

Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM), Berlin

Forschungsbericht 191

Kritische Stahltemperatur als charakteristischer Kennwert für die Feuerwiderstandsdauer von Bauwerkssystemen aus Stahl

von Dr.-Ing. Hans Michael Bock
Dipl.-Ing. Selami Erbay
cand.-Ing. Jens With

86 Seiten, 82 Abbildungen, 18 Tabellen

Bei diesem Bericht handelt es sich um eine leicht überarbeitete Fassung des Abschlußberichtes zum BAM-Forschungsvorhaben VH 02440: "Kritische Stahltemperatur als charakteristischer Kennwert für die Feuerwiderstandsdauer von Bauwerkssystemen aus Stahl", das durch das Institut für Bautechnik (IfBt) in Berlin unter dem Geschäftszeichen IV 1-5-592/89 (IfBt - Kennziffer: 4.77) im Zeitraum vom 01.01.1990 bis 30.06.1991 gefördert wurde.

Die Verfasser danken Herrn Dr.-Ing. Manfred Korzen für die kritische Durchsicht des Manuskriptes und dem DAAD-Stipendiaten Herrn Dipl.-Ing. Marcelo C. Rezende für die endgültige graphische Gestaltung des Berichtes.

Herausgegeben von der
Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM)
Unter den Eichen 87, 1000 Berlin 45
Telefon (030) 8104-1 Telex 183 261 bamb d
Telefax (030) 811 20 29

Copyright © 1992 by Wirtschaftsverlag NW
Verlag für neue Wissenschaft GmbH, Bremerhaven

Verlag und Vertrieb:
Wirtschaftsverlag NW
Verlag für neue Wissenschaft GmbH
Postfach 10 11 10, 2850 Bremerhaven 1
Telefon (0471) 46093-95

Zusammenfassung

In Deutschland geht die herkömmliche Methode zur brandschutztechnischen Beurteilung von Stahlkonstruktionen vom Brandverhalten der Einzelbauteile aus, wie es sich aus den Ergebnissen der Normbrandprüfungen an Brandschutzbekleidungen in Verbindung mit Stahlstützen und -trägern ergibt. Die Basis dieser Beurteilung ist die Zeitdauer bis zum Erreichen einer kritischen Stahltemperatur von 500 °C.

Bei der Bearbeitung des Forschungsvorhabens standen insbesondere zwei Fragestellungen im Vordergrund:

- die Übertragbarkeit der in Normbrandprüfungen an Einzelbauteilen gewonnene Ergebnisse auf stählerne Bauteile in beliebiger Einbausituation und
- die Beurteilung des Tragverhaltens brandbeanspruchter Bauwerkssysteme ausschließlich auf der Grundlage einer Zeitdauer bis zum Erreichen einer kritischen Bauteiltemperatur.

Dazu wurde in Form von Parameterstudien das Tragverhalten von Stahlträgern, Stahlstützen sowie einfachen Rahmensystemen unter Temperaturbeanspruchung simuliert. Die Berechnungen erfolgten mit einer modifizierten Version des Finite-Elemente-Programmsystems ADINA. Die rechnerischen Untersuchungen ergaben, daß man die kritische Stahltemperatur tatsächlich als einen charakteristischen Kennwert für die Feuerwiderstandsdauer von Bauwerkssystemen aus Stahl ansehen kann. Dieser Kennwert ist jedoch nicht konstant, sondern abhängig vom Materialverhalten, insbesondere dem thermisch bedingten Ausdehnungsbestreben des Stahles, sowie dem statischen System einschließlich der Belastung.

Es ist besonders zu erwähnen, daß sich infolge der thermisch bedingten Dehnungen Zusatzschnittlasten im Rahmentragwerk aufbauen können. Dadurch besteht die Gefahr, daß sich Fließzonen ausbilden und sich damit die Steifigkeit und Tragfähigkeit des Gesamtsystems entscheidend verändern. Statisch bestimmte stabilitätsgefährdete Rahmentragwerke reagieren besonders empfindlich auf diese Vorgänge.

Stichworte

- baulicher Brandschutz
- Stahlbau
- kritische Stahltemperatur
- Brandschutzbemessung
- finite Elemente
- DIN 4102
- Eurocode III Teil 10

Precis

”Critical Steel Temperature as a Characteristic Reading for the Fire Resistance Category of Steel Structures”

In Germany the conventional method of assessing the fire protection of steel structures is based on the fire behaviour of building components derived from the standard fire tests of claddings combined with steel columns and beams. Basis of the assessment is the time span needed before reaching a critical steel temperature of 500 °C.

Mainly two questions were dealt within this research project:

- the application of the results obtained from a standard fire test to steel members in any supporting condition, and
- the assessment of fire exposed steel structures solely on the basis of a time span necessary to reach a certain critical steel temperature.

Research was done to clarify the load-bearing behaviour of steel beams, steel columns and steel frames under static and temperature loading. The structural analysis was performed with a modified version of the finite element program ADINA. The calculations proved that the critical steel temperature is indeed a characteristic reading to describe the fire resistance category of steel constructions. This reading however is not constant; it depends on the material behaviour, in particular the thermal elongation of the steel, as well as on the stiffness and on the loading of the structure.

It is worth mentioning that the thermal elongation may cause additional stress-resultant components within the structure. Therefore the risk may arise that plastic zones develop in the single members which leads to a definite reduction of the stiffness and the load carrying capacity of the entire structure.

Statically determined structures which are at a risk of stability losses are particularly very sensitive to this processes.

Key words

- fire protection in buildings
- steel structures
- critical steel temperature
- structural fire design
- finite elements
- DIN 4102
- Eurocode III part X

Résumée

Température critique des aciers comme valeur caractéristique de la durée de résistance au feu des ossatures métalliques

En Allemagne, la méthode conventionnelle pour l'analyse de la protection contre l'incendie est fondée sur le comportement au feu des éléments de construction isolés. Celui-ci est déterminée par des essais d'incendie normalisés utilisant des poteaux et des poutres en acier recouverts de revêtements antifeux. L'élément de base de cette analyse est la durée pour atteindre une température critique des aciers de 500 °C.

L'objectif premier de cet article est d'étudier la possibilité de reconstituer des résultats d'essais d'incendie normalisée pour des éléments métalliques assemblés dans une mise en place quelconque, à partir de résultats obtenus avec des éléments de construction isolés. Un autre objectif est d'étudier la possibilité de calculer la capacité de chargement des ossatures métalliques soumises à un incendie en utilisant exclusivement comme paramètre caractéristique la température critique d'un élément de structure.

Pour l'analyse des structures métalliques comme les poutres, poteaux et ossatures, la méthode des éléments finis a été utilisée à l'aide d'une version modifiée du code ADINA. Les calculs ont bien montré que l'utilisation de la température critique comme paramètre caractéristique était pertinente pour évaluer la durée de résistance au feu des structures métalliques. Cette température dépend des paramètres de matériau ainsi que des valeurs limites du système statique.

Il faut remarquer que l'effet de la dilatation thermique peut provoquer des contraintes supplémentaires dans la structure. Le développement de zones plastiques est alors possible. Il s'ensuit une réduction de la rigidité et de la capacité de chargement de la structure totale. Les structures isostatiques qui sont exposées à l'instabilité sont particulièrement sensibles à ce phénomène.

mots clefs

- protection contre l'incendie
- construction métallique
- température critique
- analyse de la protection contre l'incendie
- méthode des éléments finis
- DIN 4102
- Eurocode III partie X

Inhaltsverzeichnis

1	Beschreibung des Forschungsprojektes	9
2	Temperaturabhängige Materialkennlinien	12
3	Parameterstudien an Einzelbauteilen	15
3.1	Einführung	15
3.2	Stahlträger	15
3.3	Stahlstützen	27
3.4	Interpretation de Ergebnisse	34
4	Parameterstudien an Rahmensystemen	36
4.1	Einführung	36
4.2	Einhüftige Rahmensysteme	37
4.3	Zweistielige Rahmensysteme	39
4.4	Interpretation de Ergebnisse	45
5	Zusammenfassung und Diskussion der Ergebnisse	47
6	Schlußfolgerungen und Ausblick	52
7	Literaturverzeichnis	57
	Bildanhang	61

Kapitel 1

Beschreibung des Forschungsprojektes

Die herkömmliche Methode zur brandschutztechnischen Beurteilung von Stahlkonstruktionen geht vom Brandverhalten der Einzelbauteile aus, wie es sich aus den Ergebnissen der Normbrandprüfungen nach den Abschnitten 7.3 und 7.6 der DIN 4102 Teil 2 [20] an Brandschutzbekleidungen in Verbindung mit Stahlstützen und Stahlträgern ergibt. Die Basis dieser Beurteilung ist die Zeitdauer bis zum Erreichen einer Stahltemperatur von 500 °C. Dieses Kriterium beruht auf bekannten Ergebnissen aus Normbrandversuchen. Danach versagen Stahlbauteile unter einer bei Raumtemperatur zulässigen Belastung, wenn die Temperatur im Stahl auf ca. 500 °C angestiegen ist. Es ist üblich, diese Temperatur als kritische Stahltemperatur zu bezeichnen. Sie bildet die Grundlage der Klassifizierung einer Brandschutzbekleidung in Verbindung mit einem Stahlbauteil. Eine derartige Definition der Stahltemperatur reduziert die eigentliche Frage nach dem Versagen des Bauteiles auf ein reines Wärmeleitproblem.

In den Bauordnungen der Länder der Bundesrepublik Deutschland werden explizit nur Anforderungen an das Brandverhalten von Einzelbauteilen, z.B. aus Stahl, nicht aber an das Brandverhalten von Stahlkonstruktionen gestellt. Deshalb beruht die Beurteilung des Brandverhaltens von Bauwerkssystemen nur auf der Grundlage des Erwärmungs- und Tragverhaltens spezieller Probekörper unter den besonderen thermischen und statischen Randbedingungen während eines Normbrandversuches.

Die Beurteilung des Erwärmungsverhaltens einzelner Bauteile aus den üblichen I-Profilen des Stahlhochbaues bereitet kaum Schwierigkeiten. Liegt nämlich eine ETK-Beflammung vor, so ist es möglich, direkt mit Hilfe des Profilmfaktors zwischen den experimentellen Feuerwiderstandsdauern zu interpolieren. Geht man von einem sogenannten "natürlichen" Brand aus, so wird die Brandschutzbemessung mit Hilfe eines in DIN 18230 "Brandschutz im Industriebau" [29] beschriebenen Verfahrens durchgeführt. Diese Vorgehensweise ermöglicht eine auf die besonderen Gegebenheiten des Einzelbauwerkes abgestimmte Bemessung der Brandschutzbekleidung, da die tatsächlich vorhandenen Brandlasten und besonderen thermischen Randbedingungen im Bauwerk berücksichtigt werden. Probleme sind jedoch bei der Beurteilung des Tragverhaltens der brandbeanspruchten Stahlkonstruktionen auf der Grundlage des Tragverhaltens der Einzelbauteile zu erwarten. Bei dieser Vorgehensweise wird übersehen, daß im Brandfall, verursacht durch das thermische Ausdehnungsbestreben des Baustahles, zusätzliche Verformungen im System auftreten. Bei statisch unbestimmten Tragwerken bauen sich dadurch Zwängungskräfte zwischen den Einzelbauteilen auf, die zur Ausbildung von Fließzonen führen und damit den gesamten Kräftefluß des Systems sowie sein Stabilitätsverhalten beeinflussen.

Im Rahmen des Forschungsprojektes "Kritische Stahltemperatur als charakteristischer Kennwert für die Feuerwiderstandsdauer von Bauwerkssystemen aus Stahl" [33] soll daher unter der vereinfachten Annahme einer gleichmäßigen Temperaturbeanspruchung aller Einzelbauteile geklärt

werden,

- inwieweit man die an einem speziellen Einzelbauteil unter einem bestimmten Belastungszustand sowie unter besonderen statischen Randbedingungen erzielten Prüfungsergebnisse auf Bauteile in einer beliebigen statischen Einbausituation übertragen kann,
- welchen Einfluß eine Veränderung der statischen Randbedingungen auf das Tragverhalten eines Stahlbauteiles im Brandfall hat und
- ob bzw. inwieweit das Tragverhalten einer Stahlkonstruktion durch die Zeitdauer bis zum Erreichen einer kritischen Stahltemperatur (= Versagenstemperatur) abgeschätzt werden kann.

Ein Literaturstudium zeigt, daß diese Fragestellung bereits in der Vergangenheit Thema von wissenschaftlichen Untersuchungen gewesen ist:

- Hoffend et al. berichten in [1] über die Ergebnisse ihrer umfangreichen Parameterstudien an Stahlstützen. Systematisch wurde u.a. der Einfluß der Schlankheit, der Lastausmitte, des Verhältnisses der vorhandenen Streckgrenze zur Mindeststreckgrenze sowie des Temperaturgradienten über die Stützenlänge auf die kritische Stahltemperatur untersucht.
- Bei den Arbeiten [2] und [5] handelt es sich um Dissertationen, in denen in erster Linie Berechnungsverfahren zur rechnerischen Simulation des Tragverhaltens brandbeanspruchter Stahlkonstruktionen vorgestellt werden. Darüber hinaus werden in beiden Arbeiten beispielhaft Versuchsergebnisse nachgerechnet und kleinere Parameterstudien durchgeführt, um die Leistungsfähigkeit der entwickelten Verfahren zu unterstreichen.
- In [3] und [14] berichten Rubert und Schaumann über "Großmodellversuche" an Stahlrahmen (zwei- und dreistielige Rahmenkonstruktionen). Anschließend werden die Versuchsergebnisse rechnerisch verallgemeinert.
- In [4], [7], [8] und [9] wird auf der Basis von Normbrandversuchen untersucht, welchen Einfluß Abweichungen der Streckgrenze vom Mindestwert und der Querschnittsabmessungen von den Sollwerten sowie der Lastausnutzungsgrad und eingeprägte Verformungen auf die Versagenstemperatur haben.
- Die Vorschläge der Eurocode-Gruppen zu den baustoffunabhängigen Grundsätzen und Lastannahmen für die Nachweise brandbeanspruchter Tragwerke enthält [17]. In Eurocode III, part X "Brandschutztechnische Tragwerksberechnung" [18] werden dagegen die entsprechenden Nachweisverfahren speziell für Stahlbauwerke beschrieben.

Aus den Ergebnissen der zitierten Arbeiten lassen sich qualitative Aussagen zum Tragverhalten brandbeanspruchter Stahlkonstruktionen ableiten. Es ist jedoch nur schwer möglich, die Ergebnisse der einzelnen Autoren untereinander zu vergleichen, da nicht nur mit unterschiedlichen Rechenverfahren, sondern auch mit unterschiedlichen temperaturabhängigen Materialkennlinien gearbeitet wird.

Um in das Forschungsprojekt [33] die Ergebnisse aus [5] einbeziehen zu können, werden die dort entwickelten Materialbeziehungen verwendet. Sie werden im 2.Kapitel vorgestellt.

Im 3. Kapitel wird das Tragverhalten von bekleideten Stahlstützen und -trägern während eines Normbrandversuches untersucht, um festzustellen, welche Parameter die Versagens-temperaturen

beeinflussen. Auf diese Weise sollen den Brandschutzlaboratorien der Materialprüfämter Kriterien an die Hand gegeben werden, mit deren Hilfe Prüfungsergebnisse verglichen werden können. Darüber hinaus sollen die Untersuchungsergebnisse Möglichkeiten zur Verbesserung und Vereinfachung von Prüfrichtlinien aufzeigen.

Aufbauend darauf werden im 4. Kapitel einhüftige und zweistielige Rahmen untersucht. Geklärt werden soll die Möglichkeit, das Tragverhalten temperaturbeanspruchter Bauwerkssysteme auf der Grundlage des Brandverhaltens der Einzelbauteile zu beurteilen. Dabei wird die thermische Belastung vereinfacht und abweichend von einer realen Brandsituation gleichmäßig auf alle Elemente des Tragwerkes aufgebracht. In erster Linie sollen in diesem Kapitel qualitative Relationen zwischen den Versagenstemperaturen der unterschiedlichen statischen Systeme erarbeitet werden, um ein tieferes Verständnis für die Versagensursachen zu erlangen. Deshalb wird bewußt darauf verzichtet, die Untersuchungen auf praxisbezogene Systeme zu beschränken.

Abschließend werden im 6. Kapitel die Bemessungsvorschläge des Eurocode III, Teil 10 "Brandschutztechnische Tragwerksbemessung" stichpunktartig mit den in den vorangegangenen Kapiteln erzielten Rechenergebnissen verglichen.

Die im Rahmen des Forschungsvorhabens [33] erforderlichen rechnerischen Untersuchungen wurden mit dem nichtlinearen Finite-Elemente-Programmsystem ADINA [19] durchgeführt. Dieses "general purpose" Programm, das auf der Deformationsmethode beruht, wurde in der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM) in der Vergangenheit bereits erfolgreich unter Verwendung von dreidimensionalen isoparametrischen Elementen eingesetzt ([7], [8] und [9]). Für die Untersuchung konkreter Stahlbauprobleme, z.B. zur Ermittlung der temperaturabhängigen Traglasten von Stabtragwerken, ist die Verwendung dieses Elementtyps jedoch in jeder Hinsicht zu aufwendig. Dagegen ließen sich mit dem im ADINA implementierten Balken-Element nur bei Stäben mit Rechteck- bzw. Rohrquerschnitt stofflich und geometrisch nichtlineare Einflüsse erfassen. Um derartig nichtlineare, temperaturabhängige Probleme bei Stahlkonstruktionen aus I-Profilen untersuchen zu können, d.h. um wirklichkeitsnahe Untersuchungen zum Tragverhalten von brandbeanspruchten Stahlkonstruktionen unter Brandbelastung zu ermöglichen, entwickelte R. Lär für das ADINA ein I-Profil-BEAM-Element [5], [6] mit thermo-elastisch-plastischem Materialverhalten [4]. Dieses BEAM-Element-Modul basiert auf der Balkentheorie von Bernoulli (Bernoulli'sche Hypothese vom Ebenbleiben des Querschnittes). Dadurch bleiben Effekte aus der Profilverformung wie Beulen, Kippen oder Verwölben des Querschnittes unberücksichtigt.

Kapitel 2

Temperaturabhängige Materialkennlinien

Bei der Berechnung des Tragverhaltens von Stahlkonstruktionen unter dem Lastfall "Brand" müssen die mechanischen Werkstoffeigenschaften als Funktion der Temperatur bekannt sein. Temperaturabhängige Werkstoffgesetze für Stahl werden in der Literatur angegeben. Sie weichen jedoch z.T. erheblich von einander ab. Diese Differenzen lassen sich erklären durch:

- unterschiedliche Zielsetzung der Untersuchung
- unterschiedliche Versuchsdurchführung
- unterschiedliche Auswerteverfahren

R. Lär ermittelte in [5] ebenfalls temperaturabhängige $\sigma - \epsilon$ -Beziehungen für Baustahl St 37-2. Dazu verwendete er die Ergebnisse von Warmkriechversuchen [25] an Einfeldträgern aus Stahl (WK5 ÷ WK8), bei denen zu einer jeweils konstanten Einzellast in Feldmitte die Temperatur gleichmäßig gesteigert wird (siehe Bild 2.1). Die Temperatur ist sowohl im Querschnitt als auch in Längsrichtung konstant. Gemessen wird die Mittendurchsenkung. Sie ist in Bild 2.2 dargestellt. In jeder Temperaturstufe approximiert er die Spannungs-Dehnungslinien mit Hilfe der folgenden Materialgleichung, in der die thermischen Dehnungsanteile nicht enthalten sind:

$$\begin{aligned} \sigma(\epsilon, \Theta) &= E(\Theta) \cdot \epsilon && \text{für } \sigma < \sigma_p \\ \sigma(\epsilon, \Theta) &= \beta_s(\Theta) + (\sigma^*(\Theta) - \beta_s(\Theta)) \cdot \left(\frac{\epsilon - \epsilon_s(\Theta)}{\epsilon^* - \epsilon_s(\Theta)} \right)^{\gamma(\Theta)} && \text{für } \sigma > \sigma_p \end{aligned} \quad (2.1)$$

mit $\epsilon_s(\Theta) = \frac{\sigma_s(\Theta)}{E(\Theta)}$,
 $\epsilon^* = 2\%$,
 $\sigma^*(\Theta) = \sigma(\epsilon^*, T)$ und
 $\sigma_s(\Theta) =$ temperaturabhängige Proportionalitätsgrenze sowie
 $\sigma_s(RT) = \beta_s =$ Streckgrenze bei Raumtemperatur (=RT)

In Bild 2.3 sind die von R. Lär [5] auf der Grundlage von Gleichung (2.1) ermittelten Materialkennlinien wiedergegeben. Sie beruhen auf einer von der Temperatur abhängigen optimalen Wahl der drei Parameter σ_s , σ^* , und γ . Als Optimierungsziel wählte R. Lär eine möglichst gute Approximation der in den instationären Warmkriechversuchen [25] gemessenen Mittendurchbiegung (s. Bild 2.2) durch die ADINA-Rechnung. In Tabelle 2.1 sind die Parameter E , σ_s , σ^*

und γ in Abhängigkeit von der Temperatur eingetragen. Die Materialkennlinien, die im Eurocode III Teil 10 [18] vorgeschlagen werden, zeigt Bild 2.7. Im Gegensatz zu den Kennlinien nach Bild 2.3, die mit wachsenden Dehnungen monoton ansteigen, verlaufen die Eurocode-Kurven ab einer Dehnung von 2% horizontal (s. Bild 2.8).

Die Verifikation der von R.Läer mit dem ADINA entwickelten Materialkennlinien erfolgt durch die rechnerische Simulation von Erwärmungsversuchen, die Rubert an Rahmensystemen (EHR3, EGR2 und ZSR1) durchgeführt hat [25]. Die erste Versuchsreihe wurde an einhüftigen Rahmen (EHR) durchgeführt, die zweite behandelte eingeschossige Zweigelenrahmen (EGR) und in der dritten wurden zweischiffige Rahmen (ZSR) einer Serie von Erwärmungsversuchen unterzogen. Zur Überprüfung der temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungsbeziehungen wurde stichprobenartig für jeweils eine Serie eine Vergleichsrechnung durchgeführt [5]. In den Bildern 2.4 bis 2.6 sind in Form von Temperatur-Verschiebungs-Diagrammen die Ergebnisse von Versuch und Rechnung gegenübergestellt.

Die Übereinstimmung von Versuchs- und Rechenergebnissen kann für alle drei Stichproben als gut bezeichnet werden.

Daneben fallen zwei weitere Punkte auf:

- Beim Versuch ZSR1 wird nur das linke Rahmenschiff erwärmt. Diese nur lokal wirkende Temperaturbelastung wird richtig erfaßt.
- Beim Versuch EHR3 ist die Wirkung thermischer Dehnungen gut zu erkennen. Zunächst verschiebt sich die Riegelmitte nach oben und biegt sich erst anschließend bei fortschreitender Materialentfestigung durch.

Die FE-Analyse bildet also das Tragverhalten der untersuchten Rahmensysteme physikalisch plausibel ab. Die Warmkriechversuche in [25] zeigen darüber hinaus, daß bei den gefahrenen Erwärmungsgeschwindigkeiten zwischen 2.67 K/min (= Feuerwiderstandsdauer von 180 min) und 32 K/min (= Feuerwiderstandsdauer von 15 min) keine nennenswerten Unterschiede im Tragverhalten der Biegeträger festgestellt werden konnten. Es kann daher davon ausgegangen werden, daß die von R. Läer entwickelten Materialkennlinien bei den im Brandschutz auftretenden Aufheizgeschwindigkeiten des Stahles verwendet werden dürfen.

Θ	$E(\Theta)$	$\sigma_s(\Theta)$	$\sigma^*(\Theta)$	$\gamma(\Theta)$
[°C]	[kN/cm ²]	[kN/cm ²]	[kN/cm ²]	[-]
0	210.000	24.00	24.00	0.000
100	198.450	23.76	23.93	0.100
150	191.310	23.02	23.90	0.200
200	184.170	21.41	23.88	0.250
250	177.030	18.50	23.76	0.300
300	169.890	16.25	23.59	0.425
350	162.750	15.14	23.45	0.450
400	155.610	14.18	23.04	0.450
450	148.470	13.03	22.32	0.400
500	141.330	10.22	19.92	0.350
550	134.190	3.86	16.08	0.275
600	126.840	1.78	12.00	0.250
650	119.700	0.77	8.40	0.225
700	112.560	0.53	5.28	0.200
750	105.420	0.24	3.84	0.175
800	98.280	0.00	2.88	0.150

Tabelle 2.1: Materialkennwerte von St 37 nach [5]

Kapitel 3

Parameterstudien an Einzelbauteilen

3.1 Einführung

In der DIN 4102 Teil 2 [20] werden in den Abschnitten 7.3 und 7.6 die Brandprüfungen von Bekleidungen in Verbindung mit Stahlstützen bzw. -trägern geregelt. Auf Grund des Brandverhaltens dieser speziellen Probekörper unter den besonderen thermischen und statischen Randbedingungen während des Normbrandversuches wird auf das Erwärmungs- und Tragverhalten einer aus Einzelbauteilen zusammengesetzten Stahlkonstruktion geschlossen. Im folgenden soll untersucht werden,

- inwieweit man das an einem Einzelbauteil unter einem bestimmten Belastungszustand sowie unter speziellen thermischen und statischen Randbedingungen und Abmessungen erzielte Prüfungsergebnis auf Bauteile in einer beliebigen Einbausituation in einem Stahlbauwerk übertragen darf und
- inwieweit Änderungen in den statischen Randbedingungen Einfluß auf das Tragverhalten eines Stahlbauteiles im Brandfall haben.

In den Tabellen 3.1, 3.3, 3.4 und 3.12 sind die erforderlichen Angaben zu den Abmessungen, statischen und geometrischen Randbedingungen der rechnerisch untersuchten Träger und Stützen zusammengestellt.

Mit Hilfe der Rechenergebnisse sollen darüber hinaus die Brandschutzlaboratorien der Materialprüfämter in die Lage versetzt werden, Prüfungsergebnisse an Bekleidungen in Verbindung mit Stahlbauteilen, die unter unterschiedlichen thermischen und statischen Randbedingungen erzielt worden sind, zu interpretieren und vergleichend zu werten. Außerdem soll der Frage nachgegangen werden, ob es aufgrund der Untersuchungsergebnisse erforderlich bzw. zu vertreten ist, die gegenwärtig praktizierten Auswertungsmethoden zu modifizieren bzw. die Prüftechnik zu vereinfachen.

3.2 Stahlträger

Die Normbrandversuche an Brandschutzbekleidungen in Verbindung mit Stahlträgern erfolgen nach Abschnitt 7.6 der DIN 4102 Teil 2. Es handelt sich dabei um Stahlträger der Profile IPE 140, I 280 und IPBv 220. Ihre Spannweite liegt in den deutschen Brandschutzlaboratorien je nach Prüfstand zwischen 4.30 m und 4.80 m. Üblicherweise handelt es sich dabei um statisch bestimmt gelagerte Biegeträger auf zwei Stützen, deren thermische Dehnung nicht behindert ist.

