B, 15B, S. 299-305. 1984.
- [25] Richter, F.: Die wichtigsten physikalischen Eigenschaften von 52 Eisenwerkstoffen. Stahleisen – Sonderberichte, Heft 8. Mitteilungen aus dem Forschungsinstitut der Mannesmann AG. Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf, 1973.
- [26] Richter, F.: Physikalische Eigenschaften von Stählen und ihre Temperaturabhängigkeit. Stahleisen – Sonderberichte, Heft 10. Mitteilungen aus dem Forschungsinstitut der Mannesmann AG. Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf, 1983.
- [27] Richter, F., Hemminger, W., Hanitzsch, E.: Physical properties in the temperature range from –180 to 400 °C of nickel alloy steels for low-temperature applications. Steel research 62, Nr. 9, 1991, S. 421-425.

- [28] Peil, U., Wichers, M.: Schweißen unter Betriebsbeanspruchung – Werkstoffkennwerte für einen S355J2G3 unter Temperaturen bis 1200°C. Stahlbau 73 (2004), Heft 6, S. 400-416.
- [29] Peil, U., Wichers, M.: Schweißen unter Betriebsbeanspruchung – Werkstoffkennwerte zur Temperaturfeldberechnung für einen S355J2G3. Stahlbau 74 (2005), Heft 4, S. 249-257.
- [30] Voß, O.: Untersuchung relevanter Einflussgrößen auf die numerische Schweißsimulation. Dissertation. Technische Universität Braunschweig, 2001.
- [31] Käpplein, S.: Bestimmung von Schweißzugspannungen mit der Methode der Finiten Elemente. Diplomarbeit an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Fridericiana in Karlsruhe, 2006.
- [32] Saal, H., Volz, M.: Zähigkeitsanforderungen bei geschweißten Stabanschlüssen mit geschlitzten Knotenblechen. Forschungsbericht Nr. 011503. Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine. Universität Karlsruhe. 2004.
- [33] Suppes, A.: Tragverhalten und Optimierung von ausgeklinkten Knotenblechen in Fachwerkbindern. Heft 58, Veröffentlichung des Instituts für Stahlbau und Werkstoffmechanik der Technischen Universität Darmstadt, Darmstadt 1998.
- [34] Klinkenberg, A., Peter, W., Saal, H.: Berechnungsmodelle für geschweißte Anschlüsse in ausgeschnittenen Knotenblechen. Der Stahlbau 68 (1999), Heft 2, S. 173-180.
- [35] Saal, H., Volz, M.: Berichtigung/Ergänzung zu: [28]. Der Stahlbau (68), Heft 8, 1999, S. 688-689.
- [36] Klinkenberg, A.: Computergestützte plastische Bemessung von Anschlüssen im Stahlbau. Berichte der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Fridericiana in Karlsruhe, 5. Folge, Heft 4.
- [37] Lange, J., Friemann, H., Suppes, A.: Tragverhalten und Optimierung von ausgeschnittenen Knotenblechen. Der Stahlbau (69), 2000, S. 112-123.
- [38] Hertle, R.: Zur Bemessung von Knotenblechen in Stahlfachwerkstrukturen. Der Stahlbau (73), Heft 5, 2004, S. 329-337.
- [39] Beier, H.T.: Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Schwingfestigkeitsverhalten von ausgeklinkten Knotenblechen in Fachwerkträgern. Veröffentlichung des Instituts für Stahlbau und Werkstoffmechanik der Technischen Universität Darmstadt. 2003.
- [40] Forschungsbericht P488. Schieblingsanschlüsse in Fachwerkbindern unter nicht ruhender Beanspruchung. Studiengesellschaft Stahlanwendung e.V., Heft 5, Verlags- und Vertriebsgesellschaft mbH, Düsseldorf, 2003.

- [41] Dahl, W., Buchholz, J., Sedlacek, G., Höhler, S., Kühn, B.: Stahlsortenwahl für geschweißte Knotenverbindungen. Der Stahlbau (74), Heft 1, 2005, S. 9-21.
- [42] Jensen, A. P.: Limit analysis of gusset plates in steel single-member welded connections. Journal of constructional steel research 62. Heft 6, 2006, S. 144-150.
- [43] Höhler, S.: Beitrag zur Erweiterung der Regelungen der Stahlsortenauswahl zur Vermeidung von Sprödbruch auf Anschlüsse unter vorwiegend ruhender Beanspruchung. Dissertation. Schriftenreihe des Lehrstuhls für Stahl und Leichtmetallbau der RWTH Aachen. Heft 58. Shaker-Verlag, Aachen 2006.
- [44] Höhler, S., Sedlacek, G.: Erweiterung der DAST- Richtlinie 009 für die Stahlgü-tewahl bei Einschubverbindungen im Hochbau. Der Stahlbau (76), Heft 4, 2007, S. 250-259.
- [45] Bleck, W. u.a.: Festlegung von Leistungsanforderungen an Stahl zur Korrelation der Ergebnisse des Aufschweißbiegeversuches mit Prüfverfahren nach europäischen harmonisierten Produktnormen. Schlussbericht zum Forschungsvorhaben FE 15.0359/2001/CRB. IEHK RWTH Aachen 2003.
- [46] Groth, C., Junk, A., Rother, C.: Neue Entwicklungen zur Simulation von Verzug und Eigenspannungen beim Schweißen. DVS Berichtband 240, S. 341-343. DVS-Verlag, Düsseldorf, 2006.
- [47] Wolfahrt, H., Dilger, K.: Eigenspannungen in Schweißverbindungen – ihre Entstehung und Bewertung. DVS-Seminar. Technische Universität Braunschweig, 2004.
- [48] Voß, O., Decker, I., Wohlfahrt, H.: Modellierung von Schneid- und Schweißprozessen mit ANSYS. Tagungsband, 16. CAD-FEM Users meeting, S. 1-9, 1998.
- [49] Rasche, C.: Bestimmung der vorhandenen Dehnungen unter Berücksichtigung der Eigenspannungen aus dem Schweißen bei Biegeversuchen mit Hilfe der FEM. Diplomarbeit an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Fridericiana in Karlsruhe, 2004.
- [50] Seeger, T., Klee, S.: 25 Jahre Fachgebiet Werkstoffmechanik an der TU Darmstadt – Vorträge des Festkolloquiums am 28.09.2001. Institut für Stahl- und Werkstoffmechanik der Technischen Universität Darmstadt, Heft 65, 2001.
- [51] Saal, H., Schmied, J.: Stähle im Konstruktiven Ingenieurbau. Karlsruhe, 2001. Veröffentlicht in [44].
- [52] Seeger, T., Zacher, P.: Lebensdauervorhersage zwischen Traglast und Dauerfestigkeit am Beispiel ausgeklinkter Träger. Bauingenieur 69 (1994), S. 13-23. Springer-Verlag.