Normbrandversuch	Lastabstand		
	a = 1/2	a = 1/3	a = 1/4
IPE 140	10.57 kN	7.93 kN	7.05 kN
I 280	74.12 kN	55.59 kN	49.41 kN
IPBv 220	166.84 kN	125.13 kN	111.23 kN

Tabelle 3.1: Größe der Prüfkraft für Trägernormbrandversuche bei unterschiedlichem Lastabstand - nach [5]

Ihre Belastung erfolgt über die starke Querschnittsachse des Profils. Nach der bisher gültigen Bemessungsnorm DIN 1050 [21] wird sie für eine zulässige Stahlspannung von $\sigma_{zul} = 16 \text{ kN/cm}^2$ (LF HZ) ausgelegt und in der BAM über zwei Einzellasten aufgebracht, die symmetrisch zur Trägermitte im Abstand $a = 1/2$ angeordnet sind (siehe Bild 3.1). Als Versagenskriterium ist in Abschnitt 5.26 dieser Vorschrift mit der kritischen Durchbiegungsgeschwindigkeit in der Mitte des Trägers

$$\frac{\Delta f}{\Delta t} = \frac{l^2}{900h} \quad \begin{array}{l} (h = \text{stat. Höhe in cm} \\ l = \text{Stützweite in cm}) \end{array} \quad (3.1)$$

das für biegebeanspruchte Bauteile gültige Robertson-Ryan-Kriterium vorgegeben. Die zugehörige Stahltemperatur im Untergurt des Stahlquerschnittes wird kritische Stahltemperatur bzw. Versagenstemperatur Θ_{krit} genannt.

Bei der rechnerischen Simulation wird diese kritische Temperatur mit Hilfe der Steigung der Tangente $df/d\Theta$ an die Kurve der Mittendurchsenkung f in Abhängigkeit von der Temperatur Θ und der Aufheizgeschwindigkeit $\Delta\Theta/\Delta t$ durch die Gleichung (3.2)

$$\frac{\Delta f}{\Delta t} = \frac{df(\Theta)}{d\Theta} \frac{\Delta\Theta}{\Delta t} \quad (3.2)$$

bestimmt. Dabei wird von einer nach der Prüfpraxis realistischen Aufheizgeschwindigkeit von 5 K/min ausgegangen [4].

Gleichung (3.2) steht auch mit der Erfahrung aus der Prüfpraxis im Einklang, wo je nach Erwärmungsgeschwindigkeit bei sonst identischen Stahlträgern unterschiedliche Versagenstemperaturen erzielt werden. Dies liegt daran, daß nach Gleichung (3.2) die Steigung der Tangente an die zeitabhängige Kurve der Mittendurchsenkung direkt von der Erwärmungsgeschwindigkeit abhängt.

Läer untersuchte in [5], welchen Einfluß der Abstand der Prüflasten auf die kritische Stahltemperatur der drei Normbrandprofile hat. Für die Spannweite wurde die in der BAM verwendete Trägerlänge von $l = 4.68 \text{ m}$ zugrunde gelegt und die Laststellung in dem für die Prüfpraxis sinnvollen Bereich von $a = 1/2$ bis $a = 1/4$ variiert. Die Temperaturverteilung im Träger wurde

Normbrandversuch	Lastabstand		
	a = 1/2	a = 1/3	a = 1/4
IPE 140	509 °C	517 °C	524 °C
I 280	511 °C	520 °C	526 °C
IPBv 220	511 °C	520 °C	526 °C

Tabelle 3.2: Versagenstemperaturen der Trägernormbrandversuche bei unterschiedlichem Lastabstand - nach [5]

konstant angesetzt. Die Größe der Prüfkraft sind für die verschiedenen Lastabstände in Tabelle 3.1 zusammengestellt.

In Tabelle 3.2 sind die unter Anwendung von Gleichung (3.1) ermittelten Versagenstemperaturen aufgetragen. Auffallend sind die nahezu gleichen Versagenstemperaturen der drei Normbrandversuche für jede der untersuchten Laststellung. Aber auch bei Variation der Lastkonfiguration bleiben die rechnerischen Ergebnisse der Versagenstemperatur in einem 10 °C bis 15 °C breiten Streubereich und damit in einer Größenordnung der Versuchs- und Rechengenauigkeit. Mit wachsendem Abstand der Prüflasten dehnt sich der Bereich der maximalen Biegebeanspruchung aus. Dies führt, wie man sieht, zu einem leichten Absinken der Versagenstemperaturen.

Für die Prüfpraxis kann aus den dargestellten Ergebnissen geschlossen werden, daß eine unterschiedliche Anordnung der Einzellasten in dem hier untersuchten Bereich $1/4 \leq a \leq 1/2$ bei der Brandprüfung von Bekleidungen in Verbindung mit Stahlträgern nach DIN 4102 Teil 2 einen untergeordneten Einfluß auf das Prüfungsergebnis hat und im Rahmen der Versuchsgenauigkeit vernachlässigt werden kann.

Um die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf andere Stützweiten zu überprüfen, wurden in [5] zusätzliche Untersuchungen zu extremen Prüfstandabmessungen durchgeführt. Die minimale beflammete Länge ist in DIN 4102 mit 4.0 m vorgegeben. Es wurden daher Träger mit Stützweiten von 4.0 m und 6.0 m untersucht, wobei als Lastabstand $a = 1/2$ gewählt wurde. In Tabelle 3.3 sind die Ergebnisse eingetragen.

Man sieht, daß die Stützweite keinen nennenswerten Einfluß auf die Versagenstemperatur der Stahlträger hat. Es ist daher gerechtfertigt, die Ergebnisse aus Normbrandversuchen an Bekleidungen in Verbindung mit Stahlträgern auf I-Profil-Träger des üblichen Stahlhochbaues ($h \leq 500$ mm) mit anderen Stützweiten und Lastkonfigurationen zu übertragen (vgl. Tabellen 3.2 und 3.3).

In einem weiteren Schritt soll geklärt werden, wie sich der Grad der statischen Unbestimmtheit eines Biegeträgers auf die Versagenstemperatur auswirkt. Dazu werden Biegeträger untersucht (vgl. Tabelle 3.4), die jeweils mit einer gleichmäßig verteilten Streckenlast beansprucht sind. Der Tragsicherheitsnachweis wird nach dem im Teil 1 der (E)DIN 18800 [23] vorgeschlagenen Verfahren "Elastisch-Elastisch" durchgeführt und die einzelnen Lastanteile und deren Teilsicherheitsbeiwerte werden so aufeinander abgestimmt, daß sich eine maximale Spannung von $\sigma_{max} = 16 \text{ kN/cm}^2$ ergibt. Dadurch soll ein Vergleich mit den Ergebnissen aus [5] ermöglicht werden. In Tabelle 3.5 und Bild 3.2 sind die Versagenstemperaturen in Abhängigkeit von der Belastung bzw. vom Lastausnutzungsgrad q/q_u dokumentiert. Man sieht, daß sich die Ergebnisse zwischen

Normprofil	Trägerlänge		
		F [kN]	Θ_{krit} [°C]
IPE 140	l = 4.0 m	12.4	509
	l = 6.0 m	8.3	509
I 280	l = 4.0 m	86.8	511
	l = 6.0 m	57.8	511
IPBv 220	l = 4.0 m	195.7	511
	l = 6.0 m	130.1	511

Tabelle 3.3: Belastung und Versagenstemperaturen bei extremen Trägerstützweiten - nach [5]

den temperaturabhängigen Verläufen der Proportionalitätsgrenze $\sigma_s(\Theta)$ und der Fließspannung $\sigma(\Theta, \epsilon_{pl} = 2\%)$ liegen. Für andere Lastausnutzungsgrade lassen sich die Versagenstemperaturen für Biegeträger direkt aus diesem Diagramm ablesen.

Man erkennt, daß die Wahl des statischen Systems eine erhebliche Auswirkung auf die Versagenstemperatur des Balkens hat. Im vorliegenden Fall steigen sie um 100 °C an. Um die Ursache für diesen Temperaturanstieg besser zu verstehen, wurde versucht, einen stetigen Übergang vom statisch bestimmten zum statisch unbestimmten System zu realisieren. Dies wurde durch eine schrittweise Veränderung der Steifigkeit der Drehfesseln an den Auflagern erreicht. Auf diese Weise wurde ein kontinuierlicher Übergang zwischen einem ein- bzw. zweiseitig eingespannten Einfeldträger zum statisch bestimmt gelagerten Balken auf zwei Stützen hergestellt. In Bild 3.3 sind die Ergebnisse aufgetragen. Man sieht, daß sich durch stärkere Aktivierung von Bereichen, in denen die vorhandenen Traglastreserven nur schlecht ausgenutzt sind, die kritische Stahltemperatur erhöhen läßt.

Werden dagegen, z.B. für den einfach statisch unbestimmten Biegeträger (=Träger 2), nach [23] die Tragsicherheitsnachweise "Elastisch-Plastisch" bzw. "Plastisch-Plastisch" durchgeführt, so darf der Lastausnutzungsgrad des Trägers von 100% auf 112% bzw. 180% erhöht werden. Die Versagenstemperaturen sinken dadurch jedoch von 620 °C auf 600 °C bzw. 520 °C ab (s. Bild 3.2).

Ein Vergleich der Versagenstemperaturen von statisch bestimmten Stahlträgern, die von einer Gleichlast (Tabelle 3.5) bzw. von zwei Einzellasten (Tabelle 3.2, Zeile 1) beansprucht werden, ergibt, daß eine Anordnung der Einzellasten in den Drittelpunkten ($\Theta_{krit} = 517$ °C) hinsichtlich der Versagenstemperatur gleichbedeutend ist mit einer Gleichstreckenlast ($\Theta_{krit} = 515$ °C). Dies liegt daran, daß der Biegemomentenverlauf bei beiden Lastfällen fast gleich ist. Für die Prüfpraxis bedeutet dies, daß es nicht erforderlich ist, mit einer gleichmäßig verteilten Streckenlast zu prüfen bzw. die $ql^2/8$ -Parabel durch eine größere Anzahl von Einzellasten zu simulieren. Es genügt vielmehr, nur zwei Einzellasten in den Drittelpunkten angreifen zu lassen. Auf diese Weise läßt

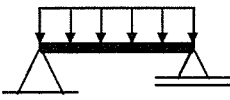
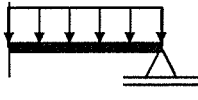
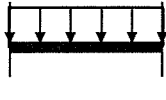
	Träger 1	Träger 2	Träger 3
			
	$q = \frac{8 \cdot \sigma_{max} \cdot W}{l^2}$	$q = \frac{8 \cdot \sigma_{max} \cdot W}{l^2}$	$q = \frac{12 \cdot \sigma_{max} \cdot W}{l^2}$
q_z	0.0072 kN/cm	0.0072 kN/cm	0.0108 kN/cm
q_y	0.04517 kN/cm	0.04517 kN/cm	0.06274 kN/cm

Tabelle 3.4: Stahlträger (IPE 140, $l=468\text{cm}$, $W_y = 12.3\text{cm}^3$, $W_z = 77.3\text{cm}^3$, $\sigma_{max} = 16\text{kN/cm}$): Randbedingungen, Bemessung und Belastung

sich der prüftechnische Aufwand reduzieren.

Im Anschluß daran wird untersucht, wie sich ein mit der Stablängsachse veränderndes Temperaturprofil auf die Versagenstemperaturen der Einfeldträger auswirkt. Die kritische Stahltemperatur wird in diesen Fällen analog zu DIN 4102 Teil 2 definiert als Mittelwert der Temperaturen an den Meßstellen in Balkenmitte und 0.5 m rechts und links davon.

In Tabelle 3.6 sind in Abhängigkeit von den unterschiedlichen Temperaturprofilen die Versagenstemperaturen der Träger 1 bis 3 dokumentiert. Das Profil III könnte eine "realistische" Temperaturverteilung darstellen. Der statisch bestimmte Träger zeigt in diesem Fall erwartungsgemäß eine etwas höhere Versagenstemperatur, da die Temperaturbeanspruchung insgesamt geringer ist.

Für statisch unbestimmt gelagerte Biegeträger dagegen ergeben sich wesentlich höhere kritische Stahltemperaturen, da in erheblichem Maße Lastumlagerungen in kältere Trägerabschnitte auftreten.

Darüber hinaus wird untersucht, wie die Versagenstemperatur des Trägers ansteigt, wenn die Beanspruchung des Stahlprofils nicht über die starke, sondern über die schwache Querschnittsachse erfolgt (vgl. Tabelle 3.4). Im zweiten Fall wurde erwartet, daß sich wegen des größeren plastischen Formbeiwertes ($\alpha_{pl} = M_{pl}/M_f \sim 1.6$) des Querschnittes größere plastische Tragreserven mobilisieren lassen. Eine rechnerische Simulation ergibt jedoch, daß bereits vor der Aktivierung dieser Reserven die kritische Durchbiegungsgeschwindigkeit erreicht wird.

Nach DIN 4102 Teil 2 ist bei der Brandprüfung von Bekleidungen in Verbindung mit Stahlträgern die Trägeroberseite durch Gasbetonplatten nach DIN 4223 [27] abzudecken und der Probekörper dann einer dreiseitigen Brandbeanspruchung auszusetzen. Dadurch erwärmt sich der Untergurt des Trägers stärker als der Obergurt. Unter der Voraussetzung einer linearen Temperaturverteilung zwischen beiden Flanschen entsteht über die Trägerhöhe ein Temperaturgradient. Dies führt nicht nur zu einer zusätzlichen Verbiegung des Trägers sondern auch zu einer Veränderung seines Tragverhaltens, da die Materialeigenschaften des Stahles temperaturabhängig sind. Über die Größenordnung des Gradienten sind in [26] einige Angaben zu finden. Lær hat in [5] untersucht, welchen Einfluß derartige Temperaturgradienten auf das Prüfungsergebnis haben können.

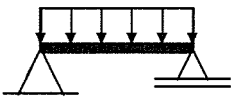
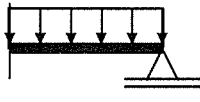
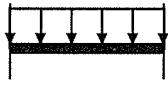
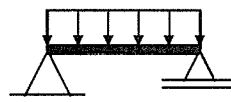
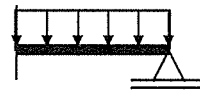
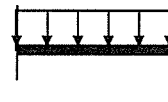
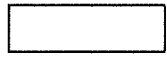
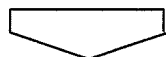
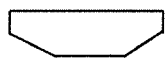
	Träger 1	Träger 2	Träger 3
Belastung [kN/cm]			
0.02259	640 °C	700 °C	
zul $q_{1/2} = 0.04517$	520 °C	620 °C	670 °C
zul $q_3 = 0.06776$	460 °C	550 °C	620 °C
0.08031		520 °C	600 °C
0.10552		460 °C	570 °C
0.13552			510 °C

Tabelle 3.5: Versagenstemperaturen von Stahlträgern IPE 140 in Abhängigkeit von den statischen Randbedingungen und dem Lastausnutzungsgrad

	Träger 1	Träger 2	Träger 3
Temperaturprofil			
	515 °C	620 °C	620 °C
	535 °C	≥ 750 °C	$\geq 750^{1)}$ °C
	535 °C	≥ 750 °C	$\geq 750^{1)}$ °C

1) Änderung des statischen Systems

Tabelle 3.6: Versagenstemperatur von Stahlträgern IPE 140 in Abhängigkeit von den statischen Randbedingungen und dem Temperaturprofil

Den FE-Berechnungen wurden die Abmessungen des Deckenprüfstandes der BAM zugrunde gelegt (s. Bild 3.1). Mit einer über die Höhe des Trägers linearen Temperaturverteilung wurde in [5] die Größe des zeitlich veränderlichen Temperaturgradienten für die einzelnen Untersuchungen so gewählt, daß bei Erreichen einer Schwerpunkttemperatur von 650 °C die Temperaturdifferenz (Unter- minus Oberkantentemperatur) am Träger 300 °C, 200 °C oder 100 °C betrug; das entspricht einer Temperaturdifferenz von ca. 48 %, 32 % bzw. 16 % der Schwerpunkttemperatur. Die Rechnungen beruhten außerdem auf der Annahme eines von der Temperatur unabhängigen thermischen Ausdehnungskoeffizienten ($\alpha_t = 0.000014$).

In Tabelle 3.7 sind die Ergebnisse dieser Studie eingetragen. Man findet dort zum Versagenzeitpunkt für die behandelten Normbrandversuche neben den Schwerpunkttemperaturen noch die Temperaturen an der Trägerunterkante. Aus dieser Tabelle ergibt sich, daß eine vorhandene Temperaturdifferenz zwischen Ober- und Untergurt erst einen signifikanten Einfluß auf die Versagenstemperatur und damit auf das Prüfungsergebnis der Normbrandversuche hat, wenn ihre Größenordnung mehr als 30% bezogen auf die Schwerpunkttemperatur beträgt. Eine Ursache ist zunächst darin zu suchen, daß infolge der Temperaturdifferenz zwischen Ober- und Untergurt eine zusätzliche, spannungsfreie Krümmung entsteht. Die Abnahme der Versagens-(Schwerpunkt-)Temperaturen als Folge einer stärkeren Gradientenbelastung ist damit allerdings nicht zu erklären.

Vielmehr ist der Grund für das Absinken der Versagenstemperatur in der unterschiedlichen, temperaturbedingten Entfestigung des Materials an der Ober- bzw. Unterkante des Querschnittes zu suchen. Der starke Abfall der Materialfestigkeit an der von der Temperatur höher beanspruchten Unterkante - z. B. durch einen früheren Plastizierungsbeginn - überwiegt gegenüber der geringeren Festigkeitsabnahme an der Profilloberseite, so daß mit wachsender Gradientenbelastung die kritische Durchbiegungsgeschwindigkeit bei niedrigeren Schwerpunkttemperaturen eintritt.

In der Prüfpraxis hat sich in Übereinstimmung mit [26] gezeigt, daß die Temperaturdifferenzen von Trägern, die bei der Prüfung des Brandverhaltens von Brandschutzbekleidungen verwendet werden, meistens kleiner als 30% der Schwerpunkttemperatur sind. Die errechneten Schwerpunkttemperaturen beim Versagen liegen, bezogen auf die Mindeststreckgrenze ($\beta_s = 24 \text{ kN/cm}^2$), zwischen 490 °C und 510 °C. Die Bandbreite der Untergurttemperaturen beträgt dagegen zu diesem Zeitpunkt $535 \text{ °C} \pm 25 \text{ °C}$. Sie hängt von der Größe des Temperaturgradienten und damit vom Wärmefluß durch die Gasbetonabdeckung ab.

Die Schwerpunkttemperatur sagt mehr aus als die Untergurttemperatur über die integrale Temperaturbeanspruchung eines Stahlträgers und damit über die Wirksamkeit bzw. die Wärmedämmeigenschaften von Brandschutzbekleidungen in Verbindung mit Stahlträgern. Für die Prüfpraxis wird daher vorgeschlagen, den Mittelwert der Schwerpunkttemperaturen zu verwenden, wenn Prüfungsergebnisse an Brandbekleidungen in Verbindung mit Stahlträgern unabhängig vom Temperaturgradienten und vom Temperaturprofil vergleichend gewertet werden sollen. Wegen der geringeren Bandbreite der Schwerpunkttemperaturen sollte darüber hinaus mit ihrer Hilfe auch die kritische Stahltemperatur von Stahlträgern definiert werden, wobei größere Temperaturgradienten durch einen Abminderungsfaktor $\beta(\Delta\Theta)$ berücksichtigt werden können.

$$\Theta_{krit}(\Delta\Theta) = \beta(\Delta\Theta) \cdot \Theta_{krit}(\Delta\Theta = 0) \quad (3.3)$$

Für die Stahlträger ergibt sich dieser Faktor mit Hilfe der Gleichung an (3.4), wobei $\Delta\Theta$ in % der Schwerpunkttemperatur angegeben wird.

$$\begin{aligned} \beta(\Delta\Theta) &= 1.0 && \text{für } \Delta\Theta \leq 17\% \\ \beta(\Delta\Theta) &= 1.0 - 0.3 \cdot \Delta\Theta/100 && \text{für } \Delta\Theta \geq 17\% \end{aligned} \quad (3.4)$$

Normbrand- versuch	$\Delta\Theta$ in [%] der Schwerpunktstemp.	$\Theta_{Schwerpunkt}$ [°C]	$\Theta_{Unterkante}$ [°C]
IPE 140	0	509	509
	16	507	547
	36	493	568
	48	450	553
I 280	0	511	511
	16	510	550
	32	498	574
	48	450	552
IPBv 220	0	511	511
	16	508	547
	32	491	566
	48	465	571

Tabelle 3.7: Temperatur zum Versagenszeitpunkt bei unterschiedlicher Temperatur-Gradientenbelastung - nach [5]

In Tabelle 3.8 sind die Versagenstemperaturen eingetragen, die sich einstellen, wenn ein statisch bestimmter bzw. statisch unbestimmter Träger zusätzlich zu der maximal zulässigen Streckenlast mit einem Temperaturgradienten beaufschlagt wird. Es ist nur auf den ersten Blick überraschend, daß der Temperaturgradient trotz der sich einstellenden Zwängungen keinen größeren Einfluß auf die kritische Stahltemperatur als bei statisch bestimmten Trägern hat.

Der Versagensvorgang soll am Beispiel des einseitig eingespannten Trägers (= Träger 2) diskutiert werde:

Dieser Balken wird zusätzlich zu einer Gleichstreckenlast von einer Temperaturdifferenz zwischen Ober- und Untergurt beansprucht, die 20% der Schwerpunktstemp. beträgt. Die Geschichte der ständigen Lastumlagerung ist für einen positiven Temperaturgradienten in Bild 3.4 und für einen negativen in Bild 3.5 dargestellt. Auf Grund der thermisch bedingten Verbiegung des Trägers bildet sich ein Biegemomentenzustand aus. Diese Momente addieren sich zu den bereits vorhandenen Schnittgrößen aus der Streckenlast und werden mit wachsenden Temperaturgradienten immer größer. Bei dem Biegeträger mit negativer Temperaturdifferenzenbelastung wird zuerst an der Einspannstelle die elastische Tragfähigkeit des Stahlprofils überschritten, das Moment wird plastisch und jede weitere Verbiegung des Trägers infolge der Gradientenbelastung erfolgt ab jetzt zwängungsfrei. Bei weiterer Steigerung der Temperatur wird das Tragverhalten des Balkens nur noch von der fortschreitenden, temperaturbedingten Materialentfestigung bestimmt. Die Aufnahmekapazität des plastischen "Gelenkes" nimmt stetig ab, d.h. das aufnehmbare Einspannmoment wird kleiner. Damit bauen sich auch die thermisch bedingten Schnittlasten wieder ab. Wird die Größe des Einspannmomentes des Ausgangszustandes unterschritten, so vergrößert sich von nun an das Feldmoment, bis auch hier die Momententragfähigkeit des Querschnittes erreicht ist und der Träger versagt.

Das in Tabelle 3.8 dokumentierte Absinken der Versagenstemperatur mit wachsender, auf den Schwerpunkt bezogener Temperaturdifferenz ist dagegen auch hier nur darauf zurückzuführen, daß in den wärmeren Querschnittsbereichen die Materialentfestigung bereits weiter fortgeschritten ist als in den kälteren.

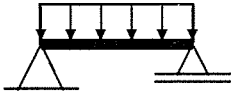
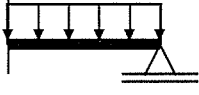
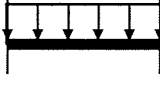
	Träger 1		Träger 2		Träger 3	
						
	Stahltemperaturen in [°C]					
$\Delta\Theta$	Θ_{krit}	$\Theta_{max}/\Theta_{min}$	Θ_{krit}	$\Theta_{max}/\Theta_{min}$	Θ_{krit}	$\Theta_{max}/\Theta_{min}$
0 %	515	515/515	620	620/620	620	620/620
10 %	515	540/490	610	640/580	615	645/585
20 %	510	560/460	600	660/540	610	670/550
40 %	480	575/385	580	696/464	595	715/476

Tabelle 3.8: Versagenstemperaturen von Stahlträgern IPE 140 Abhängigkeit vom Temperaturgradienten und ihrem Grad der statischen Unbestimmtheit

Der Einfluß der aktuellen Streckgrenze $\beta_{s;a}$ bei Raumtemperatur auf die kritische Stahltemperatur der Träger ist Gegenstand einer weiteren Parameterstudie. Die Abhängigkeit der temperaturabhängigen Materialkennlinien für Baustahl von der aktuellen Streckgrenze $\beta_{s;a}$ ist bisher jedoch - abgesehen von einigen Angaben in [1] - nicht systematisch untersucht worden. Deshalb sollen im folgenden zwei physikalisch plausible Ansätze, die sich jedoch grundsätzlich von einander unterscheiden, jeweils als Grundlage für eine Parameterstudie dienen. Folgende Bezeichnungen werden dabei verwendet:

$$\begin{aligned} \beta_{s;a} &= \text{aktuelle Streckgrenze bei Raumtemperatur (=RT)} \\ \beta_s &= 24 \text{ kN/cm}^2 = \text{Mindeststreckgrenze bei RT} \\ \sigma_{s;a}(\Theta) &= \text{aktuelle temperaturabhängige Proportionalitätsgrenze} \\ \sigma_s(\Theta) &= \text{temperaturabhängige Proportionalitätsgrenze, wenn } \beta_s = 24 \text{ kN/cm}^2 \\ \alpha &= \beta_{s;a} / \beta_s \end{aligned}$$

Ansatz a) Die Materialkennlinien jeder Temperaturstufe werden um den Faktor α verzerrt, so daß sich im elastisch- plastischen Bereich das Verfestigungsverhalten des Baustahles um diesen Faktor verändert. Gegenüber Gleichung (2.1) soll also folgende modifizierte $\sigma - \epsilon$ -Beziehung gelten:

$$\sigma_{s;a}(\Theta) = \alpha \cdot \sigma_s(\Theta) \quad \text{und} \quad \sigma_a(\epsilon_{pl}, \Theta) = \alpha \cdot \sigma(\epsilon_{pl}, \Theta) \quad (3.5)$$

Ansatz b) Die aktuelle Streckgrenze $\beta_{s;a}$ beeinflusst nur die Größe der Proportionalitätsgrenze $\sigma_s(\Theta)$ der jeweiligen temperaturabhängigen Materialkennlinien um den Faktor α . Dagegen verlaufen im elastisch-plastischen Bereich die $\sigma - \epsilon$ - Beziehungen wie in Bild 2.3 dargestellt, jedoch entsprechend parallel verschoben. Dadurch spreizen sich die Kennlinien in den einzelnen Temperaturstufen zwar auf, ihr Verfestigungsverhalten ändert sich jedoch nicht. Im Vergleich zu Gleichung (2.1) soll also folgende modifizierte $\sigma - \epsilon$ -Beziehung gelten:

$$\sigma_{s;a}(\Theta) = \alpha \cdot \sigma_s(\Theta) \quad \text{und} \quad \sigma_a(\epsilon_{pl}, \Theta) = \sigma(\epsilon_{pl}, \Theta) + \sigma_s(\Theta) \cdot (\alpha - 1) \quad (3.6)$$

Für den Sonderfall ($\beta_{s,a} = 24 \text{ kN/cm}^2$) gehen die Gleichungen (3.5) und (3.6) in Gleichung (2.1) über.

Die Ergebnisse dieser Studie sind für einen Stahlträger IPE 140 unter den statischen Randbedingungen des Deckenprüfstandes der BAM in den Bildern 3.6 und 3.7 graphisch veranschaulicht. Aus diesen Darstellungen geht hervor, daß bei der Prüfung des Brandverhaltens von Bekleidungen in Verbindung mit Stahlträgern das Prüfungsergebnis von den mechanischen Eigenschaften (=aktuelle Streckgrenze) des Stahlprofils (=Prüfkörper) beeinflusst wird.

In ISO 834 [28] sind neben der kritischen Durchbiegungsgeschwindigkeit auch die übrigen von Robertson-Ryan in [32] vorgeschlagenen Versagenkriterien angegeben, d.h. die minimalen bzw. maximalen Grenzwerte f_{min} bzw. f_{max} für die Durchbiegung in Feldmitte.

- $f_{max} \geq l^2/400h$ (=39.1 cm beim Deckenprüfstand der BAM) bzw.
- $\Delta f / \Delta t \geq l^2/9000h$, wobei $f \geq 1/30$ (=15.6 cm beim Deckenprüfstand der BAM)

In Tabelle 3.9 sind die zu den Bildern 3.6 und 3.7 korrespondierenden Versagenstemperaturen nach dem Robertson-Ryan-Kriterium $\Theta_{krit,RR}$ mit der zugehörigen Mittendurchsenkung f in Abhängigkeit von der aktuellen Streckgrenze $\beta_{s,a}$ bei Raumtemperatur eingetragen.

Zusätzlich sind dort die Stahltemperaturen Θ_{krit} zusammengestellt, bei denen sich die minimalen und maximalen Grenzwerte f_{min} bzw. f_{max} für die Durchbiegung in Feldmitte ergeben. Prüft man also nach ISO 834, so stellen sich höhere Versagenstemperaturen ein, da der Grenzwert für die erforderliche Mindestdurchbiegung maßgebend ist. Darüber hinaus wird in diesem Fall als Versagenszustand ein fester Deformationszustand vorgegeben. Dadurch ergibt sich unabhängig von der aktuellen Streckgrenze des Prüfkörpers eine gleichartige mechanische Beanspruchung der Brandschutzbekleidung im Versagensfall.

Je nach aktueller Streckgrenze befinden sich die Versagenstemperaturen in einem $100 \text{ }^\circ\text{C}$ (Gl.(3.5)) bzw. $40 \text{ }^\circ\text{C}$ (Gl.(3.6)) breiten Band, wobei sich bei Berechnungen nach Ansatz a) dieselben Versagenstemperaturen ergeben wie bei einer entsprechenden Reduzierung des Lastausnutzungsgrades.

Um zu vermeiden, daß die Prüfungsergebnisse von der aktuellen Streckgrenze $\beta_{s,a}(RT)$ des Prüfkörpers beeinflusst werden, wird die Prüfkraft der aktuellen Streckgrenze des Stahlträgers folgendermaßen angepaßt:

$$F_{Neu} = \alpha \cdot F \quad (3.7)$$

Aus Bild 3.6 geht hervor, daß sich für diesen Fall mit dem Ansatz nach Gleichung (3.5) unabhängig von der aktuellen Streckgrenze gleich große Versagenstemperaturen einstellen.

Wird die aktuelle Streckgrenze bei den temperaturabhängigen Materialkennlinien dagegen nach Gleichung (3.6) berücksichtigt, so zeigt Bild 3.7, daß mit steigender Streckgrenze die Versagenstemperatur abnimmt. Dies hängt damit zusammen, daß bei einer Vergrößerung der aktuellen Streckgrenze die Spreizung der temperaturabhängigen Materialkennlinien untereinander zunimmt, sich ihre Steigung jedoch nicht dementsprechend ändert.

In einer weiteren Untersuchung wird daher für diesen Fall in Abhängigkeit von der aktuellen Streckgrenze des Stahles $\beta_{s,a}$ ein Lastmultiplikator α_k ermittelt, mit dessen Hilfe sich, je nachdem welches Versagenkriterium maßgebend ist, bei Trägern IPE 140 unabhängig von ihrer Streckgrenze dieselben kritischen Stahltemperaturen ergeben, wie sie sich für $\beta_s = 24 \text{ kN/cm}^2$ einstellen würden. Zwischen den rechnerisch gefundenen Einzelwerten für den Lastkorrekturfaktor und der aktuellen Streckgrenze $\beta_{s,a}$ besteht ein fast linearer Zusammenhang. Er läßt sich durch die Ausgleichsgrade nach Gleichung (3.8) approximieren:

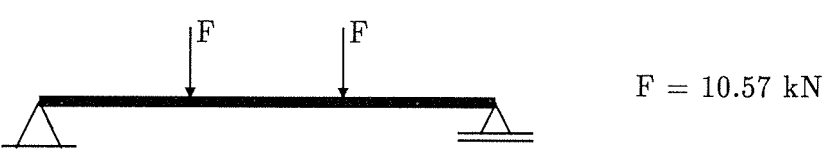
								
$\beta_{s,a}$ kN/cm^2	$\sigma - \epsilon$ nach Gleichung 3.5				$\sigma - \epsilon$ nach Gleichung 3.6			
	Θ_{krit} RR [°C]	f cm	Θ_{krit} f_{min} [°C]	Θ_{krit} f_{max} [°C]	Θ_{krit} RR [°C]	f cm	Θ_{krit} f_{min} [°C]	Θ_{krit} f_{max} [°C]
20	500	19.3	495	540	490	22.4	490	515
22	505	13.9	510	550	505	17.2	505	535
24	510	12.1	520	555	510	12.1	520	555
28	520	10.4	535	565	535	12.3	545	580
32	530	9.8	545	570	565	16.1	565	600
36	535	9.3	550	575	585	16.6	585	620

Tabelle 3.9: Versagenstemperaturen von Stahlträgern IPE 140 nach den Versagenskriterien der ISO 834 und die zugehörige Mittendurchsenkung in Abhängigkeit von der aktuellen Streckgrenze $\beta_{s,a}$


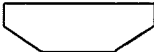
$$\alpha_k = (0.52 + 0.48 \cdot \frac{\beta_{s;a}}{24.0}) \quad (3.8)$$

Die Belastung ergibt sich damit zu:

$$F_{neu} = (0.52 + 0.48 \cdot \frac{\beta_{s;a}}{24.0}) \cdot F \quad (3.9)$$

Setzt man also voraus, daß sich die elastisch-plastischen Eigenschaften des Baustahles mit den temperaturabhängigen Kennlinien nach Gleichung (3.6) in Verbindung mit Bild 2.1 beschreiben lassen, so muß man die Prüflast bei der Prüfung des Brandverhaltens von Bekleidungen in Verbindung mit Stahlträgern IPE 140 in Abhängigkeit von der aktuellen Streckgrenze mit Hilfe dieses Lastmultiplikators α_k korrigieren, um unabhängig von der aktuellen Streckgrenze des Prüfkörpers gleichgroße Versagenstemperaturen zu erhalten. Darüber hinaus wird dadurch sichergestellt, daß das Bekleidungsmaterial während des Brandversuches gleichartigen mechanischen Beanspruchungen unterliegt.

In einer abschließenden Studie werden beispielhaft die Versagenstemperaturen eines Dreifeldträgers IPE 550 berechnet, für den die zulässigen Verkehrslasten nach der alten Vorschrift DIN 1050 und nach den verschiedenen Verfahren der (E)DIN 18000 bestimmt worden waren (s. Bild 3.8). Als Versagenkriterium wird die kritische Durchbiegungsgeschwindigkeit gewählt. Die Temperaturbelastung wird dabei einmal konstant und ein anderes Mal "realistisch" (= Temperaturprofil III in Tabelle 3.6) über die Stablängsachse angenommen.

Temperaturprofil	Bemessungsverfahren				
	DIN 1050	(E)DIN 18800			
		7.4.2	7.4.3 *	7.4.3 **	7.4.4
	580 °C	590 °C	570 °C	540 °C	520 °C
	650 °C	665 °C	650 °C	620 °C	580 °C

*) mit Momentenumlagerung

**) ohne Momentenumlagerung

Tabelle 3.10: Versagenstemperatur eines Dreifelderträgers IPE 550 in Abhängigkeit vom Bemessungsverfahren

In Tabelle 3.10 sind die sich ergebenden Versagenstemperaturen gegenübergestellt. Sie reduzieren sich im Vergleich zu früher um bis zu 60 °C (Verf. "Plast.-Plast.").

3.3 Stahlstützen

Die Brandprüfung von Bekleidungen in Verbindung mit Stahlstützen erfolgt nach Abschnitt 7.3 der DIN 4102 Teil 2. Die Prüfungen werden stellvertretend an den Profilen IPE 220 bzw. IPBl 140, IPB 180 und IPBv 200 durchgeführt. Die beflammete Stützenlänge muß nach dieser Norm mindestens 3,0 m betragen. Die statische Länge liegt in den deutschen Prüfständen zwischen 360 cm und 385 cm. Die Probestütze wird bis jetzt mit der rechnerisch zulässigen Last (LF HZ) nach DIN 1050 [21] und DIN 4114 [22] beansprucht. Der Einbau in den Prüfstand wird so vorgenommen, daß die thermische Ausdehnung nicht behindert wird und das Versagen um die schwache Achse erfolgt, wobei die statischen Randbedingungen dem 3. Eulerfall entsprechen. Als Versagenszeitpunkt wird angesehen, wenn die thermische Ausdehnung der Stütze um 2 mm zurückgegangen ist oder wenn der Hydraulikzylinder des Prüfstandes wegen der großen Verformungsgeschwindigkeit des Probekörpers nicht mehr in der Lage ist, die erforderliche Belastung zu realisieren. Unabhängig vom tatsächlichen Tragkraftverlust wird z.Zt. jedoch als Feuerwiderstandsdauer die Zeitdauer bis zum Erreichen einer mittleren Stahltemperatur von 500 °C definiert.

Zunächst werden in Anlehnung an Lär [5] Stahlstützen untersucht, die in ihren Abmessungen dem Versuchsaufbau des Stützenprüfstandes der BAM (s. Bild 3.9) entsprechen. Sie haben jeweils eine Länge von $l = 3,60$ m. In einem ersten Schritt wird das Tragverhalten der drei Normprofile untersucht. Um die bei anderen Materialprüfämtern vorliegenden Verhältnisse zu berücksichtigen, werden darüber hinaus bei dieser Untersuchung die Stützenlängen ($l = 3.6\text{m}/4.7\text{m}/5.7\text{m}$) und die statischen Randbedingungen (Eulerfall 3 bzw. Eulerfall 4) variiert. Belastet sind die Stützen mit der jeweils nach DIN 1050 und DIN 4114 maximal zulässigen, zentrisch wirkenden Einzellast. Außerdem wird angenommen, daß die Temperaturverteilung im Querschnitt und in Längsrichtung

Länge [m]	Profil	Eulerfall 3		Eulerfall 4	
		Θ_{krit} [°C]	λ	Θ_{krit} [°C]	λ
3.6	IPE 220	540	103	510	73
	IPB 180	480	56	460	39
	IPB 200	470	48	460	34
4.7	IPE 220	580	134	520	95
	IPB 180	510	73	470	51
	IPB 200	490	63	470	47
5.7	IPE 220	600	163	540	115
	IPB 180	520	88	490	62
	IPB 200	510	77	470	54

Tabelle 3.11: Berechnete Versagenstemperaturen von Stahlstützen im Normbrandversuch

der Stütze konstant ist. In Tabelle 3.11 sind die Ergebnisse zusammengestellt. Die berechneten Versagenstemperaturen liegen in einer Größenordnung, wie sie auch bei Normbrandversuchen erzielt werden. Bei der rechnerischen Simulation des Tragverhaltens der Stützen werden alternativ zwei Versagenskriterien verwendet: Entweder

- beträgt der Rückgang der rechnerisch ermittelten Längenänderung der Stütze wie beim Normbrandversuch 2 mm, oder aber
- die Tangentensteifigkeitsmatrix wird singulär, d.h. die Steifigkeit der Stütze ist so weit reduziert, daß ihre kritische Last in den Bereich der Bemessungslast abgesunken ist.

Die zugehörige Stahltemperatur wird auch bei den Stützen als kritische Stahltemperatur bzw. als Versagenstemperatur bezeichnet.

Ausgehend von den Profilen, ihrer Biegeachse und dem Bereich der Stützenschlankheit, die bei Normbrandprüfungen untersucht werden, soll darüber hinaus geklärt werden, inwieweit die Prüfungsergebnisse auf andere Belastungs- und Einbausituationen extrapoliert werden dürfen. Hoffend, Kordina u. Meyer-Ottens haben bereits 1984 [1] im Hinblick auf die drei verschiedenen in Deutschland betriebenen Stützenprüfstände untersucht, welche Versagenstemperaturen zu erwarten sind, wenn die Lagerungsbedingungen, die Lastausmitte, die Biegeachse und der Profiltyp verändert werden. Einen Auszug aus dieser numerischen Untersuchung enthält Bild 3.10 wobei die Temperaturbelastung analog zu Bild 3.14 angesetzt wurde. Bemessungsgrundlage waren damals DIN 1050 und DIN 4114. Um diese bereits vorliegenden Erkenntnisse in diesen Bericht einzuarbeiten, wurden diese Untersuchungen stichpunktartig nachvollzogen (s. Bild 3.10). Ein Vergleich zeigt, daß sich mit dem hier verwendeten Simulationsverfahren bei zentrisch belasteten Stützen, die um die schwache Achse ausknicken und entsprechend dem Eulerfall 3 gelagert sind, im unteren Schlankheitsbereich etwas höhere Versagenstemperaturen ergeben als Hoffend et al. in [1] angegeben

haben. Vermutlich sind dafür die unterschiedlichen Materialkennlinien sowie die Eigenspannungszustände verantwortlich, die dort bei den rechnerischen Simulationen verwendet bzw. berücksichtigt wurden.

λ	20.00	35.00	56.00	87.00	154.00	200.00
s_{ky}	217.00	379.00	607.00	942.00	1668.00	2167.00
s_{kz}	129.30	226.20	362.00	562.40	995.40	1292.80
N	33822.08	11043.94	4314.04	1787.40	570.45	338.22
λ^*	0.22	0.39	0.62	0.96	1.70	2.21
κ	0.99	0.93	0.83	0.62	0.28	0.18
$e/b = e/h = 0.0$ zentrisch						
N_y	1100.04	1032.31	917.66	690.24	308.60	194.66
N_z	1096.36	1002.25	858.19	623.97	285.46	182.99
$e/b = e/h = 0.01$; $e = 0.18$ cm exzentrisch						
N_y	964.00	906.00	806.50	609.00	258.00	169.00
M_y	173.50	163.00	145.00	110.00	46.00	30.00
$e/b = e/h = 0.05$; $e = 0.9$ cm exzentrisch						
N_y	880.80	833.00	747.50	575.00	251.00	166.00
M_y	792.80	750.00	673.00	517.00	226.00	150.00
N_z	795.00	737.00	642.00	485.00	247.50	164.00
M_z	715.60	663.00	578.00	436.50	222.80	148.00
$e/b = e/h = 0.1$; $e = 1.8$ cm exzentrisch						
N_y	795.00	755.80	685.00	537.00	244.00	163.00
M_y	1431.00	1360.50	1233.00	966.50	439.00	293.00
N_z	661.00	620.00	552.00	431.00	232.00	157.70
M_z	1190.00	1116.00	993.00	777.00	419.00	284.00

Tabelle 3.12: Stahlstütze (IPB 180): Biegung um die starke bzw. schwache Achse, Bemessung nach (E)DIN 18 800 und Belastung (kN, cm)

Außerdem wird für eine konstante Temperaturverteilung der Einfluß der Lastexzentrizität auf die Versagenstemperatur untersucht (s. Bild 3.11). Anschließend wird eine analoge Parameterstudie (vgl. Tabelle 3.12) auf der Grundlage einer Bemessung nach dem vereinfachten Nachweisverfahren der (E)DIN 18800 Teil 2 [24] durchgeführt. Dadurch werden die Stützen im kleineren und mittleren Schlankheitsbereich um ca. 10 % mehr beansprucht als bei einer Bemessung nach DIN 4114. Die Temperaturbeanspruchung wird ebenfalls als konstant angenommen. Die Biegebeanspruchung der Stütze erfolgt jeweils getrennt um die starke und um die schwache Achse des Querschnitts. Bei der rechnerischen Simulation werden Imperfektionsannahmen nicht getroffen, um einen eindeutigen Bezug zu den Druckgliedern herzustellen, die entsprechend den alten DIN-Vorschriften ausgelegt worden sind. Die Ergebnisse sind in Bild 3.12 eingetragen und man sieht durch einen Vergleich mit Bild 3.11, daß durch die neuen Bemessungsvorschriften die Versagenstemperaturen im unteren Schlankheitsbereich abnehmen und somit die Traglastreserven der Stützen im Brandfall geringer werden. Im vorliegenden Fall handelt es sich beim Versagen der zentrisch belasteten Stütze um ein Verzweigungsproblem, das sich beim Auftreten von plastischen Dehnungen durch die Gleichung (3.10) beschreiben läßt:

$$\sigma_{krit} = \frac{\pi^2}{\lambda^2} \cdot T_{krit} \quad (3.10)$$

Dabei wird T_{krit} als der kritische Engeßermodul bezeichnet. Er berechnet sich zu

$$T_{krit} = \frac{1}{I} \cdot (E_1(\Theta_{krit}) \cdot I_D + E(\Theta_{krit}) \cdot I_Z) \quad (3.11)$$

mit dem Tangentenmodul E_1 an die bei der kritischen Temperatur Θ_{krit} maßgebenden $\sigma - \epsilon$ -Beziehung und dem korrespondierenden Elastizitätsmodul E . Die Trägheitsmomente der Druck- bzw. Zugzone sind mit I_D bzw. I_Z bezeichnet und das Gesamträgheitsmoment des Querschnittes mit I .

Die Versagenstemperatur Θ_{krit} der Stützen wird maßgebend bestimmt von der anliegenden Druckspannung σ_{vorh} , vom Schlankheitsgrad λ und vom Engeßermodul T . Mit steigender Temperatur nimmt die Materialentfestigung des Baustahles zu. Im Versagenszustand sind der Elastizitätsmodul E und der Tangentenmodul E_1 an die maßgebende Spannungs-Dehnungs-Linie im plastischen Bereich gerade so groß geworden, daß sich aus ihnen ein kritischer Engeßermodul T_{krit} ergibt, der genauso groß ist wie derjenige, der sich aus der vorhandenen Spannung und dem Schlankheitsgrad bei Raumtemperatur durch Umrechnung der Gleichung (3.10), d.h. durch

$$T_{krit} = \frac{\lambda^2}{\pi^2} \cdot \sigma_{krit} = \frac{\lambda^2}{\pi^2} \cdot \sigma_{vorh} \quad (3.12)$$

ableiten läßt. Zu Gleichung (3.12) ist anzumerken, daß im Versagensfall die anliegende Spannung σ_{vorh} gerade der kritischen Spannung σ_{krit} entspricht. Der entsprechende Tangentenmodul T_{krit} wird kritischer Tangentenmodul genannt. Wird während der Temperaturerhöhung dieser kritische Tangentenmodul unterschritten, tritt der Verzweigungsfall ein. Da mit steigendem Schlankheitsgrad der Engeßermodul und damit auch der Tangentenmodul größer werden, reduziert sich gleichzeitig die Fähigkeit der Stahlstütze, plastische Dehnungen aufzunehmen. Im Versagensfall treten daher zunehmend weniger plastische Dehnungen auf. Bild 3.12 zeigt darüber hinaus aber auch, daß bereits durch die Annahme einer geringen Exzentrizität der Last (z.B. $e/b = 0.01$) die Versagenstemperaturen im unteren Schlankheitsbereich erheblich anwachsen.

Den Bildern 3.11 und 3.12 ist gemeinsam, daß die Versagenstemperaturen im Bereich kleiner bezogener Schlankheiten absinken, bei $\lambda^* \sim 0.35$ ein Minimum erreichen und dann mit zunehmender Schlankheit wieder ansteigen. Der zunächst monoton fallende Verlauf der Versagenstemperaturen tritt dort auf, wo die vorhandene Normalkraft in erster Linie gegen die plastische Grenzlast abgesichert wird. Dieses Verhalten ist eng verbunden mit den verwendeten temperaturabhängigen Materialkennlinien: Sie verlaufen in dem hier interessierenden Temperaturbereich zwischen $350\text{ }^\circ\text{C}$ und $450\text{ }^\circ\text{C}$ ab einer Dehnung von etwa 1% fast parallel zueinander, d.h. sie weisen bei gleichen Dehnungen einen etwa gleich großen Tangentenmodul E_1 auf. Die maximal zulässige Spannung wird mit wachsender Schlankheit geringer.

Gleichzeitig steigt aber der zugehörige kritische Engeßermodul T_{krit} überproportional an, weil er vom Schlankheitsgrad quadratisch abhängig ist. Dadurch wird bei einem nur unerheblich veränderten Elastizitätsmodul der kritische Tangentenmodul E_1 , d.h. die Steigung der Tangente an die zum Versagen maßgebende Materialkennlinie (s. Bild 2.2) ebenfalls überproportional größer und die aufnehmbaren plastischen Dehnungen gehen entsprechend zurück. Dies hat zur Folge, daß bei gedrungenen Stützen die Versagenstemperatur zunächst absinkt, wenn man die Schlankheit vergrößert. Schließlich tritt der Tragkraftverlust bereits bei kleinen plastischen Dehnungen im Übergangsbereich vom elastisch-plastischen zum elastischen Materialverhalten der beim Versagen maßgebenden $\sigma - \epsilon$ -Beziehung ein. Hier erreicht die Versagenstemperatur ihr Minimum.

Bei weiterer Steigerung der Schlankheit stellt sich ein kritischer Tangentenmodul ein, der in Verbindung mit dem entsprechenden Elastizitätsmodul nur noch die Aufnahme von sehr kleinen plastischen Dehnungen zuläßt. Damit rückt die Absicherung der anliegenden Druckkraft gegen Stabilitätsversagen in den Vordergrund. Die Versagenstemperaturen steigen daher mit wachsender Schlankheit wieder an.

Für den Lastausnutzungsgrad $F/F_u = 0.56$ sind in Bild 3.15 die Ergebnisse des Bildes 3.12 eingetragen, wobei unter F_u die Traglast verstanden wird. Man sieht bei dieser Darstellungsweise, daß bis zu einem bezogenen Schlankheitsgrad von $\lambda^* \sim 1.2$ die Versagenstemperaturen der Stützen immer zwischen den temperaturabhängigen Verläufen der Proportionalitätsgrenze und der Fließspannung σ^* liegen. Erst bei größeren Schlankheiten, d.h. wenn Stabilitätsversagen maßgebend wird, liegen die Versagenstemperaturen außerhalb dieses Bereiches

In Bild 3.13 werden die Versagenstemperaturen verglichen, die sich für eine zentrisch belastete Stütze in Abhängigkeit von der Schlankheit ergeben, wenn den entsprechenden Traglastuntersuchungen entweder die Materialkennlinien nach Bild 2.3 oder die temperaturabhängigen Materialkennlinien des Eurocode III Teil 10 [18] (Bild 2.7) zugrunde liegen. Da die "Eurocode"-Kurve größtenteils etwas niedriger als die bisherige liegt und darüber hinaus etwas nach rechts verschoben ist, wird das Minimum erst bei $\lambda^* \sim 0.6$ erreicht. Außerdem weisen die vom Eurocode vorgeschlagenen $\sigma - \epsilon$ -Beziehungen gerade im Bereich zwischen $350\text{ }^\circ\text{C}$ und $500\text{ }^\circ\text{C}$ bei niedrigerer Streckgrenze ein stärkeres Verfestigungsverhalten auf als die Kennlinien, die hier verwendet wurden - siehe Bild 2.8.

Darüber hinaus haben die im Rahmen des Forschungsprojektes [33] durchgeführten numerischen Untersuchungen im Unterschied zu [1] und teilweise auch zu [5] zu folgenden Ergebnissen geführt:

- Die Versagenstemperaturen von zentrisch belasteten Stahlstützen sind bei vorgegebenem Schlankheitsgrad unabhängig von der Biegeachse des Querschnitts.
- Die Versagenstemperaturen von zentrisch belasteten Stahlstützen sind bei vorgegebenem Schlankheitsgrad unabhängig von den statischen Randbedingungen.
- Die Versagenstemperaturen von exzentrisch belasteten Stahlstützen sind dagegen abhängig von der Biegeachse des Querschnitts, um die Lastausmitte wirkt. Ve-

Temperaturprofil	Versagenstemperatur [$^{\circ}C$]			
	IPB 180		IPB 200	
	Θ_{krit}	Θ_{max}	Θ_{krit}	Θ_{max}
I	480	480	470	470
II	492	522	481	510
III	490	520	481	510
IV	475	660	468	650

Tabelle 3.13: Kritische und maximale Stahltemperaturen von Stahlstützen bei verschiedenen Temperaturprofilen, System Eulerfall 3, Stützenlänge $l = 3.6 \text{ m}$ - nach [5],

rantwortlich für dieses Verhalten ist der plastische Formbeiwert α_{pl} , der von der Biegeachse abhängig ist.

- $\alpha_{pl} \sim 1.1$: Biegung um die starke Querschnittsachse (I)
- $\alpha_{pl} \sim 1.6$: Biegung um die schwache Querschnittsachse (H)

Dadurch werden beim Versagensvorgang unterschiedlich große Tragkraftreserven mobilisiert.

Bei den Stützenbrandversuchen ist die Temperaturverteilung in Stützenlängsrichtung nicht konstant. In Bild 3.14 ist das für den Prüfstand der BAM zum Versagenszeitpunkt der Stützen charakteristische Profil der Stahltemperaturen dargestellt. Zusätzlich ist in dieses Bild ein äquivalenter, konstanter Temperaturverlauf eingetragen, der denselben Mittelwert aufweist. Um die Auswirkung unterschiedlicher Temperaturprofile auf die Versagenstemperatur zu überprüfen, untersuchte Lär in [5] den Einfluß eines Temperaturprofils in Längsrichtung der Stütze. Dazu wurden Stützen rechnerisch vier unterschiedlichen Temperaturbeanspruchungen ausgesetzt. Neben einer über die Länge konstanten Temperatur (=Temperaturprofil I) ist dies der Temperaturverlauf nach Bild 3.14 (=Temperaturprofil II), der sich bei Prüfungen im Stützenprüfstand der BAM ergibt.

Ein weiterer Temperaturverlauf ist mit dem in Stützenlängsrichtung vertauschten Temperaturprofil II (=Temperaturprofil III) und ein vierter mit einer dreiecksförmigen Verteilung (=Temperaturprofil IV) mit dem Maximalwert in Stützenmitte vorgegeben. Als Versagenstemperatur wird gemäß DIN 4102 Teil 2 der Mittelwert aus den Stahltemperaturen genommen, die im Versagenszustand in den Viertelpunkten und in halber Höhe bezogen auf den Brandraum (s. Bild 3.14) gemessen werden. In Tabelle 3.13 ist das Resultat dieser Untersuchung zusammengefaßt. Ergänzend wurden die sich in den 4 Fällen ergebenden maximalen Stahltemperaturen Θ_{max} eingetragen.

Bei dem Temperaturprofil II stimmt das Rechenergebnis sehr gut mit den in der BAM vorliegenden Prüferfahrungen von ca. $490 \text{ }^{\circ}C$ für die IPB 180-Profile und $480 \text{ }^{\circ}C$ für die IPB_v 200-Profile überein.

Temp.- profil	bezogener Schlankheitsgrad λ^*						
		0.26	0.35	0.51	0.75	1.08	1.52
I	Θ	480 °C	470 °C	470 °C	495 °C	530 °C	570 °C
	$\Theta_m^{1)}$	514 °C	492 °C	470 °C	503 °C	525 °C	558 °C
II	Θ_1	470 °C	450 °C	430 °C	460 °C	480 °C	510 °C
	Θ_2	526 °C	504 °C	481 °C	515 °C	537 °C	571 °C
	Θ_3	545 °C	522 °C	499 °C	533 °C	557 °C	591 °C

1) mittlere Stahltemperatur $\Theta_m = (\Theta_1 + \Theta_2 + \Theta_3)/3$ entspr. Bild 3.13

Tabelle 3.14: Vergleich der kritischen Stahltemperaturen von Stützen IPB 180 in Abhängigkeit vom Temperaturprofil (I = konstant bzw. II = "realistisch") mit dem bezogenen Schlankheitsgrad λ^* als Parameter (Bemessung nach DIN 1050/4114)

Die aktuell vorhandene Temperaturverteilung hat bei den hier untersuchten Stützen auf die als Mittelwert definierte kritische Stahltemperatur weniger Einfluß als auf den von der Stütze maximal aufnehmbaren Wert. Beim Übergang vom Temperaturprofil I zum Temperaturprofil II, was dem Unterschied zwischen den ursprünglich in den Prüfständen vorgesehenen Temperaturverhältnissen und den wirklich vorhandenen entspricht, erhöht sich die Versagenstemperatur nur ca. 2 °C. Die Berechnung mit den Temperaturprofilen II und III, durch die recht gut die verschiedenen thermischen Verhältnisse in den Brandöfen der einzelnen Prüfämter abgedeckt werden (vgl. [1]), führen im Rahmen der Ergebnisgenauigkeit zu gleichen Versagenstemperaturen.

In der Tabelle 3.14 sind exemplarisch zu einer Bemessung nach DIN 1050/4114 die kritischen Stahltemperaturen für das konstante bzw. "realistische" Temperaturprofil in Abhängigkeit vom bezogenen Schlankheitsgrad eingetragen. Man sieht, daß sich bei Stützen mit großen bezogenen Schlankheitsgraden die Versagenstemperaturen aufgrund einer "realistischen" Temperaturverteilung verringern. Eine Abhängigkeit von den statischen Randbedingungen besteht jedoch nicht.

Das Bild 3.15 zeigt für jeweils ein fest gewähltes λ^* die kritische Stahltemperatur in Abhängigkeit vom Lastausnutzungsgrad F/F_u als nahezu lineare Funktion mit gleich großer negativer Steigung. In dem hier betrachteten Bereich des Lastausnutzungsgrades und des bezogenen Schlankheitsgrades λ^* hängt die Änderung von Θ_{krit} nur unwesentlich von λ^* ab.

Außenstützen und Stützen am Rand von Brandabschnitten werden im Brandfall häufig nur ein- bis dreiseitig beflammt, so daß sich in ihrem Inneren ein Temperaturgradient in Stützenquerrichtung von innen nach außen ausbildet, was zu temperaturbedingten Verbiegungen führt. Exemplarisch sind in Bild 3.16 die berechneten Versagenstemperaturen von Stützen aufgetragen, die unten eingespannt und oben gelenkig gelagert sind (Eulerfall 3, $\lambda^* = 0.51$), unter der maximal zulässigen Last stehen und zusätzlich zu einer gleichmäßigen Temperaturbelastung mit einer Temperaturdifferenz zwischen Ober- und Untergurt von 20 % bezogen auf die Schwerpunkttemperatur beaufschlagt sind. Bei der Vorgabe der Exzentrizitäten werden zwei Fälle unterschieden: Wirkung der Exzentrizität im gleichen und im entgegengesetzten Sinn wie die thermisch bedingte Verbiegung. Verglichen mit den gleichmäßig thermisch belasteten Stützen ergeben sich im vorliegenden Fall

in Abhängigkeit vom Vorzeichen der Lastausmitte um ca. $25\text{ }^{\circ}\text{C}$ höhere bzw. niedrigere Versagenstemperaturen, d.h. je nach Vorzeichen des Temperaturgradienten und der Lastexzentrizität nimmt die Versagenstemperatur um ca. $25\text{ }^{\circ}\text{C}$ zu bzw. ab.

Erklären läßt sich dieser Einfluß des Temperaturgradienten auf die Versagenstemperatur der Stütze durch die Einspannung am Stützenfuß, die die thermische Verbiegung der Stütze behindert. Dadurch baut sich in Stützenlängsrichtung ein Biegemomentenverlauf auf, der sich mit dem bereits vorhandenen Schnittlastenverlauf aus der mechanischen Belastung überlagert und sein Maximum im vorliegenden Fall schließlich an der Einspannstelle ausbildet. Überschreitet der Extremwert die elastische Kapazität des Querschnittes, so bilden sich Fließzonen aus, wodurch sich sukzessive der Einspanngrad der Stütze und damit ihre Schlankheit verringert, so daß die Knicklast kleiner wird. Das Versagen tritt bei den zentrisch belasteten Stützen bzw. bei den Stützen mit geringen Exzentrizitäten dann ein, wenn die auf der Grundlage des Engeßermoduls berechnete kritische Last der Stütze in den Bereich der Bemessungslast herabgesunken ist.

3.4 Interpretation der Ergebnisse

Die Parameterstudien haben gezeigt, daß sich auf der Grundlage der Prüfungsergebnisse eigentlich nur die Versagenstemperaturen biegebeanspruchter Bauteile, z.B. der genormten I-Profil-Träger des üblichen Stahlhochbaues ($h \leq 500\text{ mm}$), zuverlässig genug, d.h. auf der sicheren Seite liegend abschätzen lassen. Die Profilform der Träger, ihre Länge, Größe und Art der Belastung sowie eine zusätzliche Temperaturgradientenbeanspruchung haben keinen oder nur einen geringfügigen Einfluß auf die Versagenstemperatur. Eine realistische Erfassung der Temperaturbeanspruchung und eine statisch unbestimmte Lagerung des Trägers kann zu einem erheblichen Anstieg der Versagenstemperaturen führen, so daß die Versuchsergebnisse auf Biegebauteile des üblichen Stahlhochbaues in beliebiger Einbausituation übertragen werden dürfen, soweit der Einbau ohne Dehnungsbehinderung erfolgt. Werden dagegen die Nachweisverfahren "Elastisch-Plastisch" oder sogar "Plastisch-Plastisch" der (E)DIN 18800 bei der Bemessung der Stahlträger angewendet, so werden die Tragkraftreserven geringer und die Versagenstemperaturen sinken entsprechend ab.

Bei stabilitätsgefährdeten Bauteilen, z.B. bei Stahlstützen, wird dagegen im Normbrandversuch nur ein verschwindend kleiner Ausschnitt aus den vielen Einbaumöglichkeiten im realen Tragwerk untersucht. Dementsprechend eingeschränkt sind auch die Übertragungsmöglichkeiten auf andere statische Einbausituationen im Bauwerk, so daß die aus den Normbrandversuchen gewonnenen Erkenntnisse nur mit Vorsicht auf andere Abmessungen sowie statische und thermische Randbedingungen übertragen werden sollten. Bei kleinen Schlankheiten kann das Tragverhalten der brandbeanspruchten Stützen überbewertet werden, wenn man, wie z.Zt. üblich, von einem konstanten Wert für die kritische Stahltemperatur von $500\text{ }^{\circ}\text{C}$ ausgeht. Da die Versagenstemperaturen der gedruckten Stützen bestimmt werden von der Steigung und damit vom Funktionsverlauf der maßgebenden $\sigma - \epsilon$ -Beziehung im Übergangsbereich vom elastischen zum elastisch-plastischen Bereich, ist es wichtig, daß gerade hier die Zusammenhänge zwischen Spannungen und Dehnungen möglichst genau beschrieben werden. Es hat sich aber auch gezeigt, daß sich bei großen Schlankheiten sehr hohe Versagenstemperaturen einstellen können. Diese Reserven werden bei den z.Zt. verwendeten Bemessungsverfahren nicht ausgenutzt.

Die Bemessungsforderung (315) der (E)DIN 18800 Teil 2 läßt vermuten, daß sich bei großen Exzentrizitäten das Tragverhalten der brandbeanspruchten Stützen dem der Biegeträger annähert. Diese Tendenz wird von den Rechenergebnissen bestätigt (s. Bild 3.12).

Außerdem darf der Einfluß von Temperaturgradienten in der Querschnittsebene von Stützen nicht unterschätzt werden. Je nachdem, ob der Temperaturgradient eine be- oder entlastende Wirkung

hat, ergeben sich bei statisch unbestimmter Lagerung und geringer Lastexzentrizität im Vergleich zu den zentrisch belasteten Stützen niedrigere bzw. höhere Versagenstemperaturen.

Kapitel 4

Parameterstudien an Rahmensystemen

4.1 Einführung

Die Untersuchung des Trag- und Verformungsverhaltens brandbeanspruchter Rahmen erfolgt an horizontal unverschieblichen und an horizontal verschieblichen Systemen. Ausgehend von den Einzelbauteilen soll das Tragverhalten von stählernen Rahmensystemen unter Temperaturbeanspruchung untersucht werden. Um die einzelnen Einflußgrößen besser separieren zu können, wird ein planmäßiger Übergang vom Einzelbauteil zu Rahmen hergestellt, indem das Tragwerk schrittweise aus Einzelbauteilen zusammengefügt und vergrößert wird. Zuerst werden einhüftige Rahmen als Stütze-Träger-Kombinationen und anschließend zweistielige Rahmen als Stütze-Träger-Stütze-Kombination untersucht (s. Bild 4.1). Dabei wird die Systemsteifigkeit dadurch variiert, daß der Grad der statischen Unbestimmtheit systematisch verändert wird. Die Temperaturbeanspruchung erfolgte gleichmäßig auf alle Stabelemente des Systems. Imperfektionsannahmen werden nicht getroffen, um die Ursachen für die Änderung des Tragverhaltens aufgrund des Temperaturanstiegs besser herausarbeiten zu können. In den Tabellen 4.1, 4.2 und 4.3 sind alle erforderlichen Angaben zu den Abmessungen, statischen und geometrischen Randbedingungen der rechnerisch untersuchten Rahmentragwerke zusammengestellt.

Bei der rechnerischen Simulation des stofflich und geometrisch nichtlinearen Tragverhaltens der Rahmen wird als Versagenszustand der Temperaturzustand verwendet, bei dem die Tangentensteifigkeitsmatrix singular wird, d. h. bei dem die Gesamtsteifigkeit des Systems so reduziert ist, daß die kritische Last des teilplastizierten Rahmens in den Bereich der Bemessungslast abgesunken ist (siehe [30, Kap. 6.5.2]).

Die Belastung der Rahmentragwerke setzt sich aus drei Komponenten zusammen:

- Mit einer Horizontalkraft in Riegelachse wird z.B. der Einfluß des Windes simuliert. Sie hat eine destabilisierende Wirkung.
- Mit einer gleichmäßig verteilten Streckenlast auf dem Rahmenriegel wird der Einfluß des Eigengewichtes und des Verkehrs simuliert. Sie verursacht in erster Linie die Biegespannungen in den Einzelbauteilen.
- Mit den Einzellasten auf den Rahmenstielen werden Auflasten aus weiteren Geschossen dargestellt. Sie verstärken die Einflüsse aus der Theorie 2. Ordnung und führen zum Stabilitätsversagen des Tragwerkes. Bei dieser vereinfachten Berücksichtigung der Auflasten aus den oberen Geschossen wird auch eine mögliche Umlagerung dieser Kräfte im Brandfall vernachlässigt. Es ist jedoch nicht zu erwarten, daß dadurch bei den hier untersuchten Systemen die Rechenergebnisse sonderlich stark beeinflusst werden.

Die einzelnen Lastanteile werden mit unterschiedlichen Gewichtungsfaktoren versehen und so miteinander kombiniert, daß sich infolge vorwiegend Druck verschiedenartiger Beanspruchungszustände qualitativ andere Versagenszustände (Spannungsproblem, "Mischproblem", Stabilitätsproblem) einstellen können. Die Bemessung der Systeme erfolgt nach (E)DIN 18800 Teil 1 [23] und Teil 2 [24]. Um einen Vergleich mit den Stahlträgern zu ermöglichen, wurden die Belastung und die Teilsicherheitsbeiwerte bei den überwiegend auf Biegung beanspruchten Systemen so aufeinander abgestimmt, daß sich eine maximale Stahlspannung von $\sigma = 16 \text{ kN/cm}^2$ einstellen konnte. Die stabilitätsgefährdeten Rahmensysteme wurden dagegen nach dem in [24] vorgeschlagenen vereinfachten Nachweisverfahren bemessen.

4.2 Einhäufige Rahmensysteme

Die untersuchten einhäufigen Rahmen sind in Bild 4.2 dargestellt, während in Tabelle 4.1 die Bemessungs- und Belastungsgrößen angegeben sind. Sie können als die einfachste Kombination einer Stütze mit einem Biegebalken angesehen werden. Das Rahmensystem verhält sich bei Raumtemperatur wie eine Stütze, die am Kopf dreh- und eventuell auch weglastisch eingespannt ist und je nach Riegelast von einer Kombination aus einer Längskraft und einem eingepprägten Biegemoment beansprucht wird. Zur Bestimmung der Stützenschlankheit sind z.B. in DIN 4114 entsprechende Verfahren angegeben.

Mit steigender Temperatur verändert sich jedoch das Tragverhalten des einhäufigen Rahmens.

In Bild 4.3 sind die rechnerisch ermittelten Versagenstemperaturen für vorwiegend auf Biegedruck oder Druck beanspruchtes Rahmentragwerke über der Systemschlankheit aufgetragen. Diese von Schaumann [5] eingeführte Größe wird wie folgt definiert:

$$\lambda_{sys} = \sqrt{\frac{F_{pl}}{F_{ki}}} \quad (4.1)$$

mit F_{pl} = plastische Grenzlaster und F_{ki} = Knicklast des Systems

Diesen Ergebnissen sind ebenfalls in Bild 4.3 die Werte gegenübergestellt, die sich für Rahmenstützen allein aus Bild 3.11 ergeben.

Man sieht, daß es nicht möglich ist, die für ein Einzelbauteil (hier Stütze) geltenden Versagenstemperaturen auf ein Rahmentragwerk zu übertragen. Im vorliegenden Fall ergeben sich bei der vollständigen Tragwerksberechnung am vorwiegend druckbeanspruchten Rahmen im unteren Schlankheitsbereich erheblich höhere Versagenstemperaturen als bei der Abschätzung auf der Grundlage der Einzelstütze. Das liegt daran, daß sich die Steifigkeitseigenschaften der zentrisch belasteten Einzelstütze über die gesamte Länge gleichmäßig mit der Temperatur verändern. Die Steifigkeitseigenschaften der Rahmen werden dagegen von den beiden Tragwerkskomponenten Stiel und Riegel bestimmt. Im Verlauf der Erwärmung des Stahles verringert sich bei großen Druckspannungen aufgrund der Einflüsse aus der Theorie 2. Ordnung die Steifigkeit des Stieles im Vergleich zu der des Riegels stärker, da dieser vorwiegend auf Biegung beansprucht wird. Deshalb ändert sich die Gesamtsteifigkeit des Rahmens in geringerem Maße als die Steifigkeit der Einzelstütze. Dies führt schließlich zu der höheren Versagenstemperatur. Bei sehr großen Schlankheiten hingegen wird die Druckspannung im Rahmenstiel und damit der Einfluß aus der Theorie II. Ordnung stark reduziert. Daher wirken sich in diesem Fall die Schnittlasten, die sich aufgrund thermischer Ausdehnung von Riegel und Stiel zusätzlich im Tragwerk ausbilden, negativ auf das Tragverhalten aus, so daß hier die Einzelstütze höhere Versagenstemperaturen als der Rahmen aufweist.

β	0.62	0.63	0.89	1.34	1.41	2.98
s_k	554.40	571.23	796.50	1206.55	1265.70	2683.28
N_k	69102.86	65090.94	33478.88	14590.00	13258.06	2949.92
λ_{Sys}	0.26	0.27	0.38	0.58	0.61	1.28
κ	0.98	0.97	0.93	0.85	0.84	0.44
Belastung : (100) vorwiegend Druck						
N	3189.00	3179.00	3048.00	2770.00	2725.00	1422.00
Belastung : (65/35) Druck/Biegung						
N	2462.00	1925.00	1895.00	2011.00	1624.00	820.00
q	0.125	0.125	0.125	0.125	0.125	0.125
H	9.00	9.00	9.00	9.00	9.00	9.00

Tabelle 4.1: Einhäufige Rahmen (IPEv 550, h = 900 cm): Systemskizze, Bemessung und Belastung (kN, cm)

Im einzelnen stellt sich der Versagensvorgang bei diesen Rahmensystemen folgendermaßen dar (s. die Bilder 4.4 bis 4.7):

Durch die thermisch bedingte Längenänderung treten im Stiel und im Riegel Stabsehnendrehungen auf, die zu Zwängungen zwischen den beiden Einzelstäben führen. Diese werden mit steigender Temperatur größer und überlagern sich mit den Schnittgrößen aus der mechanischen Belastung. Wird bei diesem Prozeß die elastische Tragfähigkeit der Stahlquerschnitte erreicht, bilden sich an den Stellen im System, wo die Extremalmomente auftreten, plastische Zonen aus. Die biegebeanspruchten Systeme versagen, wenn aufgrund der Ausbildung von Fließzonen das Tragwerk labil geworden ist. Bei den stabilitätsgefährdeten Rahmen ändert sich durch die Ausbildung von Fließzonen darüber hinaus die Steifigkeit des Tragwerkes so stark, daß die kritische Last kleiner wird als die vorhandenen Last und dadurch das System versagt.

4.3 Zweistielige Rahmensysteme

Die untersuchten zweistieligen Rahmen sind ebenfalls in Bild 4.2 dargestellt, Bemessungs- und Belastungsgrößen enthalten die Tabellen 4.2 und 4.3. Die Belastung wird wie bei den einhäufigen Rahmensystemen gewählt.

In einer Parameterstudie wird untersucht, ob auch aus der vorwiegenden Beanspruchungsart (vorwiegend Druck, Druck/Biegung bzw. vorwiegend Biegung) ein signifikanter Einfluß auf die kritische Temperatur des Tragwerkes und die Versagensart (Spannungsproblem, Stabilitätsproblem) abgeleitet werden kann. Ausgehend von der Forderung (315) der (E)DIN 18800 Teil 2 [24]

$$\frac{N}{\kappa \cdot N_{pl}} + \frac{\beta \cdot M}{M_{pl}} + \Delta n \leq 1 \quad (4.2)$$

wird die Belastung jeweils so gewählt, daß sich qualitativ verschiedenartige Beanspruchungszustände ausbilden können:

$$\begin{aligned} & \text{vorwiegend Biegung :} \\ & (\text{Spannungsproblem}) \quad \frac{N}{\kappa \cdot N_{pl}} \geq 0 \quad \frac{\beta \cdot M}{M_{pl}} \geq 1.0 \\ & \text{Druck/Biegung :} \\ & (\text{Mischproblem}) \quad \frac{N}{\kappa \cdot N_{pl}} \geq 0.5 \quad \frac{\beta \cdot M}{M_{pl}} \geq 0.5 \\ & \quad \quad \quad \frac{N}{\kappa \cdot N_{pl}} \geq 0.7 \quad \frac{\beta \cdot M}{M_{pl}} \geq 0.3 \\ & \text{vorwiegend Druck :} \\ & (\text{Stabilitätsproblem}) \quad \frac{N}{\kappa \cdot N_{pl}} \geq 1.0 \quad \frac{\beta \cdot M}{M_{pl}} \geq 0 \end{aligned} \quad (4.3)$$

In dieser Parameterstudie wird darüber hinaus die Systemschlankheit gezielt variiert, indem neben dem Grad der statischen Unbestimmtheit ($3 \geq 2 \geq 1$ -fach statisch unbestimmt \geq statisch bestimmt) auch die Stielhöhe (9.0 m und 3.0 m) systematisch verändert wird. Auf diese Weise sollen die beiden hauptsächlichen Einflußfaktoren auf die Systemschlankheit, nämlich die Geometrie und das statische System des Tragwerkes, systematisch in die Untersuchung einbezogen werden. In den Bildern 4.8 bis 4.11 sind die berechneten Versagenstemperaturen eingetragen.

Die untersuchten Systeme sind jeweils unter den Diagrammen mit wachsender Systemschlankheit abgebildet. Die errechneten Versagenstemperaturen sind markiert und mit einer interpolierenden Funktion verbunden. Zusätzlich sind mit dem Symbol "Ø" diejenigen Systeme gekennzeichnet, deren berechnete temperaturabhängigen Extremalmomente und Knotenpunktverschiebungen in den Bildern 4.12 bis 4.15 und 4.18 bis 4.53 wiedergegeben sind.

Rein biegebeanspruchte statisch unbestimmte Tragwerke (System I, II, IV) weisen danach mit $\Theta_{krit} \leq 600$ °C sehr hohe Versagenstemperaturen auf (s. Bild 4.8). Im statisch bestimmten Fall

reduziert sich dieser Wert auf 520 °C. Bemerkenswert ist, daß sich hier ähnliche Zusammenhänge wie bei den Biegeträgern zeigen (s. Bild 3.2). Dort ergeben sich mit 620 °C (statisch unbestimmt) bzw. 515 °C (statisch bestimmt) nahezu dieselben Werte.

In Bild 4.12 sind die temperaturabhängigen Verläufe der Extremalmomente und in Bild 4.13 die temperaturabhängigen Verschiebungen der Eckknoten für das biegebeanspruchte statisch bestimmte Rahmentragwerk (System V) aufgetragen. Man sieht, daß sich trotz der thermisch bedingten Knotenwege die Biegemomente im Verlauf der thermischen Beanspruchung nur unwesentlich verändern. Versagen tritt ein, wenn die Streckgrenze des Stahles in den Bereich der Bemessungsspannungen abgesunken ist, d.h. wenn das plastische Moment des Querschnitts soweit abgenommen hat, daß das vorhandene Biegemoment in Riegelmitte nicht mehr übertragen werden kann. In Bild 4.13 ist deutlich zu erkennen, daß bei dieser Temperatur auch die Knotenpunktverschiebungen sehr groß werden.

Im Gegensatz dazu unterliegen die Schnittlastenverläufe beim zweifach statisch unbestimmten System I erheblichen Veränderungen (s. Bild 4.14). Infolge der thermisch bedingten Knotenwege (s. Bild 4.15) bauen sich im System Zwängungskräfte auf, die sich mit den bereits vorhandenen Schnittlasten überlagern. Die Biegemomente erreichen an den Knoten A und B bei ca. 200 °C ein Maximum, während sie an den Knoten C und D bei ca. 300 °C ein Minimum annehmen. Durch diesen Grenzzustand, der mit der Ausbildung von Fließzonen verbunden ist, können sich die weiteren thermischen Verformungen nahezu zwängungsfrei ausbilden.

Ab ca. 300 °C beginnen sich die Biegemomente von den Eckknoten zur Riegelmitte umzulagern, so daß das Feldmoment langsam größer wird bis in Riegelmitte der Querschnitt nahezu durchplastiziert ist und das System bei 620 °C schließlich versagt.

Läer hat bereits in [5] ähnliche Untersuchungen zum Brandverhalten von Parkdecks angestellt. Die Bemessung erfolgte damals auf der Grundlage der DIN 1050/4114 und es ergaben sich um ca. 20 °C höhere Versagenstemperaturen.

Bei den Stabilitäts- und den Biegedruckproblemen fallen in den Bildern 4.9 bis 4.11 die nicht monotonen Kurvenverläufe ins Auge. Um zu klären, welche Systemparameter die Versagenstemperatur eines stabilitätsgefährdeten Rahmens beeinflussen, werden an den 3.0 bzw. 9.0 m hohen Rahmen eine Reihe von speziellen Traglastuntersuchungen durchgeführt. Dabei wird der Einfluß derjenigen Größen, die zum Versagen beitragen könnten, erst separat und dann im Zusammenspiel miteinander untersucht. Vier Fälle werden unterschieden:

- mit Horizontalkraft H und mit Einfluß des thermischen Ausdehnungskoeffizienten α_t
- ohne Horizontalkraft H aber mit Einfluß des thermischen Ausdehnungskoeffizienten α_t
- mit Horizontalkraft H aber ohne Einfluß des thermischen Ausdehnungskoeffizienten α_t
- ohne Horizontalkraft H und ohne Einfluß des thermischen Ausdehnungskoeffizienten α_t

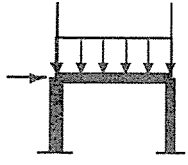
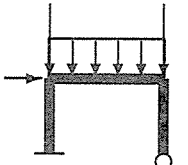
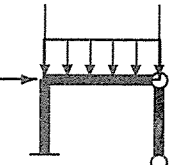
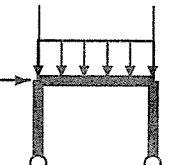
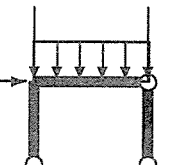
					
β	1.24	1.60	1.92	2.53	4.17
s_k	1115.46	1439.55	1726.19	2274.86	3756.59
N_k	17070.05	10249.18	7127.99	104.24	1505.06
λ_{Sys}	0.53	0.69	0.83	1.09	1.80
κ	0.87	0.79	0.71	0.54	0.25
Belastung : (100) vorwiegend Druck					
N	2838.00	2581.00	1773.00	2315.00	827.00
Belastung : (70/30) Druck/Biegung					
N	1913.00	1827.00	1211.00	1236.00	432.00
q	0.125	0.125	0.125	0.125	0.125
H	5.00	5.00	5.00	5.00	5.00
Belastung : (50/50) Druck/Biegung					
N	1491.00	1496.00	944.50	951.00	360.00
q	0.1875	0.1875	0.1875	0.1875	0.1875
H	5.00	5.00	5.00	5.00	5.00

Tabelle 4.2: Zweistielige Rahmen (IPEv 550 h = 900 cm): Systemskizze, Bemessung und Belastung (kN, cm)

β	1.53	1.93	2.28	3.39	6.26
S_k	457.44	579.27	684.63	1017.35	1878.30
N_k	101502.59	63296.61	45313.65	20521.17	6020.24
λ_{Sys}	0.22	0.28	0.33	0.49	0.90
κ	0.99	0.97	0.95	0.89	0.66
Belastung : (100) vorwiegend Druck					
N	3243.00	3175.00	2906.00	3114.00	2164.00
Belastung : (70/30) Druck/Biegung					
N	2116.00	2151.00	1834.00	1818.00	1502.00
q	0.125	0.125	0.125	0.125	0.125
H	5.00	5.00	5.00	5.00	5.00
Belastung : (50/50) Druck/Biegung					
N	1565.00	1657.00	1346.50	1258.00	1347.00
q	0.1875	0.1875	0.1875	0.1875	0.1875
H	5.00	5.00	5.00	5.00	5.00
Belastung : (100) vorwiegend Biegung					
q	0.2116	0.2142	-	0.2116	0.2182
H	5.7	5.7	-	5.7	5.7
	IPE 550	IPE _v 500		IPE 550	IPE _o 600

Tabelle 4.3: Zwiestielige Rahmen (IPEv 550, h = 300 cm): Systemskizze, Bemessung und Belastung (kN,cm)

Die Belastung wird so gewählt, daß in der Forderung (315) im Teil 2 der (E)DIN 18800 der Normalkraftanteil 70% und der Biegemomentenanteil 30% beträgt.

Für die Wahl $H = 0$ und $\alpha_t = 0$, d.h. ohne Horizontalkraft und Temperatureausdehnung, stellen sich bei den 3.0 m und 9.0 m hohen Rahmen vom Typ V (= statisch bestimmt mit $\lambda_{Sys} \sim 0.9$ bzw. 1.8) gleichgroße Versagenstemperaturen von 490 °C ein.

Wählt man dagegen $H \neq 0$ und $\alpha_t \neq 0$, d.h. bei Vorhandensein sowohl einer Horizontalkraft als auch einer Temperaturdehnung, ergeben sich die Versagenstemperaturen zu 390 °C ($h = 9.0$ m) bzw. 410 °C ($h = 3.0$ m).

Durch die Wahl einer 1-fach statisch unbestimmten Lagerung kann eine erhebliche Vergrößerung der Versagenstemperatur erzielt werden. Es zeigt sich jedoch, daß eine weitere kontinuierliche Vergrößerung des Grades der statischen Unbestimmtheit nicht unbedingt mit einem entsprechenden weiteren Anstieg der Versagenstemperatur gekoppelt ist. Dies liegt daran, daß mit der weiteren Verringerung der Systemschlankheit auch eine Zunahme der zulässigen Belastung einhergeht. Darüber hinaus ist zu beachten, daß der 1-fach statisch unbestimmte Rahmen mit Pendelstütze (System III) trotz geringerer Systemschlankheit in einigen Fällen eine niedrigere Versagenstemperatur aufweist als der 1-fach statisch unbestimmte Rahmen mit gelenkigen Fußpunkten (System IV). Bei System III hat die Pendelstütze nämlich keine Möglichkeit sich anteilmäßig an der Weiterleitung der Reaktionskräfte zu beteiligen, die sich aus der Theorie 2. Ordnung und den thermischen Zwängungen ergeben. Diese müssen allein vom einhäufigen Restsystem aufgefangen werden. Außerdem erfolgt hier die thermische Ausdehnung des Rahmenriegels ohne Zwängung nur in eine Richtung, wodurch sich bei großen Normalkräften erhebliche Abtriebskräfte aufbauen können. Bei den statisch unbestimmten Systemen I und II, die der thermischen Ausdehnung (3.0 m) bzw. der Horizontalkraft (9.0 m) verhältnismäßig viel Widerstand entgegensetzen, tritt das Versagen in erster Linie durch die mit der Ausbildung von Fließzonen verbundene Reduktion der Systemsteifigkeit ein, wodurch die kritische Last des teilplastizierten Rahmens in die Größenordnung der vorhandenen Normalkräfte absinkt.

In den Bildern 4.18 bis 4.37 sind für die 3.0 m und 9.0 m hohen Systeme die an ausgezeichneten Knotenpunkten auftretenden Biegemomente und Verschiebungen dargestellt, wie sie in Abhängigkeit von der Stahltemperatur und unter Berücksichtigung des Einflusses die Horizontalkraft und der thermischen Dehnung auftreten.

Es ist besonders darauf hinzuweisen, daß für den 3.0 m hohen Rahmen die thermische Dehnung und für den 9.0 m hohen Rahmen die Horizontalkraft den größeren Einfluß auf die Versagenstemperatur ausübt. Dadurch werden nämlich die entscheidenden Einflüsse aus der Theorie II. Ordnung aktiviert. Darüber hinaus ist zu beachten, daß bei den überwiegend symmetrischen Systemen erst die Horizontalkraft dafür sorgt, daß die sich aus den horizontalen Knotenpunktverschiebungen ergebenden Abtriebskräfte ihre destabilisierende Wirkung entfalten können.

Um den Einfluß der Beanspruchungsart auf das Versagen studieren zu können, sollen die temperaturabhängigen Schnittlasten- und Verschiebungsverläufe ausgewählter Systeme gegenübergestellt und verglichen werden.

In den Bildern 4.38 bis 4.41 sind die thermisch bedingten Verläufe der Biegemomente sowie der Knotenpunktverschiebungen der statisch bestimmten Rahmensysteme V mit einem Normalkraft-/Biegemomentenanteil von 50/50 dargestellt.

Die Rahmen werden im Ausgangszustand bereits erheblich auf Biegung beansprucht. Infolge der thermisch bedingten Horizontalverschiebung des Rahmenriegels und der vorhandenen Vertikalkräfte werden Effekte aus der Theorie 2. Ordnung aktiviert, so daß sich Zusatzmomente aufbauen und sich die Fließzonen in Abhängigkeit des Verhältnisses von Druck- zu Biegespannung entweder zuerst am Stützenkopf oder in Riegelmitte ausbilden. Erwartungsgemäß geschieht dies

an den Eckpunkten, wo große Biegemomente gemeinsam mit großen Normalkräften auftreten, und in Riegelmitte, wo sich ein maximales Moment aufgrund der Gleichstreckenlast ausbilden kann. Die 3.0 m hohen Rahmen versagen bei 290 °C und die 9.0 m hohen bereits bei 260 °C durch Ausbildung von Fließzonen in Feldmitte. Besonders das zweite Beispiel hat wegen der schon im Ausgangszustand auftretenden großen Verformungen mehr akademischen Charakter.

In den Bildern 4.42 bis 4.53 sind die temperaturabhängigen Extremalmomente und Knotenpunktverschiebungen von Rahmensystemen aufgetragen, die im Ausgangszustand, d.h. bei Raumtemperatur ausschließlich druckbeansprucht sind. Bei den statisch bestimmten Rahmen (System V) bauen sich als Folge der Effekte aus der Theorie II. Ordnung erhebliche Abtriebskräfte auf. Diese stellen sich wegen der an den Eckknoten wirkenden Vertikalkräfte im Zusammenhang mit den großen thermisch bedingten Horizontalverschiebungen ein. Letztere können sich auch aufgrund des nicht-symmetrischen Rahmens nur nicht-symmetrisch ausbilden. Dies führt zu einer zusätzlichen Biegebeanspruchung des linken Stützenkopfes; er beginnt bei 300 °C ($h = 3.0$ m) bzw. 440 °C ($h = 9.0$ m) zu plastizieren. Die Rahmen versagen schließlich bei ca. 380 °C bzw. 460 °C und einer mittleren Horizontalverschiebung des Riegels von 10 cm bzw. 25 cm (s. Bilder 4.45 und 4.53).

Es fällt auf, daß bei den statisch bestimmten Rahmen unabhängig von der Beanspruchungsart (vorwiegend Druck, Druck/Biegung bzw. vorwiegend Biegung) das Versagen immer nach der Ausbildung von plastischen Zonen im System auftritt. Infolge des thermischen Ausdehnungsbestrebens des Riegels bewegen sich bei allen Systemen die Eckknoten in horizontaler Richtung, wodurch die entscheidenden Effekte aus Theorie 2. Ordnung aktiviert werden.

Im Gegensatz dazu verhindern die inneren Zwängungen bei den statisch unbestimmten Systemen I, II und IV, daß trotz der Horizontalkraft und der Abtriebskräfte aus der Theorie 2. Ordnung große Horizontalverschiebungen auftreten können (s. z.B. Bild 4.47). Statt dessen bauen sich Zwängungsmomente auf, wie im zugehörigen Bild 4.46 dargestellt ist.

Bei den Stabilitätsproblemen wachsen diese Momente mit steigender Temperatur stark an und erschöpfen im Zusammenspiel mit den vorhandenen großen Normalkräften rasch die plastische Kapazität des Querschnitts an den Stützenköpfen. Es bilden sich dort Fließzonen aus, wodurch sich die Knicklänge gravierend ändert. Die Knicklast des Systems wird damit kleiner als die vorhandene Last; das Tragwerk versagt. Durch die Plastizierung wird die Steifigkeit des Systems soweit reduziert, daß die vorhandene Belastung zur Traglast des Systems wird. Der Versagensvorgang beim Biege/Druckproblem unterscheidet sich nur dadurch, daß in diesem Fall die Biegemomente einen erheblichen Beitrag an der Ausbildung der plastischen Zonen leisten.

Die sehr unterschiedlichen Versagenstemperaturen der 9.0 m-hohen, 1-fach statisch unbestimmten Systeme III und IV sind darauf zurückzuführen, daß sich beim unsymmetrischen System III die horizontalen Knotenpunktverschiebungen, die aufgrund der thermisch bedingten Dehnung des Riegels auftreten, zwängungsfrei in eine Richtung ausbilden. Dadurch können sich im Gegensatz zu System IV Abtriebskräfte aufbauen.

Bei den brandbeanspruchten zweistieligen Rahmensystemen haben sich teilweise Versagenstemperaturen ergeben, die deutlich niedriger sind als die kritische Stahltemperatur von 500 °C, die z.Zt. in Deutschland der brandschutztechnischen Bemessung zugrunde gelegt wird. Zumindest bei den statisch bestimmten Rahmen lassen sich die Ergebnisse der Computerberechnungen auf einfache Weise durch eine Überschlagsrechnung am verformten System kontrollieren.

In einer weiteren Parameterstudie wird untersucht, welchen Einfluß der Lastausnutzungsgrad auf die Versagenstemperatur von Rahmensystemen hat, die vorwiegend auf Druck bzw. vorwiegend auf Biegung beansprucht sind (s. Bild 4.54). Die Forderung (315) der (E)DIN 18800 Teil 2 wird dabei so erfüllt, daß sich entsprechend der untersuchten Lastausnutzungsgrade F/F_u zu 1.0, 0.75 und 0.5 ergibt.

4.4 Interpretation der Ergebnisse

Die im Rahmen dieses Forschungsvorhabens durchgeführten rechnerischen Simulationen des Tragverhaltens von vorwiegend biegebeanspruchten Rahmensystemen haben ergeben, daß das thermische Ausdehnungsbestreben des Stahles kaum Einfluß auf die Versagenstemperatur hat, da die Zwängungsspannungen, die sich im statisch unbestimmten Tragwerk aufbauen, mit der Ausbildung von Fließzonen allmählich wieder abnehmen. Der Versagensfall tritt nur dadurch ein, daß die temperaturabhängige Streckgrenze in den Bereich der vorhandenen Spannungen absinkt. Bei den statisch unbestimmten Systemen können hingegen durch Schnittlastumlagerungen noch Tragkraftreserven aktiviert werden. Es wurden je nach Schlankheitsgrad Versagenstemperaturen zwischen 520 °C (statisch bestimmt) und 620 °C (statisch unbestimmt) festgestellt.

Aus Bild 4.8 geht hervor, daß sich bei überwiegend biegebeanspruchten Rahmen mit $N_{vorh}/N_{krit} \leq 0.1$ und mit einer Systemschlankheit $\lambda_{Sys} \leq 0.8$ fast gleichgroße Versagenstemperaturen einstellen wie bei Stahlträgern.

Bei der Untersuchung von überwiegend normalkraftbeanspruchten Rahmentragwerken zeigte sich, daß auch hier die Ausbildung von Fließzonen für das Versagen verantwortlich ist.

Bei statisch bestimmten Tragwerken werden durch die verhältnismäßig großen Horizontalverschiebungen des Rahmenriegels erhebliche Effekte auf Grund der Theorie 2. Ordnung aktiviert. Dadurch bauen sich erhebliche Zusatzmomente auf, die zum Plastizieren von Querschnittsbereichen führen können. Im Falle statisch unbestimmter Tragwerke bilden sich dagegen die plastischen Zonen überwiegend infolge der thermischen Zwängungskräfte und weniger durch Einflüsse aus der Theorie 2. Ordnung aus.

Generell läßt sich sagen, daß Systeme mit großen Normalkräften in erster Linie dadurch versagen, daß durch die Reduktion der Steifigkeit die kritische Last des teilplastizierten Tragwerks in den Bereich der vorhandenen Normalkräfte abgesunken ist.

Das Tragverhalten von brandbeanspruchten Rahmensystemen wird also von zwei entgegengesetzt ablaufenden Vorgängen bestimmt:

- Mit steigender Temperatur findet eine Materialentfestigung statt, womit eine Abnahme der Querschnittstragfähigkeit einhergeht.
- Durch die Knotenwege, die infolge der Horizontalkraft und des thermisch bedingten Ausdehnungsbestrebens der Stahlprofile auftreten, werden die Stützen verdreht und aus ihren Achsen verschoben. Dadurch werden die Exzentrizitäten der vorhandenen Vertikalkräfte und damit die Biegemomente vergrößert sowie eventuell Effekte aus der Theorie 2. Ordnung aktiviert. Werden bei diesem Prozeß die Biegemomente schließlich so groß, daß die elastische Tragkapazität eines Querschnitts überschritten wird, so bilden sich an diesen Stellen im System Fließzonen aus. Dies ist bei statisch bestimmten Systemen gleichbedeutend mit dem Beginn des Versagens. Statisch unbestimmte Systeme sind hingegen so steif, daß die Verformungen infolge der Horizontalkraft und damit die Effekte aus der Theorie 2. Ordnung klein bleiben. Infolge des thermisch bedingten Ausdehnungsbestrebens der Stahlbauteile bauen sich hier jedoch Zwängungskräfte im Tragwerk auf, die mit steigender Temperatur größer werden und sich zu den Schnittgrößen aus der statischen Belastung addieren bis sich schließlich im Tragwerk Fließzonen ausbilden. Dadurch bauen sich die inneren Zwängungskräfte wieder ab und die Schnittlasten lagern sich um. Auf diese Weise werden innere Systemreserven mobilisiert. Erst wenn diese Reserven aufgezehrt sind, versagt das statisch unbestimmte Tragwerk.

Das mit zunehmender Systemschlankheit zwischenzeitliche Absinken der Versagenstemperaturen, wie es sich in den Bildern 4.9 bis 4.11 darstellt, hat andere Ursachen als bei den Stützen (Bild

3.12). Der 1-fach statisch unbestimmte Rahmen mit Pendelstütze (System III) hat trotz geringerer Systemschlankheit in allen untersuchten Fällen eine niedrigere Versagenstemperatur als der 1-fach statisch unbestimmte Rahmen mit gelenkigen Fußpunkten (System IV). Bei System III hat die Pendelstütze nämlich keine Möglichkeit, sich anteilmäßig an der Weiterleitung der Reaktionskräfte zu beteiligen, die sich aus der Theorie 2. Ordnung und den thermischen Zwängungen ergeben. Diese müssen allein vom einhäufigen Restsystem aufgefangen werden. Darüber hinaus erfolgt wegen der unsymmetrischen Tragstruktur des Systems III die thermische Ausdehnung des Rahmenriegels ohne Zwängung nur in eine Richtung, wodurch sich bei großen Normalkräften erhebliche Abtriebskräfte aufbauen können. Bei den Stahlstützen dagegen wird dieses Minimum dadurch verursacht, daß in Abhängigkeit von der Schlankheit die kritischen Spannungen abnehmen, während gleichzeitig der Tangentenmodul überproportional zunimmt.

Kapitel 5

Zusammenfassung und Diskussion der Ergebnisse

Die rechnerischen Untersuchungen in diesem Forschungsvorhaben wurden mit dem Finite-Elemente-Programmsystem ADINA durchgeführt, das im Hinblick auf die Problemstellungen des vorbeugenden baulichen Brandschutzes mehrfach modifiziert werden mußte [4, 5, 6, 8, 9]. Das verwendete BEAM-Element-Modul basiert auf der Balkentheorie von Bernoulli (Bernoulli'sche Hypothese vom Ebenbleiben des Querschnitts), dadurch bleiben Effekte aus der Profilverformung, wie Beulen, Kippen oder Verwölben des Querschnitts unberücksichtigt.

Für die Berechnungen wurden temperaturabhängige Materialkennlinien verwendet, die R. Lär [5] durch rechnerische Simulation des Verformungsverhaltens von experimentell untersuchten Stahlträgern entwickelt hatte. Die ermittelten $\sigma - \epsilon$ -Beziehungen liegen etwas günstiger als diejenigen, die vom Eurocode vorgeschlagen werden.

Um die im Rahmen dieses Forschungsvorhabens erzielten Rechenergebnisse versuchstechnisch abzusichern, wurden sie soweit wie möglich mit Ergebnissen aus Modell- und Normbrandversuchen verglichen (s. die Kapitel 2.3 sowie 3.2 und 3.3). Die Übereinstimmung war in allen Fällen so gut, daß auch bei den übrigen rechnerischen Simulationen zu erwarten war, daß mit dem hier verwendeten Rechenverfahren das Tragverhalten der Rahmensysteme wirklichkeitsnah beschrieben wird, wenn sie einer gleichmäßigen Temperaturbeanspruchung unterzogen werden.

In einem ersten Schritt wurde das Tragverhalten von temperaturbeanspruchten Stahlträgern untersucht, deren thermische Dehnung nicht behindert war. Dabei sollte geklärt werden, welchen Einfluß die Parameter

- Trägerlänge,
- Laststellung,
- Lastausnutzungsgrad,
- aktuelle Streckgrenze,
- Temperaturgradient,
- Temperaturprofil und
- statische Randbedingungen

auf das Tragverhalten von brandbeanspruchten Biegeträgern haben können. Die Ergebnisse dieser Berechnungen entsprachen den Erwartungen (Bilder 3.2 bis 3.8) und wurden weitgehend von den Prüfungsergebnissen bestätigt. Die entsprechenden Angaben können zur Bewertung von

Prüfungsergebnissen herangezogen werden. Außerdem können aus dem Bild 3.2, in das die Versagenstemperaturen von Stahlträgern eingetragen sind, auch die Einflüsse der Bemessung nach den Verfahren "Elastisch-Plastisch" und "Plastisch-Plastisch" der (E)DIN 18800 auf die Versagenstemperatur herausgelesen werden.

Im Hinblick auf die Prüftechnik bzw. -methoden hat sich ergeben, daß bei einem Normbrandversuch an einer Bekleidung in Verbindung mit einem Stahlträger eine gleichmäßig verteilte Streckenlast durch zwei gleichgroße Einzellasten in den Drittelpunkten ersetzt werden kann. Es ist also nicht erforderlich, durch eine größere Anzahl von Einzellasten eine $ql^2/8$ -Parabel zu simulieren. Da nur der Mittelwert der Schwerpunktstemperaturen eine Aussage über die integrale Temperaturbeanspruchung eines Stahlträgers ermöglicht, wird empfohlen, die kritische Stahltemperatur von Biegeträgern auf den Profilschwerpunkt zu beziehen und größere Temperaturgradienten mit Hilfe eines Abminderungsfaktors $\beta(\Delta\Theta)$ zu berücksichtigen. Darüber hinaus wurde ein Lastkorrekturfaktor (Gleichung (3.8)) ermittelt. Wird eine Streckgrenzenabhängigkeit der Materialkennlinien entsprechend Gleichung (3.6) angenommen, so müssen die Prüflasten für den Stahlträger IPE 140 mit diesem Faktor korrigiert werden, damit sich unabhängig von der aktuellen Streckgrenze eine konstante kritische Stahltemperatur ergibt.

In weiteren Parameterstudien wurden die Versagenstemperaturen von Stahlstützen ermittelt, deren thermisches Ausdehnungsbestreben nicht behindert war und die nach dem vereinfachten Nachweisverfahren der (E)DIN 18800 Teil 2 bemessen wurden (s. Bild 3.12). Variiert wurden dabei die Parameter

- Profiltyp,
- Biegeachse des Querschnitts,
- Stützenlänge,
- statische Lagerungsbedingungen,
- Lastausmitte,
- Lastausnutzungsgrad,
- Temperaturprofil und
- Temperaturgradient.

Um die bisherigen Erfahrungen über das Tragverhalten brandbeanspruchter Stützen, die nach den bisher gültigen Normen DIN 1050 und 4114 bemessen worden waren, in das Forschungsprojekt [33] einzubinden und einen Vergleich der alten und der neuen Bemessungsnormen zu ermöglichen, wurden entsprechende rechnerische Simulationen durchgeführt. Ein Vergleich der Bilder 3.11 und 3.12 zeigt, daß die Versagenstemperaturen besonders von zentrisch belasteten Stahlstützen mit einem bezogenen Schlankheitsgrad $\lambda^* \sim 0.5$, die nach den neuen Regeln der (E)DIN 18800 bemessen und um die schwache Achse beansprucht wurden, um bis zu 90 °C niedriger sind ($\min \Theta_{krit} = 380$ °C) als bei der Bemessung nach der bisherigen Norm ($\min \Theta_{krit} = 470$ °C). Bei den großen Schlankheiten sind dagegen nur in sehr viel geringerem Maße Abweichungen zu verzeichnen. Da das Versagen in diesem Fall beim Übergang vom elastischen zum elastisch-plastischen Materialverhalten eintritt, spielt die genaue Beschreibung der temperaturabhängigen $\sigma - \epsilon$ -Beziehung in diesem Bereich eine wichtige Rolle. Durch die Steigung der Tangente (= Tangentenmodul) an die maßgebende Materialkennlinie wird nämlich die Versagenstemperatur der zentrisch belasteten Stütze festgelegt. Infolge der Änderung der Bemessungsnorm werden im unteren Schlankheitsbereich von zentrisch belasteten Stützen die Traglastreserven, die im Brandfall aktiviert werden können, zwar reduziert, aber bereits durch die Berücksichtigung kleiner Lastexzentrizitäten lassen

sich die Versagenstemperaturen erheblich steigern. Der Ansatz eines "realistischen" Temperaturprofils führt mit wachsender Schlankheit dagegen zu geringer werdenden kritischen Stahltemperaturen.

Die Berechnungen an den brandbeanspruchten Einzelbauteilen haben gezeigt, daß ihr Tragverhalten in erster Linie von der temperaturbedingten Materialentfestigung abhängt. Dadurch nimmt die Tragkapazität des Querschnitts und damit die Bauteilsteifigkeit insgesamt ab. Da die thermische Ausdehnung nicht behindert wurde, blieb dieser Parameter ohne Einfluß.

Anschließend wurden in einer Studie die Versagenstemperaturen von einhäufigen und zweistieligen aus IPE-Profilen konstruierten Rahmen mit und ohne horizontaler Fesselung berechnet. Ihre Bemessung erfolgte nach denselben Verfahren wie für Träger und Stützen, um einen Vergleich mit den Einzelbauteilen zu ermöglichen. Abweichend von einer realen Brandsituation wurde vereinfachend angenommen, daß sich alle Bauteile gleichmäßig im Querschnitt und Längsrichtung erwärmen.

Es wurden folgende Einflußgrößen systematisch variiert:

- thermischer Ausdehnungskoeffizient ($\alpha_t = 0.0$ und $\alpha_t = 0.000014$)
- Systemhöhe (3.0 m und 9.0 m)
- Lastausnutzung (50%, 75%, 100% und 125%),
- Systemschlankheit,
- Horizontalbelastung und
- Grad der statischen Unbestimmtheit.

Dabei wurden Belastung und Systemabmessung so aufeinander abgestimmt, daß sich ein kontinuierlicher Übergang vom Spannungs- zum Stabilitätsproblem ergab.

Die kritische Stahltemperatur der Rahmensysteme wurde in Abhängigkeit von der Systemschlankheit, die von Schaumann [2] eingeführt wurde, dargestellt. Dieser Parameter wurde nicht nur durch den Grad der statischen Unbestimmtheit sondern auch durch Variation der Stielhöhe gezielt beeinflußt. Ein eindeutiger Zusammenhang zwischen der Versagenstemperatur der Systeme, die entsprechend der Bemessungsnorm voll ausgelastet waren, und der Systemschlankheit konnte jedoch nicht aufgezeigt werden. In den Bildern 4.3 und 4.9 bis 4.11 sind die Ergebnisse dargestellt. Man kann daraus entnehmen, daß sich bei zweistieligen Rahmensystemen mit großen Druckkräften erheblich geringere Versagenstemperaturen ergeben können, als bisher bei der Brandschutzbemessung zugrunde gelegt wird.

Das Tragverhalten der temperaturbeanspruchten Rahmensysteme wird von den folgenden Parametern beeinflußt:

- der thermisch bedingten Materialentfestigung,
- dem thermisch bedingten Ausdehnungsbestreben des Stahles,
- einer eventuellen horizontalen Fesselung des Rahmenriegels und
- der Art der statischen Beanspruchung (vorwiegend Druck, Druck/Biegung bzw. vorwiegend Biegung, Horizontalbelastung)

Bei der Beschreibung des Versagensprozesses wurde von der folgenden Hypothese ausgegangen:

- Bei statisch bestimmten Rahmen wird infolge der Knotenwege, die durch das thermisch bedingte Ausdehnungsbestreben des Stahles bzw. die Horizontalbelastung verursacht werden, die Tragwerksgeometrie verändert. Stützen werden aus ihren Achsen verschoben und die Exzentrizität von Vertikalkräften wird vergrößert, so daß sich die Schnittlasten verändern und Effekte aus Theorie 2. Ordnung aktiviert werden können.

- Sind die Rahmensysteme dagegen statisch unbestimmt, so treten diese geometrisch bedingten Einflüsse auf die Schnittgrößen in den Hintergrund. Statt dessen überlagern sich die vorhandenen mit den zusätzlichen thermisch bedingten inneren Zwängungskräften.
- In beiden Fällen beginnt schließlich der Versagensprozeß, wenn die mit steigender Temperatur zunehmende Materialentfestigung so weit fortgeschritten ist, daß die elastische Tragkapazität des Profilquerschnitts erschöpft ist und sich Fließzonen im Tragwerk ausbilden. Dadurch bauen sich zwar die inneren Zwängungskräfte langsam ab, aber gleichzeitig reduziert sich die Systemsteifigkeit.

Grundsätzlich wurde diese Hypothese von den Untersuchungsergebnissen bestätigt. Darüber hinaus zeigte sich jedoch, daß bei der Analyse des Tragverhaltens der Rahmensysteme unterschieden werden muß, ob der Rahmenriegel horizontal gefesselt ist oder nicht.

- mit Horizontalfessel:
 - * Unabhängig vom Grad der statischen Unbestimmtheit lassen sich durch Anordnung einer horizontalen Fessel des Riegels die Einflüsse aus Theorie 2. Ordnung erheblich reduzieren. In diesem Fall werden die zusätzlichen horizontalen Schnittlasten gar nicht erst durch das Tragwerk geleitet, sondern direkt von der Horizontalfessel am Riegel aufgenommen. Damit können sich auch keine zusätzlichen Biegemomente in den betroffenen Bauteilen aufbauen. Es wurden Versagenstemperaturen von 500 °C und mehr berechnet. Unter besonderen Umständen, d.h. wenn die Systemschlankheit gleich groß ist wie die Schlankheit einer Einzelstütze, können sich wie bei den Stützen jedoch auch erheblich niedrigere Versagenstemperaturen einstellen.
 - * Sind die Rahmensysteme vorwiegend biegebeansprucht, so verhalten sie sich wie Biegeträger. In Abhängigkeit vom Grad der statischen Unbestimmtheit wurden Versagenstemperaturen zwischen 520 °C und 620 °C ermittelt. Diese Tendenz wurde auch bei den Stützen beobachtet, die sich mit wachsender Lastexzentrizität dem Tragverhalten des Biegeträgers annähern. Die brandschutztechnische Bemessung von biegebeanspruchten Rahmensystemen kann daher in statischer Hinsicht auf der sicheren Seite liegend auf der Grundlage des Tragverhaltens der Einzelbauteile erfolgen, wenn die Systemschlankheit $\lambda_{Sys} \leq 1.0$ beträgt. Eine horizontale Fesselung ist dabei ohne Einfluß, weil wegen der ohnehin geringen Normalkraftbeanspruchung eventuelle Effekte aus der Theorie 2. Ordnung unberücksichtigt bleiben können.
- ohne Horizontalfessel:
 - * Sind die Tragwerke statisch bestimmt, so bauen sich bei überwiegend druckbeanspruchten Systemen aufgrund der großen Knotenwege erhebliche Abtriebskräfte auf, die zu zusätzlichen Schnittlasten und damit zu Fließzonen in den Stäben führen. Versagen tritt ein, wenn der Querschnitt soweit durchplastiziert ist, daß die vorhandenen Lasten nicht mehr abgetragen werden können.
 - * Sind die Tragwerke statisch unbestimmt, so bilden sich aufgrund der thermisch bedingten Zwängungskräfte Fließgelenke aus. Dadurch wird die Systemschlankheit erheblich reduziert und Stabilitätsversagen tritt ein.

Zusammenfassend läßt sich also sagen, daß die Versagenstemperatur der Rahmensysteme neben der thermisch bedingten Materialentfestigung von den folgenden Belastungs- und Systemeigenschaften abhängt:

- der Qualität der Belastung (Druck- oder Biegebeanspruchung; Horizontalbelastung)
- der Empfindlichkeit des Tragwerkes gegen thermische Zwängungen
- der Empfindlichkeit des Tragwerkes gegen Einflüsse aus der Theorie 2. Ordnung
- der Fähigkeit des Tragwerkes, möglichst alle Systemkomponenten zur Aufnahme der thermisch bedingten Zusatzbelastung heranzuziehen
- der Fähigkeit des Tragwerkes, aus den thermischen Dehnungen möglichst symmetrische Verformungszustände zu bilden

Aus den wenigen hier durchgeführten Parameterstudien lassen sich jedoch noch keine endgültigen Zusammenhänge zwischen der Versagenstemperatur und den einzelnen Einflußgrößen ableiten.

Kapitel 6

Schlußfolgerungen und Ausblick

Die Parameterstudien an brandbeanspruchten stählernen Bauteilen und Rahmentragwerken führten zu den folgenden Ergebnissen:

- Das Tragverhalten brandbeanspruchter I-Profilträger des üblichen Stahlhochbaues ($h \leq 500\text{mm}$), deren thermische Dehnung nicht nennenswert behindert wird, kann mit Hilfe einer kritischen Stahltemperatur von 500 °C auf der sicheren Seite liegend abgeschätzt werden. Die errechneten kritischen Stahltemperaturen der statisch bestimmten Einfeldträger werden von den Prüferfahrungen bestätigt. Bei Berücksichtigung "realistischer" Temperaturprofile ist bei den statisch unbestimmten Biegeträgern ein erheblicher Anstieg der Versagenstemperaturen zu verzeichnen.
- Die kritischen Stahltemperaturen der hier untersuchten brandbeanspruchten zentrisch belasteten Einzelstützen liegen je nach Schlankheit zwischen 380 °C und 620 °C , wenn eine Bemessung nach dem vereinfachten Bemessungsverfahren der (E)DIN 18800 durchgeführt wird. Der errechnete Minimalwert von 380 °C stellt sich beim Übergang vom elastischen zum elastisch-plastischen Materialverhalten ein und ist daher abhängig von der gewählten Approximation der $\sigma - \epsilon$ -Beziehung für diesen Übergangsbereich. Mit wachsender Lastexzentrizität nähern sich die Versagenstemperaturen denen der Biegeträger.
Die Berücksichtigung "realistischer" Temperaturprofile führt bei den Stützen mit wachsender Schlankheit zu einer Reduzierung der Versagenstemperatur.
- Bei überwiegend auf Biegung beanspruchten Rahmensystemen haben sich Versagenstemperaturen ergeben, die fast gleichgroß sind wie bei Stahlträgern. Da sich das temperaturabhängige Tragverhalten eines biegedruckbeanspruchten Rahmens jedoch anders darstellt als das seiner einzelnen Bauteile, sollten die für Stützen und Träger geltenden Versagenstemperaturen nicht auf ein stabilitätsgefährdetes Rahmentragwerk übertragen werden. Besonders bei biegedruckbeanspruchten Rahmensystemen, die statisch bestimmt und horizontal verschieblich gelagert sind, können sich deutlich niedrigere Versagenstemperaturen als 500 °C einstellen.

Zusammenfassend lassen sich aus den Forschungsergebnissen die folgenden Schlüsse ziehen:

- Die Parameterstudien haben gezeigt, daß das Tragverhalten von Stahlkonstruktionen durchaus mit Hilfe der Zeitdauer bis zum Erreichen einer kritischen Stahltemperatur (=Versagenstemperatur) abschätzen läßt, wobei jedoch die materialspezifischen Parameter, wozu auch das thermische Ausdehnungsbestreben des Stahles gezählt wird, sowie die Steifigkeitseigenschaften des statischen Systems einschließlich der Belastung, d.h. der Geometrie und der Randbedingungen berücksichtigt werden müssen.

- Da Stahlkonstruktionen erheblich höhere Versagenstemperaturen als 500 °C erreichen können, wird empfohlen, die Vorschriften [20] für die Prüfung des Brandverhaltens von Bekleidungen in Verbindung mit Stahlbauteilen dementsprechend zu verändern. Man könnte nach Eintreten des Versagenszustandes (z.B. $f \geq l^2/400h$) die Prüflast entsprechend reduzieren. Darüber hinaus ist es u.U. erforderlich, die Prüflast mit Hilfe eines Lastkorrekturfaktors an die aktuelle Streckgrenze des Prüfkörpers (=Stahlträger) anzupassen, damit sich zum Versagenszeitpunkt unabhängig von der aktuellen Streckgrenze gleiche Verformungszustände und Versagenstemperaturen ergeben.
- Die kritische Stahltemperatur, die in Anhang C der DIN 4102 Teil 4 [34] mit 500 °C für Bauteile aus Stahl angegeben wird, hat sich nur bei Biegebauteilen bestätigt. Bei Einzelstützen sollte dieser Wert dagegen von der Schlankheit und der Lastausmitte abhängig gemacht werden, falls kein genauere Brandschutznachweis unter Berücksichtigung der Bauteilinteraktion durchgeführt wird.
- Die Parameterstudien haben ergeben, daß nur die Versagenstemperaturen, die an einem biegebeanspruchten Stahlträger beim Normbrandversuch erzielt wurden, auf entsprechend belastete Stahlbauteile in beliebiger Einbausituation übertragen werden sollten, wenn die thermische Dehnung nicht behindert wird. Das Tragverhalten von druckbeanspruchten Stahlbauteilen im Gesamtverband des Tragwerkes wird dagegen entscheidend beeinflusst von den statischen Randbedingungen, der Interaktion im Gesamtsystem und der statischen und thermischen Beanspruchungsart. In diesem Fall kann zur Zeit eine dem jeweiligen Tragwerk angemessene Brandschutzbemessung nur mit Hilfe eines sehr aufwendigen "General calculation model" [18] vorgenommen werden. Dies geht jedoch über die rechentechnischen Möglichkeiten hinaus, die heutzutage üblicherweise in den Ingenieurbüros zur Verfügung stehen.
- Im Hinblick auf die Beurteilung konkreter Bauwerke unter realen Brandsituationen auf der Grundlage der im Rahmen dieses Forschungsprojektes erzielten Ergebnisse sollte jedoch bedacht werden, daß hier nur einige ausgewählte Einflußgrößen untersucht und deshalb auch nur qualitative Aussagen getroffen wurden. Die Gründe für mögliche Unterschiede können sein:
 - * Abweichend vom Normbrandfeuer treten sogenannte "natürliche" Brände auf.
 - * Die Beflammung des Stahlbauteiles erfolgt ungleichmäßig. Damit erwärmen sich nur Teilbereiche der Stahlkonstruktion. In der Realität sind z.B. die statisch meist hochbeanspruchten Systemknotenpunkte wegen ihrer geschützten Lage im Bauwerk häufig weniger von der Temperatur beansprucht als hier angesetzt wurde.
 - * Andere statische Systeme und Belastungszustände liegen vor.
 - * Die Querschnittstragfähigkeit wird anders ausgenutzt.

Führt man für die Einzelbauteile Brandschutznachweise nach den Regeln des Eurocode III Teil 10, Kap. 4.2.2 "simple calculation model" auf der Grundlage der temperaturabhängigen $\sigma - \epsilon$ -Beziehungen nach Bild 2.7 durch, so ergeben sich abweichende Versagenstemperaturen. In den Bildern 6.1 bis 6.3 sind die Ergebnisse einer FEM-Berechnung einem näherungsweise Nachweis gemäß Eurocode gegenübergestellt:

- Biegeträger: Für einen nach Eurocode III [31] kaltbemessenen statisch bestimmten Biegeträger werden die Versagenstemperaturen gegenübergestellt, die sich in Abhängigkeit vom Lastausnutzungsgrad ergeben, wenn der Brandschutznachweis mit Hilfe einer FE-Rechnung oder nach dem Eurocode durchgeführt wird. Als Versagenkriterium wurde bei der FE-Rechnung die maximal zulässige Durchbiegung $f_{max} =$

$l^2/400 \cdot h$ gewählt. Die Übereinstimmung der Versagenstemperaturen ist gut, die Abweichungen betragen nur 10 °C (s. Bild 6.1). Um auch einen Vergleich mit den Ergebnissen des Kapitels 3.2 zu ermöglichen, sind zusätzlich in dieses Bild die kritischen Stahltemperaturen aus Bild 3.2 eingetragen.

- Stützen: Der Vergleich zwischen dem "simple calculation model" und der FE-Rechnung wird analog zu den Stahlträgern durchgeführt. Nach dem Eurocode-Verfahren ergeben sich die Versagenstemperaturen unabhängig von der Stützenschlankheit und der Lastexzentrizität. Sie sind dadurch im unteren Schlankheitsbereich zu hoch und liegen damit auf der unsicheren Seite (s. Bild 6.2).
- Rahmen: Für die zweistieligen Rahmen, die überwiegend biegebeansprucht sind, ergeben sich die Versagenstemperaturen unabhängig von der Systemschlankheit (s. Bild 6.3). Man erhält im Vergleich zu der Finite-Elemente-Berechnung zu niedrige Werte. Die bei einer statisch unbestimmten Lagerung vorhandenen Reserven bleiben unberücksichtigt.
- Darüber hinaus bietet der Eurocode III Teil 10 die Möglichkeit, ohne weitere Nachweise für zug- und biegebeanspruchte Bauteile 530 °C und für Druckglieder 490 °C als kritische Stahltemperaturen anzusetzen. Bei den Stützen werden diese Angaben von den Rechenergebnissen nicht bestätigt. Sie sind zu pauschal und liegen teilweise auf der unsicheren Seite.

Das im Eurocode III Teil 10 vorgeschlagene Bemessungsverfahren für Stahlstützen basiert auf einer Bedingung, die der Forderung (315) aus Teil 2 der (E)DIN 18800 äquivalent ist. Hierbei werden nur die Steifigkeiten des Bauteiles bzw. des Bauwerkssystems bezogen auf den Ausgangszustand angesetzt. Andere Belastungsgrade werden durch einen Faktor η berücksichtigt. Liegen darüber hinaus mit Stützen, Durchlaufträgern oder Zuggliedern statische Systeme vor, die ein anderes Tragverhalten als der statisch bestimmte Biegebalken auf zwei Stützen im Brandfall erwarten lassen, so wird dies mit Hilfe eines Adaptionfaktors κ durch pauschale 10 bis 20%ige Zu- und Abschläge auf einen Ausgangswert der Versagenstemperatur von ca. 530 °C in Rechnung gestellt. Mit den Gleichungen (6.1) und (6.2) werden beispielhaft Formeln vorgeschlagen, mit denen sich die Adaptionfaktoren κ für zentrisch und exzentrisch ($e/b=0.1$) belastete Stützen in Abhängigkeit von der Schlankheit und der Lastausmitte berechnen lassen:

$$\begin{array}{l} \text{zentrisch : } (e/b = 0.0) \\ \begin{array}{ll} 0.2 \leq \lambda^* \leq 0.5 & \kappa = 1.0 + 0.86 \cdot \lambda^* \\ 0.5 \leq \lambda^* \leq 1.7 & \kappa = 1.58 - 0.30 \cdot \lambda^* \\ 1.7 \leq \lambda^* & \kappa = 1.1 \end{array} \end{array} \quad (6.1)$$

$$\begin{array}{l} \text{exzentr. : } (e/b = 0.1) \\ \begin{array}{ll} 0.2 \leq \lambda^* \leq 0.7 & \kappa = 0.84 + 0.82 \cdot \lambda^* \\ 0.7 \leq \lambda^* \leq 1.7 & \kappa = 1.65 - 0.33 \cdot \lambda^* \\ 1.7 \leq \lambda^* & \kappa = 1.1 \end{array} \end{array} \quad (6.2)$$

Im Eurocode wird bei Stahlträgern der Einfluß eines Temperaturgradienten $\Delta\Theta$ pauschal durch eine Verringerung des Adaptionfaktors κ von 1.0 auf 0.7 berücksichtigt. Dadurch entsteht der Eindruck, daß bei gleicher mittlerer Erwärmungsgeschwindigkeit des Stahlprofils die Feuerwiderstandsdauer von Trägern durch eine Temperaturgradientenbelastung ansteigt. Dies ist jedoch nicht der Fall. Die rechnerischen Untersuchungen in Kapitel 3.2 haben vielmehr gezeigt, daß die Versagenstemperatur bezogen auf die Schwerachse des Stahlträgers mit wachsendem Temperaturgradienten absinkt - siehe Glg. (3.4). Es wird daher vorgeschlagen, den Adaptionfaktor in

Abhängigkeit von $\Delta\Theta$ nach Gleichung (6.3) zu formulieren und ihn dabei auf die mittlere Schwerpunktstemperatur zu beziehen, wobei $\Delta\Theta$ in % der Schwerpunktstemperatur angegeben wird.

$$\begin{aligned} \kappa &= 1.0 && \text{für } \Delta\Theta \leq 17\% \\ \kappa &= 0.86 + 0.85 \cdot \Delta\Theta/100 && \text{für } \Delta\Theta \geq 17\% \end{aligned} \quad (6.3)$$

Darüber hinaus hat das Näherungsverfahren im Eurocode den Nachteil, daß es nicht auf Systeme angewendet werden darf, die unter Berücksichtigung der Einflüsse aus der Theorie 2. Ordnung zu bemessen sind. Außerdem bleibt bei der Beurteilung des Tragverhaltens einer brandbeanspruchten Stahlkonstruktion unberücksichtigt, daß sich die Systemsteifigkeit im Verlauf der Erwärmung in Abhängigkeit vom statischen System, der Ausgangssteifigkeit und der vorhandenen Belastung verändert. Außerdem wird bei den stabilitätsgefährdeten Bauteilen vernachlässigt, daß in Abhängigkeit von deren Schlankheit entweder der Elastizitätsmodul oder die Streckgrenze maßgebend für ihr Tragverhalten im Brandfall ist. Beide Parameter werden jedoch unterschiedlich stark von einer Temperaturerhöhung beeinflusst.

Eine abschließende Antwort auf die Frage nach den Versagenstemperaturen von Bauwerkssystemen aus Stahl konnte im Rahmen des vorliegenden Forschungsberichtes jedoch nicht gegeben werden. Es war deshalb nicht möglich, entsprechende Konstruktionshinweise zu erarbeiten. Nach wie vor ist ungeklärt, welchen Einfluß die folgenden Parameter auf die Versagenstemperatur eines Tragwerkes haben:

- Systemeigenschaften
 - * Geometrie
 - * Steifigkeit
 - unterschiedliche Steifigkeit der Einzelbauteile,
 - geometrische Randbedingungen (Dreh- oder Wegfesseln),
 - geometrische Übergangsbedingungen (z.B. steife Ecken)
 - * Imperfektionen
- Belastung
 - * statisch
 - Kombination von horizontal und vertikal wirkenden äußeren Lasten,
 - Qualität der Belastung (vor allem Druck- und Druck/Biegebeanspruchung),
 - Doppelbiegung (planmäßig vorgegeben bzw. als Zusatzbeanspruchung im Brandfall),
 - Eigenspannungen
 - * thermisch
 - auf das Bauwerk bezogene Teilbeflammungszustände (unterschiedliche Erwärmung der Einzelbauteile),
 - auf das Bauteil bezogene Teilbeflammungszustände (Temperaturgradient und/oder Temperaturprofil im Einzelbauteil)
- temperaturabhängige $\sigma - \epsilon$ -Beziehungen
 - * Übergangsbereich elastisch \Rightarrow plastisch,
 - * Abhängigkeit der Materialkennlinien von der aktuellen Streckgrenze

Erst wenn diese Punkte geklärt sind, kann man die konstruktiven Kriterien angeben, die ein Stahltragwerk erfüllen muß, damit sich ein in brandschutztechnischer Hinsicht günstiges Tragverhalten einstellt. Und erst dann läßt sich auch das von den Fachingenieuren benötigte Verfahren

entwickeln, mit dem man auf "einfache" Weise, z.B. anhand von Tabellen und Diagrammen, das Tragverhalten brandbeanspruchter Stahlkonstruktionen unter Berücksichtigung der Interaktion der Einzelbauteile beurteilen kann.

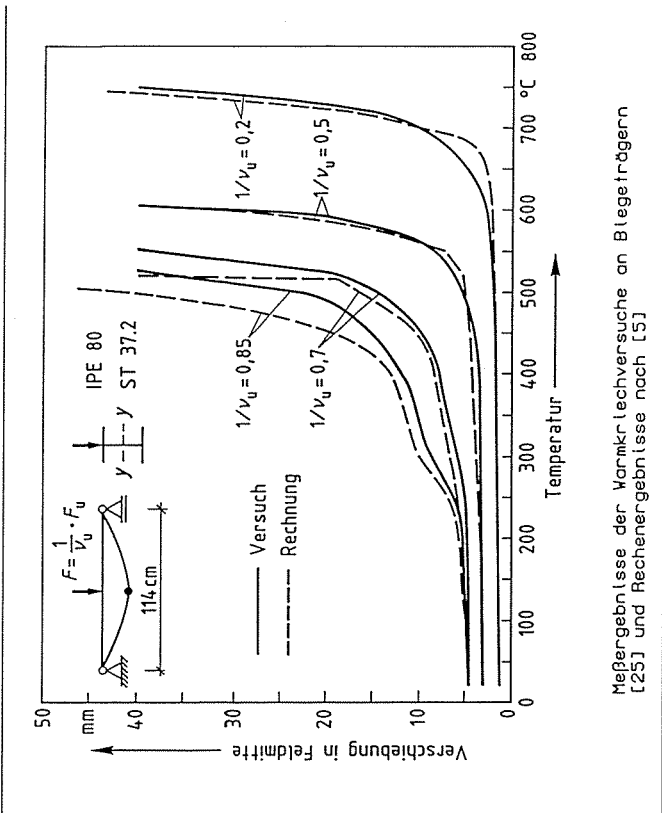
Kapitel 7

Literaturverzeichnis

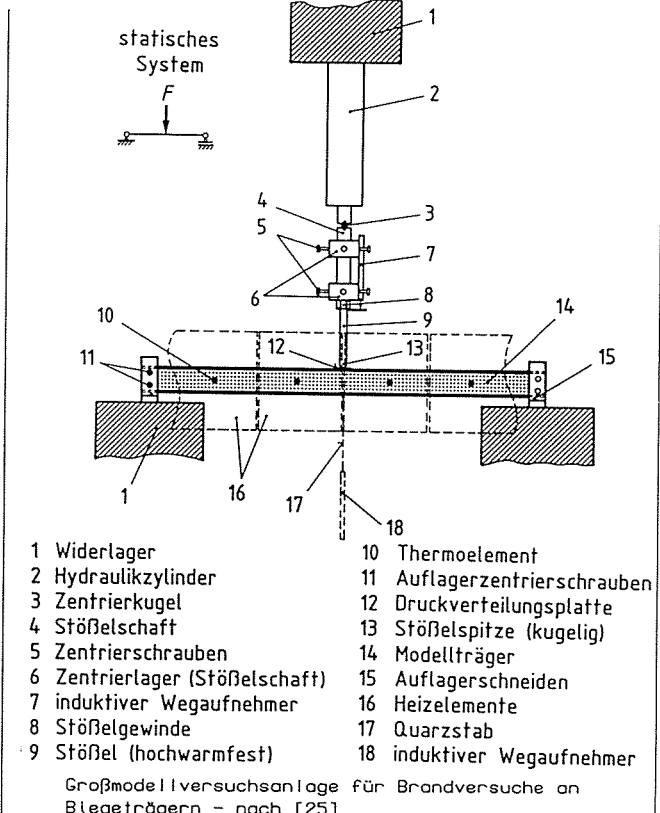
- [1] Hoffend, F., K. Kordina u. C. Meyer-Ottens: Neue Prüfvorschriften für Stahlstützen bei Brandprüfungen nach DIN 4102 Teil 2, DIN-Mitteilungen 63(1984), Nr.3, Seite 148-154
- [2] Schaumann, P.: Zur Berechnung stählerner Bauteile und Rahmentragwerke unter Brandbeanspruchung, Technisch-wissenschaftliche Mitteilungen Nr. 84-4 Institut für Konstruktiven Ingenieurbau, Ruhr- Universität Bochum, Dissertation, Oktober 1984
- [3] Rubert, A. u. P. Schaumann: Tragverhalten stählerner Rahmensysteme bei Brandbeanspruchung, Stahlbau 54(1985), Heft 9, Seite 280-287
- [4] Bock, H.M.: Über das Tragverhalten von Stahlstützen während eines Normbrandversuches, Stahlbau 56(1987), Heft 6, Seite 161-168
- [5] Läer, R.: Zum Trag- und Verformungsverhalten von Stahlkonstruktionen unter dem Lastfall "Brand", Heft 10 der Berichte aus dem Ingenieurbau der Technischen Universität Berlin, 1989
- [6] Bock, H. M., W. Brocks, R. Läer u. Ch. Marotzke: Ein Verfahren zur Berechnung des nicht-linearen Tragverhaltens von stählernen Rahmensystemen mit finiten Elementen, Stahlbau 58 (1989), Heft 12, Seite 365-370
- [7] Bock, H. M. u. H. Wernersson: Zur rechnerischen Analyse des Tragverhaltens brandbeanspruchter Stahlträger, Stahlbau 55(1986), Heft 1, Seite 7-14
- [8] Bock, H. M.: Brandschutz im Stahlbau - Ein Forschungsschwerpunkt im Laboratorium "Brandschutz, Feuerschutz" / Amts- und Mitteilungsblatt der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM), Band 16 (1986), Nr. 2, Seite 167-177
- [9] Bock, H. M.: FE-Simulation des Tragverhaltens brandbeanspruchter Stahlstützen, in: Finite Elemente - Anwendungen in der Baupraxis, Verlag w. Ernst & Sohn, Berlin-München-Düsseldorf, 1988
- [10] Haß, R.: Zur praxisingerechten brandschutztechnischen Beurteilung von Stützen aus Stahl und Beton, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der TU Braunschweig, 1986
- [11] Reyer, E. u. A. Nöker: Zum Brandverhalten von Gesamtkonstruktionen des Stahl- und Stahlverbundbaues 1. Teil: Verfahren, Eignungstests und Vergleichsberechnungen zur experimentellen Untersuchung mit Großmodellen, Der Stahlbau 52(1983), Heft 1, Seite 1-10

- [12] Rubert, A.: Die Großmodelltechnik, ein neuartiger Weg für Serienuntersuchungen zum Brandverhalten von Einzelbauteilen und Gesamtkonstruktionen mit quantifizierbarem Aus-sagewert, Techn. Mitt. Krupp - Forschungs-Berichte, Band 41 (1983), Heft 2, Seite 87-96
- [13] Knublauch, E., R. Rudolphi u. J. Stanke: Feuerwiderstandsdauer von Stahlstützen, Der Stahlbau 43(1974), Heft 6, Seite 175-182 u. Heft 8, Seite 249-254
- [14] Rubert, A. u. P. Schaumann: Temperaturabhängige Werkstoffeigenschaften von Baustahl bei Brandbeanspruchung, Stahlbau 54(1985), Heft 3, Seite 81-86
- [15] Ruge, J. u. O. Winkelmann: Verfahren zur Bestimmung eines kritischen Kennwertes für den Fall instationärer Erwärmung bei Simulation einer Brandbelastung von Stahl, Materi-alprüfung 19(1977), Heft 8, Seite 295-299
- [16] European Convention for Constructional Steelwork (ECCS) Committee T3 - Fire Safety of Steel Structures - Design Manual, 1985
- [17] Coordination Group for Eurocodes: Eurocode on Actions on Structures - Chapter 20: Ac-tions on Structures Exposed to Fire, Draft April 1990, Commission of the European Com-munity
- [18] Kruppa, J., M. Law u. L. Twilt: Eurocode III: Design of Steel Structures; Part 10: Structural Fire Design, Draft April 1990, Commission of the European Community
- [19] Bathe, K.-J.: ADINA, A Finite Element Program for Automatic Dynamic Incremental Non-linear Analysis, Report AE 84-1, ADINA-Engineering Inc., Watertown/MA 1984
- [20] DIN 4102 Teil 2: Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen; Bauteile; Begriffe, An-forderungen und Prüfungen - September 1977
- [21] DIN 1050: Stahl im Hochbau; Berechnung und bauliche Durchbildung - Juni 1968
- [22] DIN 4114 Blatt 1 und Blatt 2: Stahlbau Stabilitätsfälle (Knickung, Kippen, Beulen), Berech-nungsgrundlagen, Vorschriften und Richtlinien - Juli 1952 bzw. Februar 1953
- [23] (E)DIN 18800 Teil 1: Stahlbauten; Bemessung und Konstruktion - Entwurf März 1988
- [24] (E)DIN 18800 Teil 2: Stahlbauten; Stabilitätsfälle, Knicken von Stäben und Stabwerken - Entwurf März 1988
- [25] Rubert, A.: Experimentelle Untersuchungen zum Brandverhalten kompletter, ebener Rah-mensysteme aus Baustahl, Forschungsbericht für die Studiengesellschaft für die Anwendung-stechnik von Eisen und Stahl e.V zur Teilaktivität P86/3.2 des BMFT-Vorhabens mit der Förderkennziffer BAU 6004, Düsseldorf (1984)
- [26] Meyer-Ottens, C.: Brandversuche an ummantelten Stahlträgern, Der Stahlbau 37(1968), Heft 6, Seite 198-191
- [27] DIN 4223: Gasbeton; Bewehrte Bauteile - Entwurf August 1978
- [28] ISO 834: Fire resistance tests; Elements of building construction; draft May 1990
- [29] DIN V 18230 Teil 1: Baulicher Brandschutz im Industriebau; Rechnerisch erforderliche Feuerwiderstandsdauer - September 1987

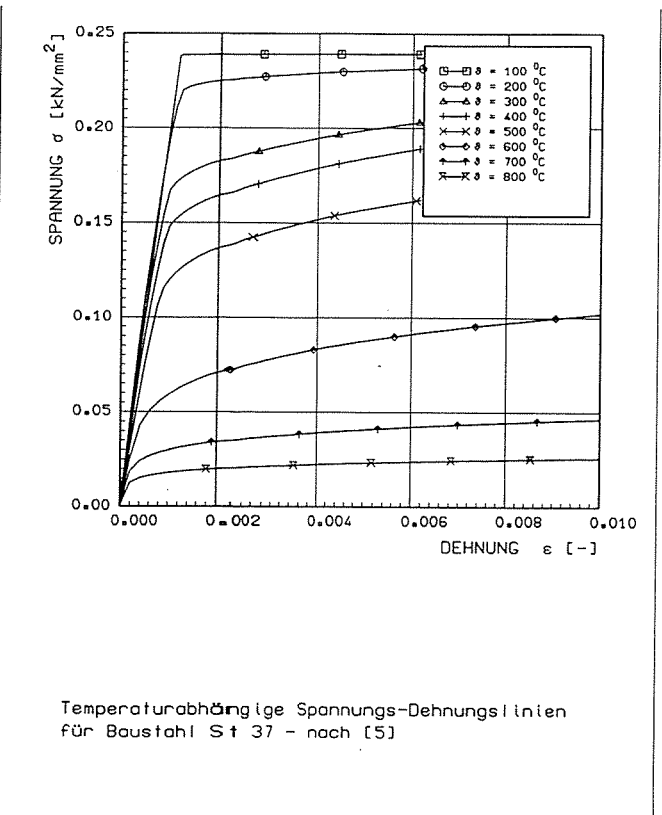
- [30] Bathe, K.-J.: Finite Element Procedures in Engineering Analysis, Englewood Cliffs, New Jersey, Prentice-Hall Inc., 1982
- [31] Eurocode III: Gemeinsame einheitliche Regeln für Stahlbauten; Bericht EUR 8849 der Kommission der Europäischen Gemeinschaften, Stahlbauverlagsgesellschaft mbH, Köln 1984
- [32] Ryan, J. V. u. A. F. Robertson: Proposed Criteria for Defining Load Failure of Beams, Floors, and Roof Constructions During Fire Tests, Journal of Research of the National Bureau of Standards, Vol. 63C, No 2, Oct.-Dec. 1959
- [33] Bock, H. M., S. Erbay u. J. With: "Kritische Stahltemperatur als charakteristischer Kennwert für die Feuerwiderstandsdauer von Bauwerkssystemen aus Stahl", Abschlußbericht zum BAM-Forschungsvorhabens 02440, 1992
- [34] DIN 4102 Teil 4: Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen; Zusammenstellung und Anwendung klassifizierter Baustoffe, Bauteile und Sonderbauteile - März 1981



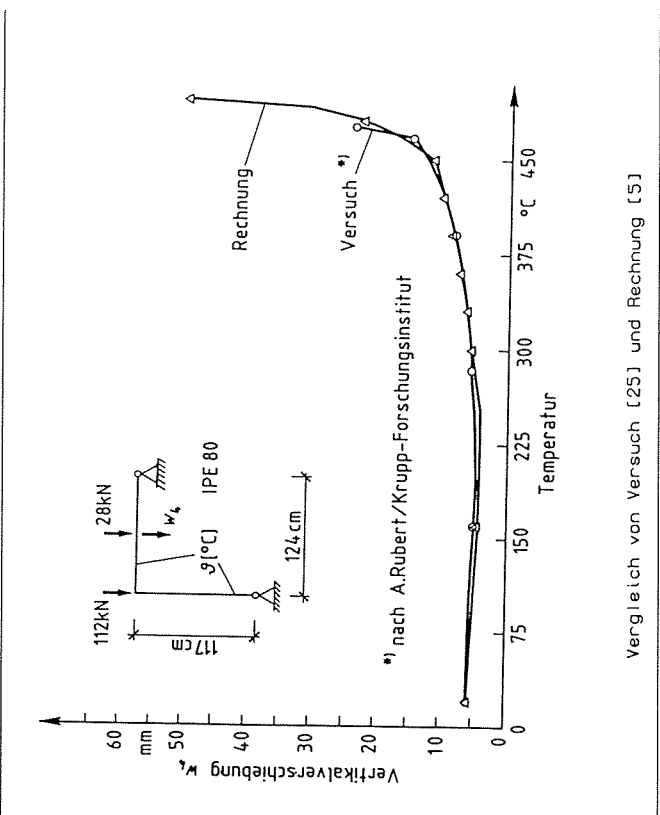
BAM 2.41 | Warmkriechversuche | BILD 2.2



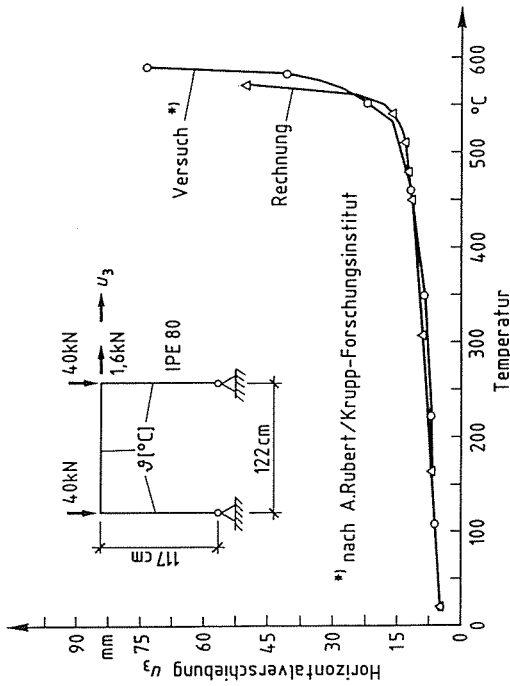
BAM 2.41 | Großmodellversuchsanlage | BILD 2.1



BAM 2.41 | Materialverhalten | BILD 2.3



BAM 2.41 | Einhüftiger Rahmen (EHR3) | BILD 2.4

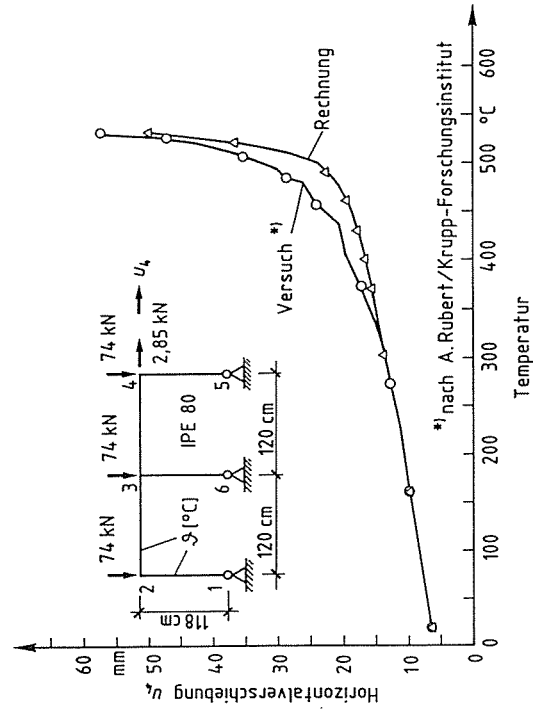


Vergleich von Versuch [25] und Rechnung [5]

BAM 2.41

Zweigelenrahmen (EGR2)

BILD 2.5

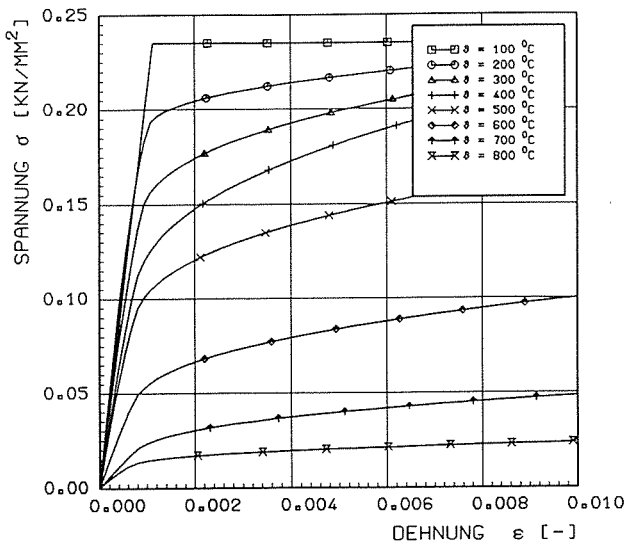


Vergleich von Versuch [25] und Rechnung [5]

BAM 2.41

Zweischiffiger Rahmen (ZSR1)

BILD 2.6

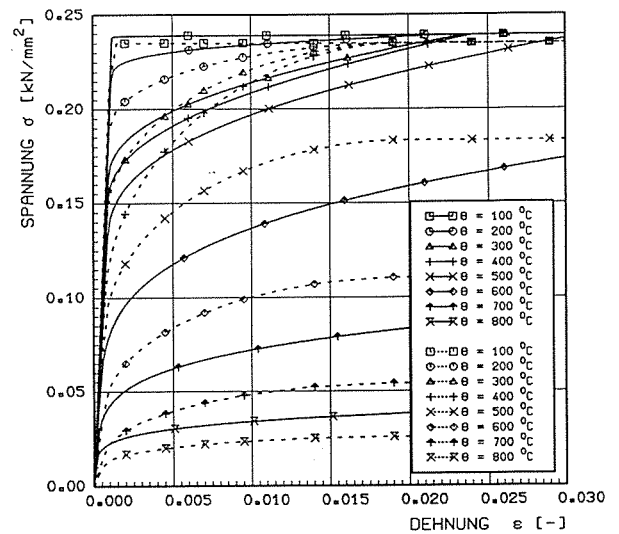


Temperaturabhängige Spannungs-Dehnungslinien für Baustahl Fe 360 - nach [18]

BAM 2.41

Materialverhalten

BILD 2.7



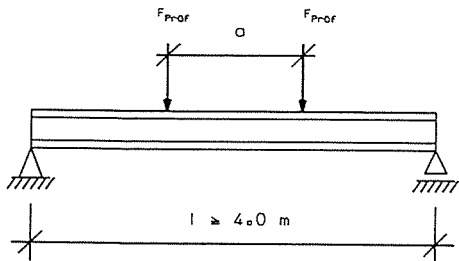
Vergleich der temperaturabh. Spannungs-Dehnungslinien für Baustahl St 37 bzw. Fe 360 nach [5] und [18]

— ST 37 ($\sigma_F = 240 \text{ N/mm}^2$)
- - Fe 360 ($\sigma_F = 235 \text{ N/mm}^2$)

BAM 2.41

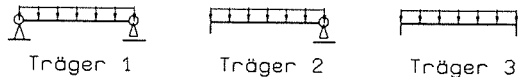
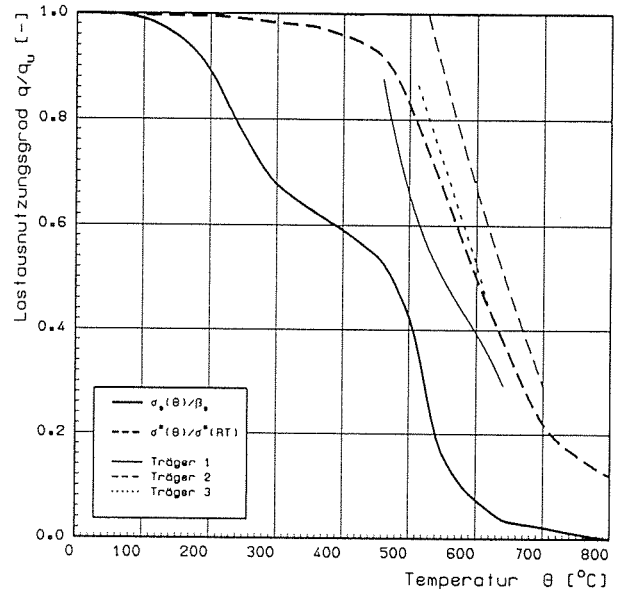
Materialverhalten

BILD 2.8



a = Abstand der Prüfkkräfte
l = Stützweite

Statisches System der Stahlträger für Normbrandversuche



Versagenstemperaturen in Abhängigkeit vom Lastausnutzungsgrad, mit den stat. Randbedingungen als Parameter
Biegung um die starke Achse, Bemessung nach DIN 18800

BAM 2.41

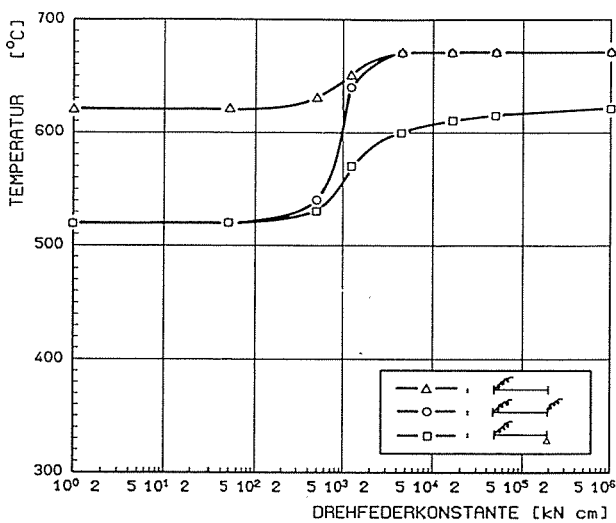
Trägernormbrandversuche

BILD 3.1

BAM 2.41

STAHLTRÄGER IPE 140

BILD 3.2

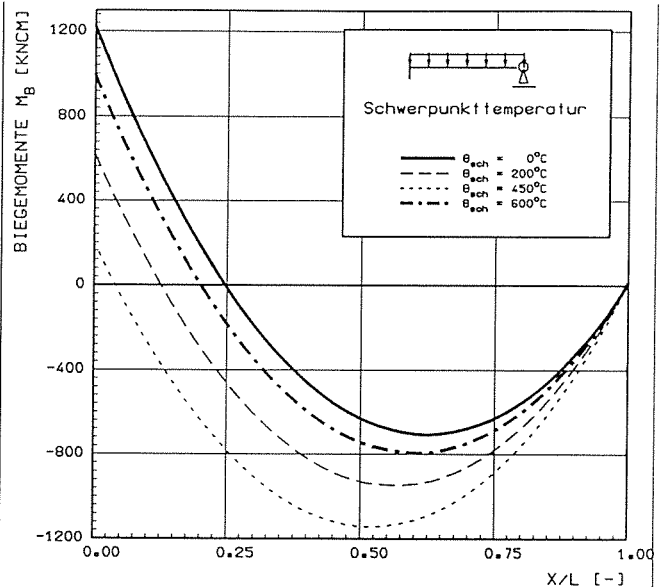


Versagenstemperaturen in Abhängigkeit von der elastischen Einspannung;
Biegung um die starke Achse, Bemessung nach DIN 18800
Belastung: $q = \frac{q_{zul}}{2}$

BAM 2.41

STAHLTRÄGER IPE 140

BILD 3.3



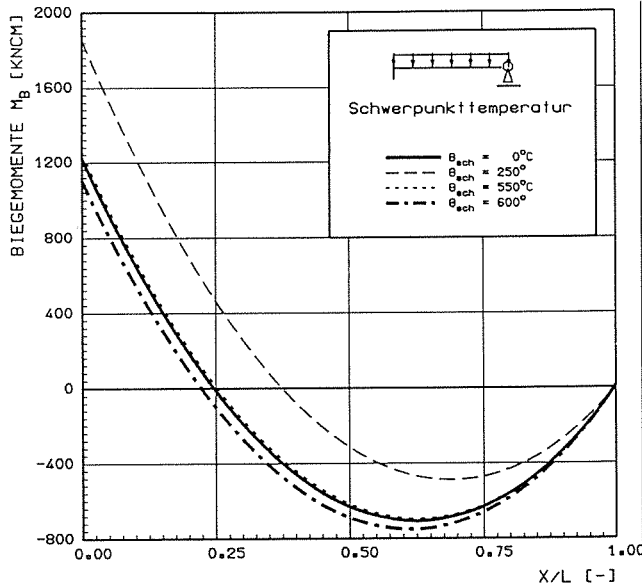
Stahlträger einseitig eingespannt, einseitig freidrehbar gelagert; Gleichstreckenlast und positive Temperaturdifferenzenbelastung ($\Delta\theta = 0.2 \cdot \theta_{sch}$)
Verlauf der Biegemomente für verschiedene Schwerpunkttemperaturen θ_{sch}

BAM 2.41

TRÄGER IPE 140

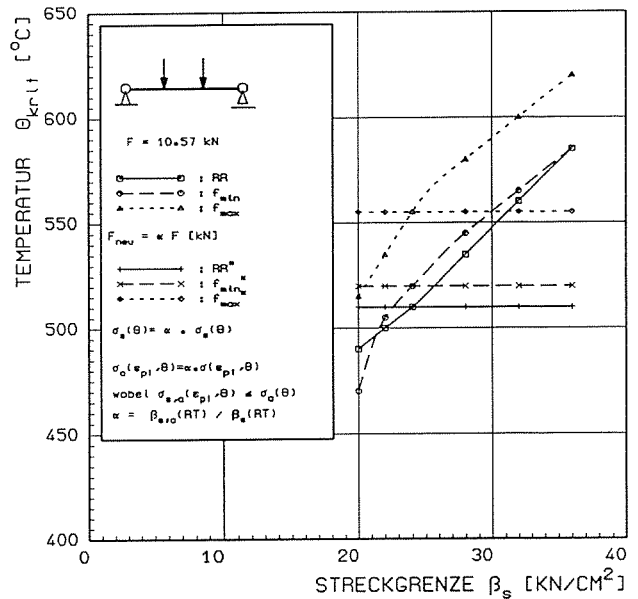
mit positiven Temperaturgradienten

BILD 3.4



Stahlträger einseitig eingespannt, einseitig freidrehbar gelagert; Gleichstreckenlast und negative Temperaturdifferenzenbelastung ($\Delta\theta = -0.2 \cdot \theta_{sch}$)
Verlauf der Biegemomente für verschiedene Schwerpunktemperaturen θ_{sch}

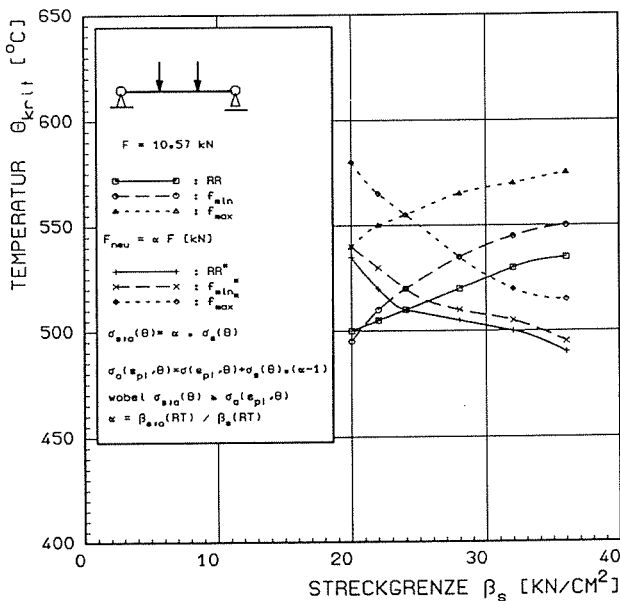
BAM 2.41 | TRÄGER IPE 140 | BILD 3.5
mit negativen Temperaturgradienten



Versagenstemperatur θ_{krit} in Abhängigkeit von der aktuellen Streckgrenze $\beta_{s,10}$ des Probekörpers mit den unterschiedlichen Versagenskriterien der ISO 834 als Parameter

- Robertson - Ryan - Kriterium
- min. Mittendurchbiegung $f_{min} = l / 30 = 15.60$
- max. Mittendurchbiegung $f_{max} = l^2 / 400 h = 39.11$

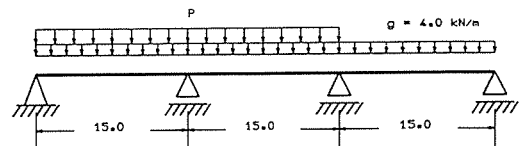
BAM 2.41 | STAHLTRÄGER IPE 140 | BILD 3.6



Versagenstemperatur θ_{krit} in Abhängigkeit von der aktuellen Streckgrenze $\beta_{s,10}$ des Probekörpers mit den unterschiedlichen Versagenskriterien der ISO 834 als Parameter

- Robertson - Ryan - Kriterium
- min. Mittendurchbiegung $f_{min} = l / 30 = 15.60$
- max. Mittendurchbiegung $f_{max} = l^2 / 400 h = 39.11$

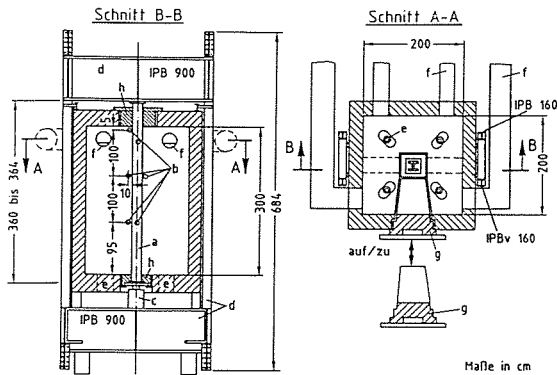
BAM 2.41 | STAHLTRÄGER IPE 140 | BILD 3.7



- Verfahren: (DIN 1050) ; $P = P_0 = 11.4 \text{ kN/m}$
 Verfahren: Elastisch-Elastisch (DIN 18800 7.4.2) ; $P = P_2 = 10.4 \text{ kN/m}$
 Verfahren: Elastisch-Plastisch (DIN 18800 7.4.3) ; $P = P_3 = 12.3 \text{ kN/m}$
 Verfahren: Elastisch-Plastisch (DIN 18800 7.4.3) ; $P = P_4 = 14.9 \text{ kN/m}$
 Verfahren: Plastisch-Plastisch (DIN 18800 7.4.4) ; $P = P_5 = 17.2 \text{ kN/m}$

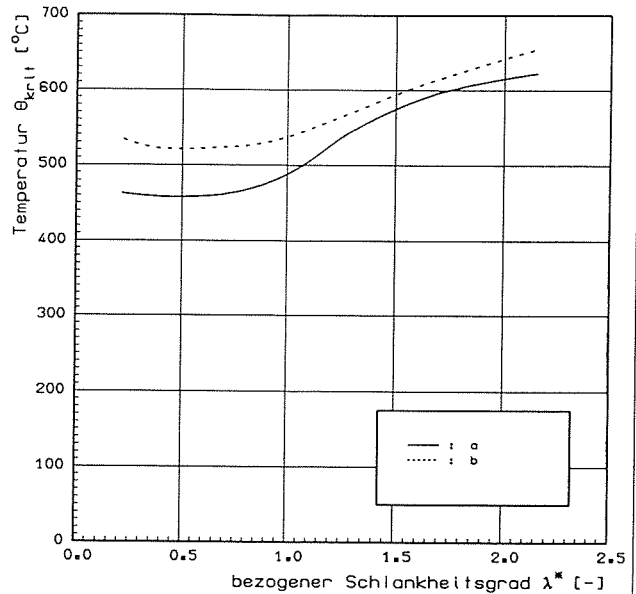
System, Abmessungen, Belastungen

BAM 2.41 | Dreifeldträger IPE 550 | BILD 3.8



- a) Probekörper
- b) Thermolemente
- c) Druckzylinder
- d) Belastungsrahmen
- e) Ölgebläsebrenner
- f) Rauchabzüge
- g) Ausfahrbare Tür
- h) Abdichtung

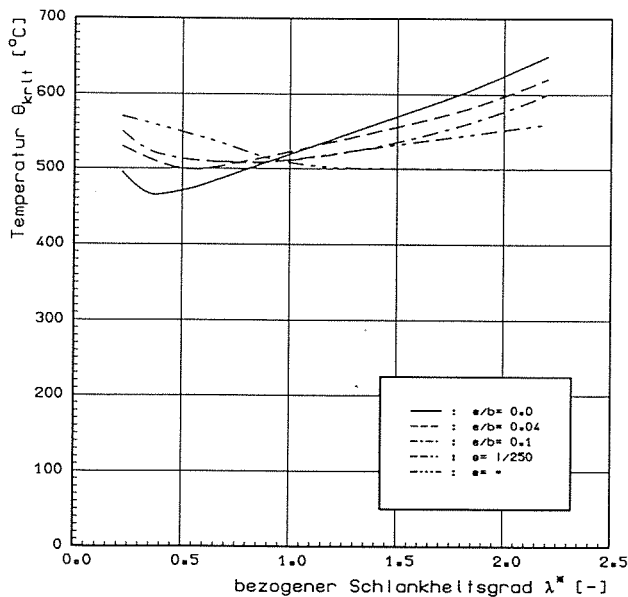
Stützenprüfstand der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (Horizontal- und Vertikalschnitt)



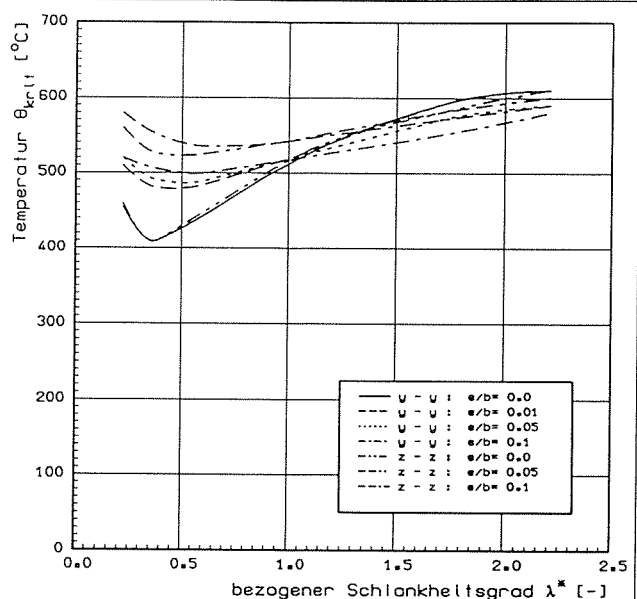
Versagenstemperatur θ_{krit} von zentrisch belasteten Stahlstützen in Abhängigkeit vom bezogenen Schlankheitsgrad λ^* ; Biegung um die schwache Achse; Bemessung nach DIN 1050 und DIN 4114, Lastfall HZ, Lagerung entsprechend Euler III
 - a) nach Hoffend et al. [1]
 - b) nach eigenen Berechnungen

BAM 2.41 | Stützenprüfstand | BILD 3.9

BAM 2.41 | STAHLSTÜTZEN HE-B 180 | BILD 3.10



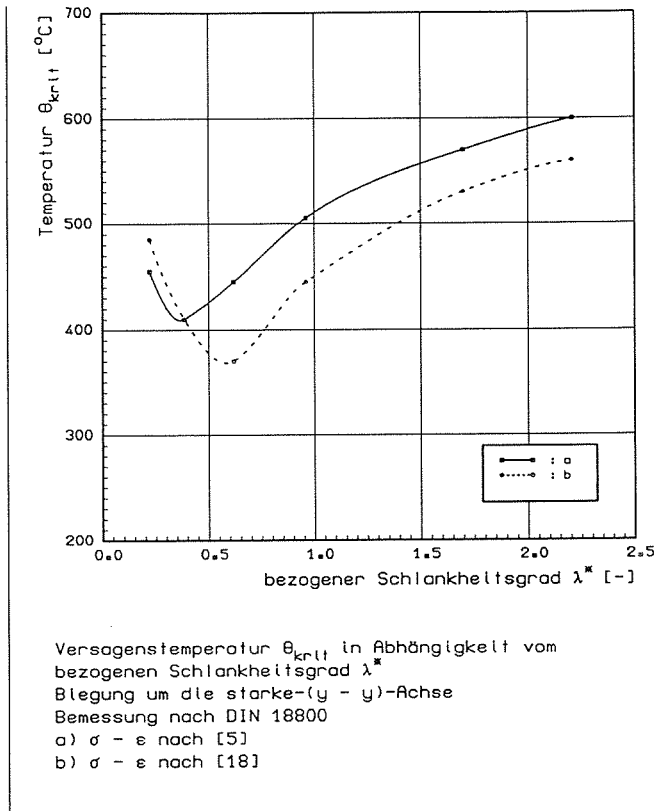
Versagenstemperatur θ_{krit} in Abhängigkeit vom bezogenen Schlankheitsgrad λ^* mit der Ausmitte e als Parameter; Biegung um die schwache-(z-z)-Achse; Bemessung nach DIN 1050 und DIN 4114, Lastfall HZ,



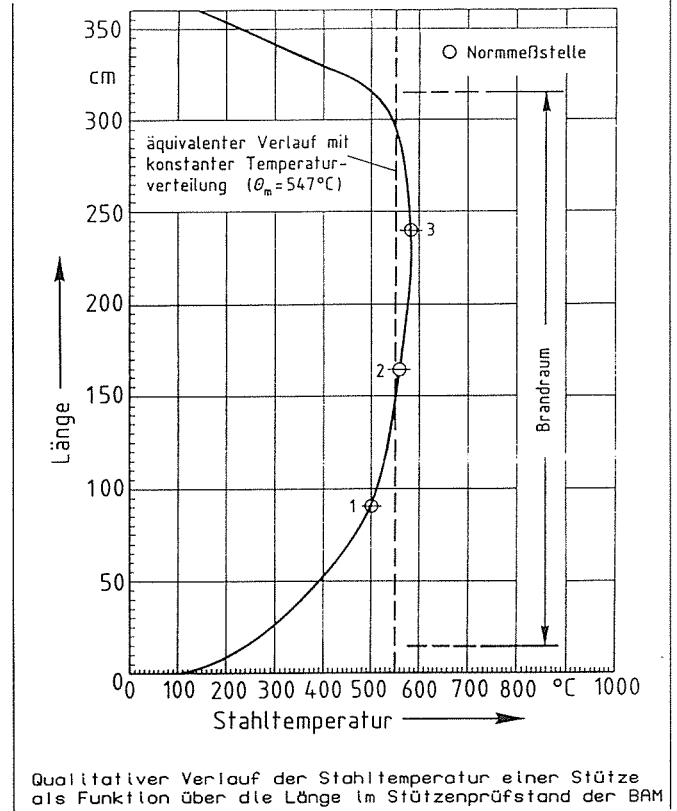
Versagenstemperatur θ_{krit} in Abhängigkeit vom bezogenen Schlankheitsgrad λ^* mit der Ausmitte e als Parameter; Biegung um die starke-(y-y)-Achse bzw. um die schwache-(z-z)-Achse; Bemessung nach DIN 18800

BAM 2.41 | STAHLSTÜTZEN HE-B 180 | BILD 3.11

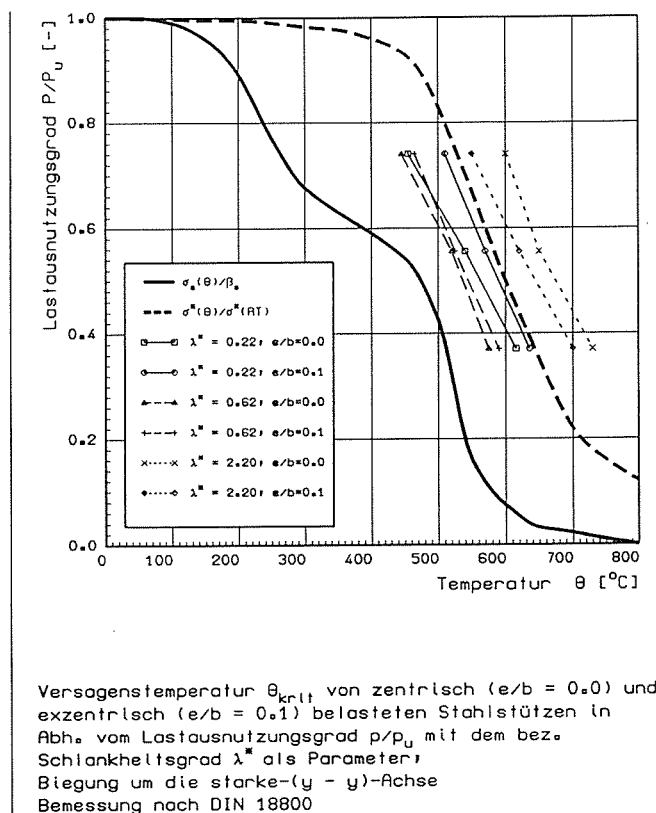
BAM 2.41 | STAHLSTÜTZEN HE-B 180 | BILD 3.12



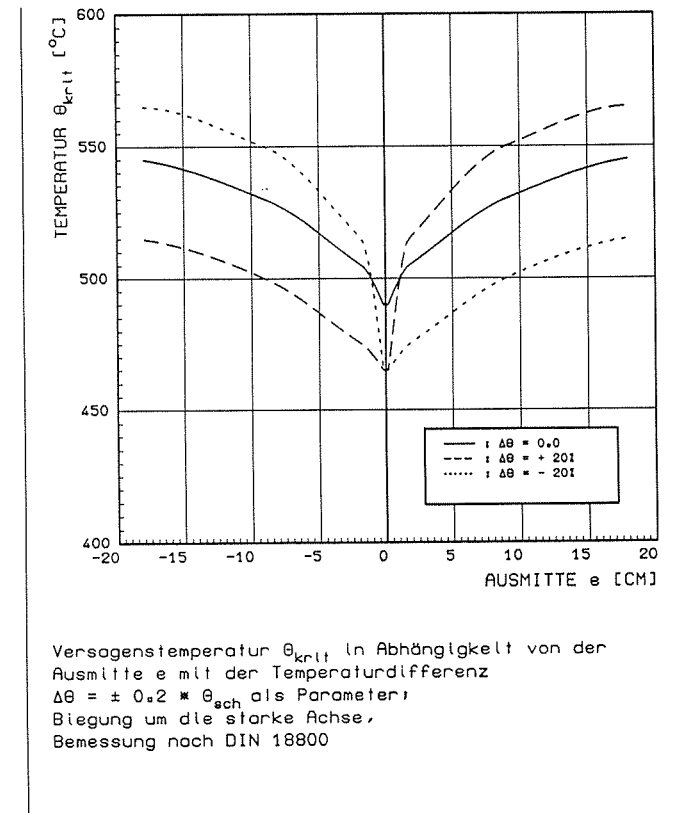
BAM 2.41 | STAHLSTÜTZEN HE-B 180 | BILD 3.13



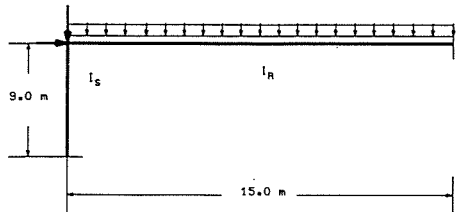
BAM 2.41 | Stahlstütze | BILD 3.14



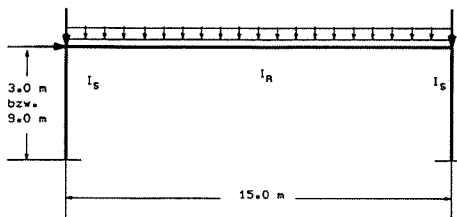
BAM 2.41 | STAHLSTÜTZEN HE-B 180 | BILD 3.15



BAM 2.41 | STAHLSTÜTZEN HE-B 180 | BILD 3.16



einhüftiger Rahmen



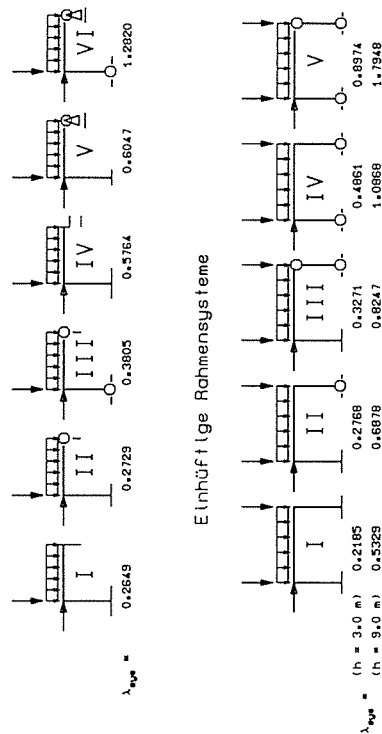
zweistelliger Rahmen

Systemskizze der untersuchten Rahmensysteme

BAM 2.41

Rahmensysteme (IPE_v 550)

BILD 4.1



Einhüftige Rahmensysteme

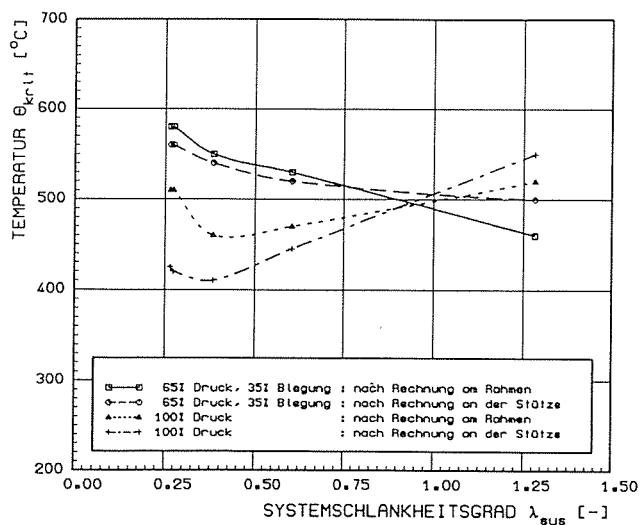
Zweistellige Rahmensysteme

statische Randbedingungen der rechnerisch untersuchten einhöftigen und zweistelligen Rahmensysteme

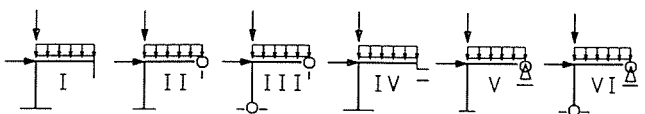
BAM 2.41

Rahmensysteme (IPE_v 550)

BILD 4.2



Versagenstemperatur θ_{krit} in Abhängigkeit vom Systemschlankheitsgrad λ_{sys} : Vergleich der Ergebnisse aus einer Rechnung am Rahmensystem bzw. an der Stütze Biegung um die starke Achse, Bemessung nach DIN 18800

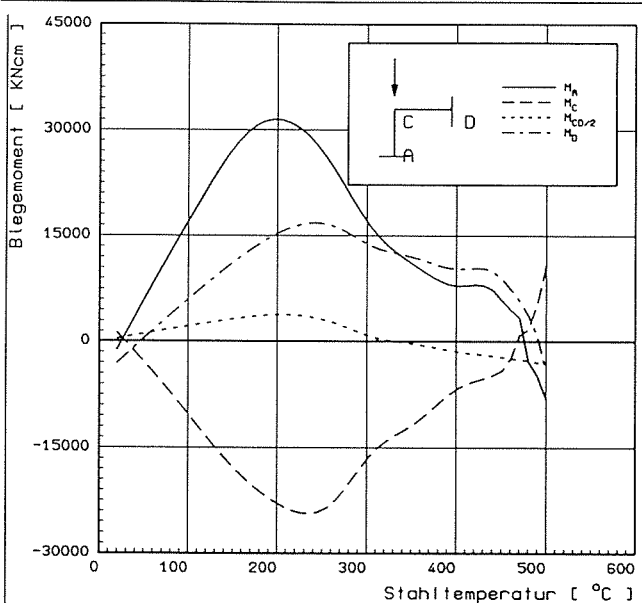


einhüftiger Rahmen

H = 900 CM

BAM 2.41

BILD 4.3



Verlauf der Biegemomente in Abhängigkeit von der Stahltemperatur System I : druckbeansprucht

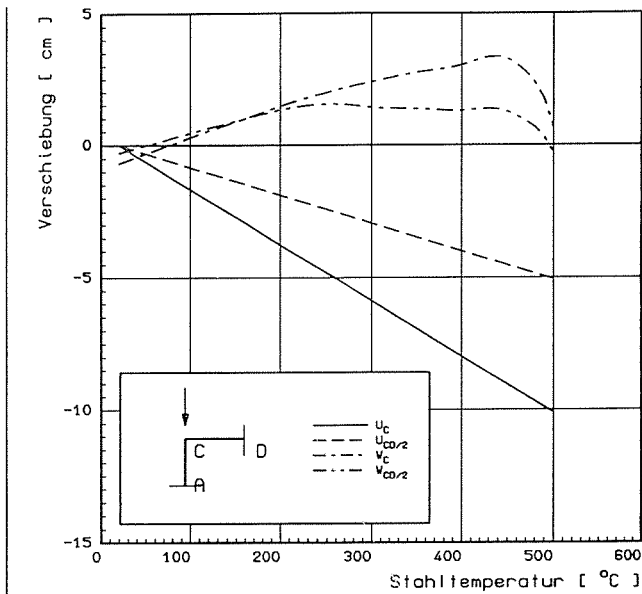
1. Fließbeginn bei A (160°C)
2. Fließbeginn bei C (210°C)

BAM 2.41

einhüftiger Rahmen

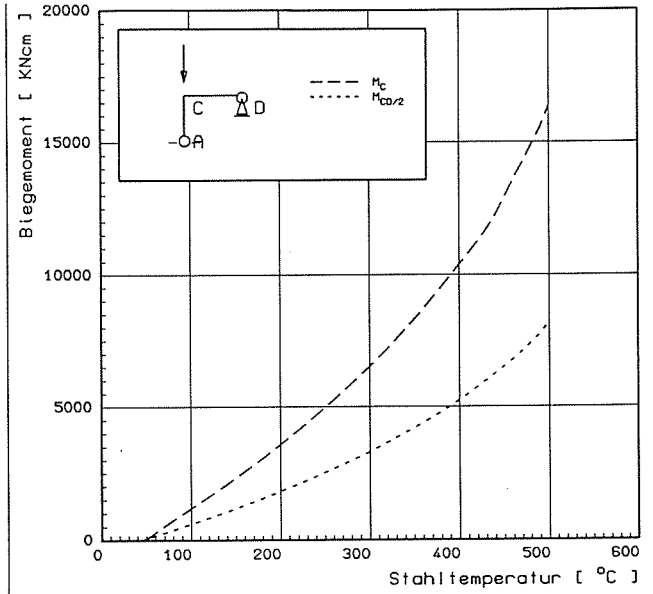
H = 900 CM

BILD 4.4



Verlauf der horizontalen (u) und vertikalen (w) Knotenpunktverschiebungen in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System I : druckbeansprucht

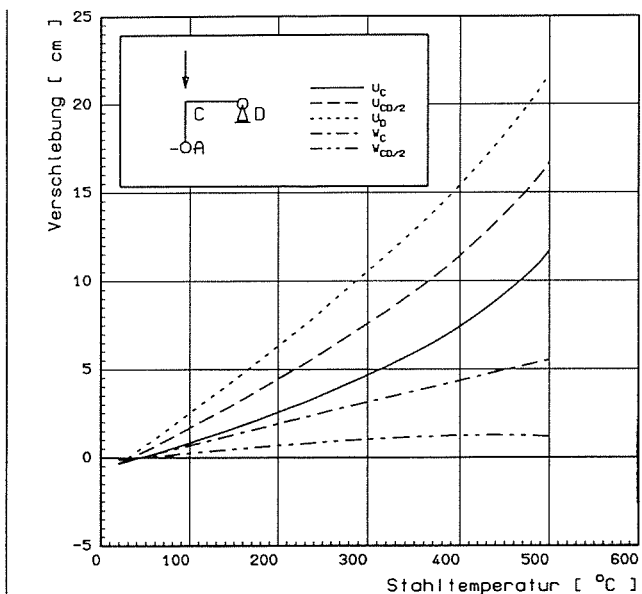
BAM 2.41 | einhöftiger Rahmen | BILD 4.5
H = 900 CM



Verlauf der Biegemomente in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System VI : druckbeansprucht

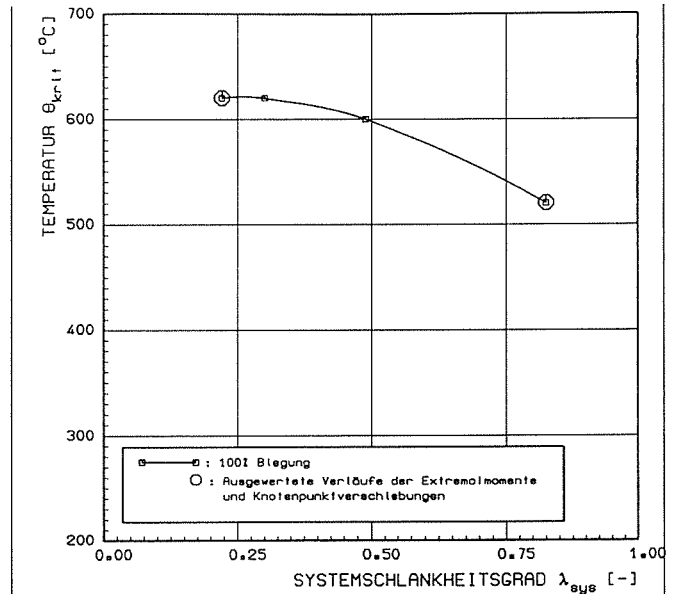
Fließbeginn bei C (490°C)

BAM 2.41 | einhöftiger Rahmen | BILD 4.6
H = 900 CM

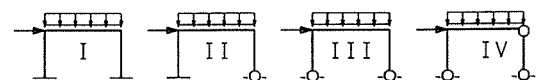


Verlauf der horizontalen (u) und vertikalen (w) Knotenpunktverschiebungen in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System VI : druckbeansprucht

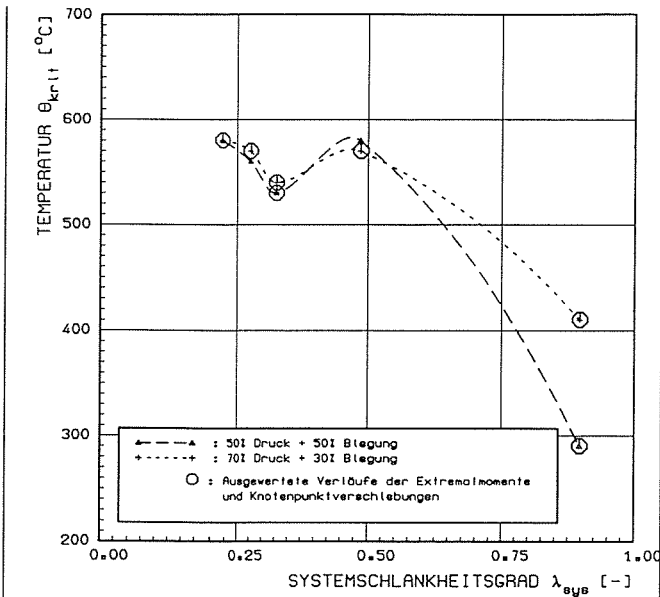
BAM 2.41 | einhöftiger Rahmen | BILD 4.7
H = 900 CM



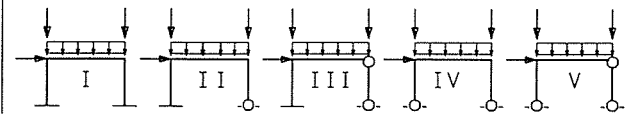
Versagenstemperatur θ_{krit} in Abhängigkeit vom Systemschlankheitsgrad λ_{sys} :
Biegung um die starke Achse,
Bemessung nach DIN 18800



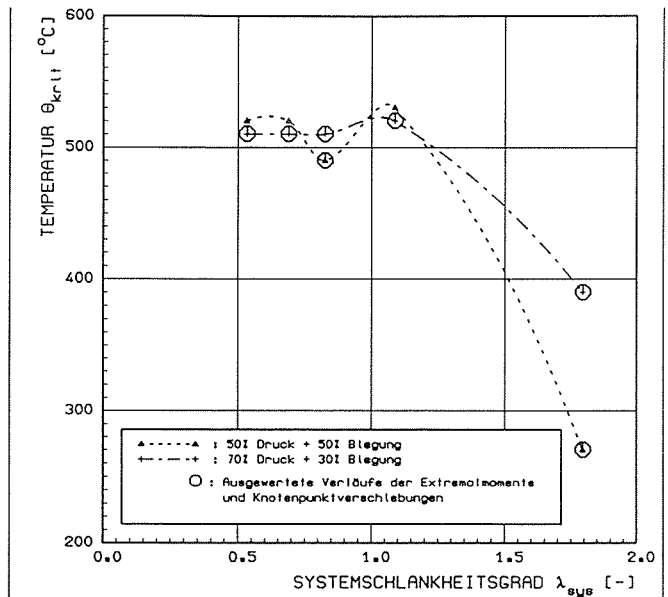
BAM 2.41 | zweistieliger Rahmen | BILD 4.8
H = 300 CM



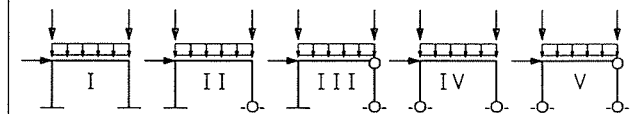
Versagenstemperatur θ_{krit} in Abhängigkeit vom System schlankheitsgrad λ_{sys} :
Biegung um die starke Achse,
Bemessung nach DIN 18800



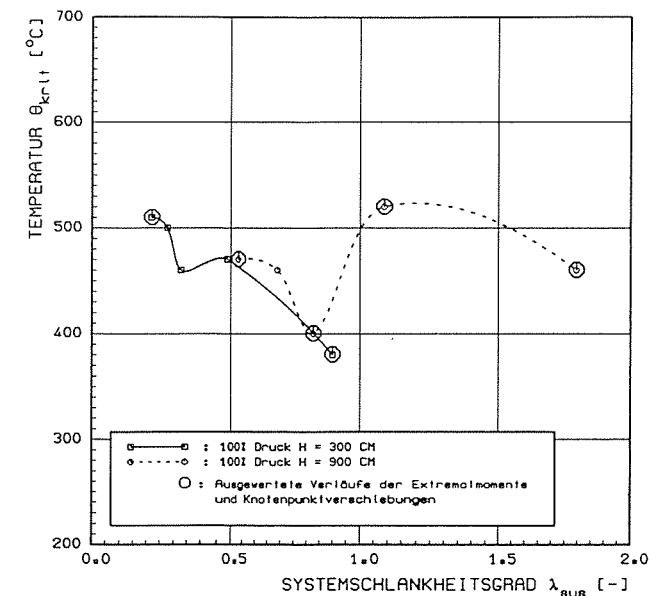
BAM 2.41 | zweistöckiger Rahmen H = 300 CM | BILD 4.9



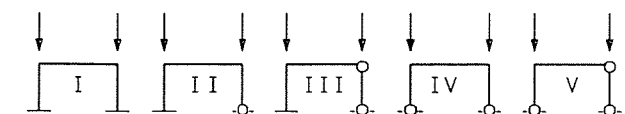
Versagenstemperatur θ_{krit} in Abhängigkeit vom System schlankheitsgrad λ_{sys} :
Biegung um die starke Achse,
Bemessung nach DIN 18800



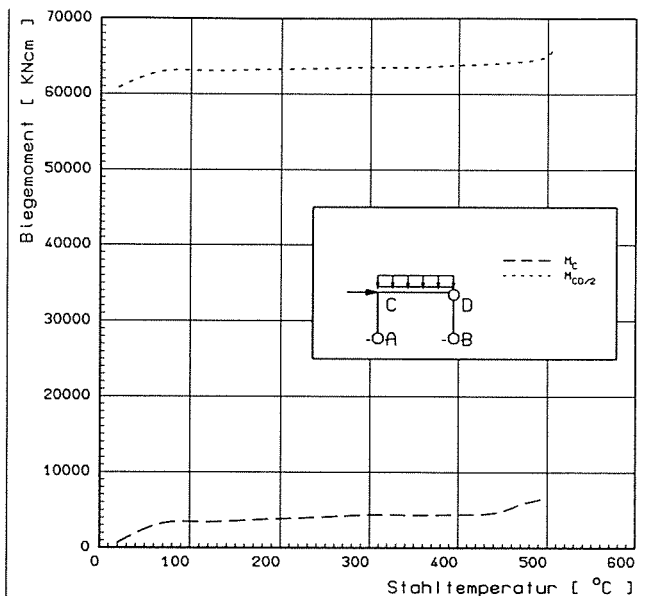
BAM 2.41 | zweistöckiger Rahmen H = 900 CM | BILD 4.10



Versagenstemperatur θ_{krit} in Abhängigkeit vom System schlankheitsgrad λ_{sys} :
Biegung um die starke Achse,
Bemessung nach DIN 18800