- [53] Seeger, T.: Ein Beitrag zur Berechnung von statisch und zyklisch belasteten Riss scheiben nach dem Dugdale-Barenblatt Modell. Institut für Stahl- und Werkstoffmechanik der Technischen Universität Darmstadt, Heft 21, 1973.
- [54] Riehle, M., Simmchen, E.: Grundlagen der Werkstofftechnik. Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Stuttgart, 2. aktualisierte Auflage, 2000.
- [55] Gross, D., Seelig, T.: Bruchmechanik mit einer Einführung in die Mikromechanik. Springer-Verlag. 3. neu bearbeitete und aktualisierte Auflage, Darmstadt, 2001.
- [56] Treitler, R.: Vom Gießprozess zur Festigkeitsberechnung am Beispiel einer Aluminium-Magnesium-Druckgusslegierung. Dissertation, Fakultät für Maschinenbau, Universität Karlsruhe, 2005.
- [57] Bernauer, G.: Einsatz mikromechanischer Schädigungsmodelle im spröde – duktilen Übergangsbereich. Dissertation, Fakultät für Maschinenbau, Universität Karlsruhe, 1997.
- [58] Kühn, B.: Beitrag zur Vereinheitlichung der europäischen Regelungen zur Vermeidung von Sprödebruch. Dissertation. Schriftenreihe des Lehrstuhls für Stahl und Leichtmetallbau der RWTH Aachen. Heft 54. Shaker-Verlag, Aachen 2005.
- [59] Stranghöner, N.: Werkstoffwahl im Stahlbrückenbau, Habilitation. Stahlbau Verlags- und Service GmbH. Düsseldorf, 2006.
- [60] Hänsch, H.: Schweißspannungen und Formänderungen an stabartigen Bauteilen – Berechnung und Bewertung. Deutscher Verlag für Schweißtechnik, Düsseldorf, 1984.

Richtlinien / Normen / Vorschriften

DIN 18800: Stahlbauten. Teil 1: Bemessung und Konstruktion. November 1990.

DIN 18800: Stahlbauten. Teil 7: Ausführung und Herstellerqualifikation. September 2002.

prEN 1090: Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken. Teil 1: Anforderungen für die Konformitätsbeurteilung von tragenden Bauteilen. Normentwurf. Dezember 2004.

prEN 1090: Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken. Teil 2: Technische Anforderungen für Stahltragwerke. Normentwurf. August 2005.

DIN EN 1993: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten. Teil 1-10: Stahlsortenauswahl im Hinblick auf Bruchzähigkeit und Eigenschaften in Dickenrichtung. Juli 2005 mit Berichtigung B1 vom März 2006.

DIN EN 440: Schweißzusätze. Drahtelektroden und Schweißgut zum Metallschutzgasschweißen von unlegierten Stählen und Feinkornstählen. Einteilung. September 1994.

DIN EN 10002: Metallische Werkstoffe – Zugversuch. Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur. Dezember 2001.

DIN EN 10025: Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen. 1994.

DIN EN 10025: Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen. Teil 1: Allgemeine technische Lieferbedingungen. Februar 2005.

DIN EN 10025: Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen. Teil 2: Technische Lieferbedingungen für unlegierte Baustähle. April 2005.

DIN EN 10045: Metallische Werkstoffe. Kerbschlagbiegeversuch nach Charpy. Teil 1: Prüfverfahren. April 1991.

DIN EN 10204: Metallische Erzeugnisse – Arten von Prüfbescheinigungen. Januar 2005.

DIN EN ISO 2566: Stahl, Umrechnung von Bruchdehnungswerten. Teil 1: Unlegierte und niedrig legierte Stähle. September 1999.

DIN EN ISO 4063: Schweißen und verwandte Prozesse, Liste der Prozesse und Ordnungsnummern. April 2000.

DIN EN ISO 5817: Schmelzschweißverbindungen an Stahl, Nickel, Titan und deren Legierungen (ohne Strahlschweißen), Bewertungsgruppen für Unregelmäßigkeiten. Dezember 2003.

DAST- Richtlinie 009: Empfehlungen zur Wahl der Stahlgütegruppen für geschweißte Stahlbauten. Deutscher Ausschuss für Stahlbau, Köln, April 1973.

DAST- Richtlinie 009: Stahlsortenauswahl für geschweißte Stahlbauten. Deutscher Stahlbau – Verband DSTV, Düsseldorf. Januar 2005.

DAST- Richtlinie 009: Ergänzung für die Stahlgütewahl von Einschubverbindungen im Hochbau. Entwurf 2007.

SEP 1390, Stahl-Eisen-Prüfblatt 1390. Aufschweißbiegeversuch. Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1996.

SEW 310 : 1992-08 (1. Ausgabe). Physikalische Eigenschaften von Stählen, Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf.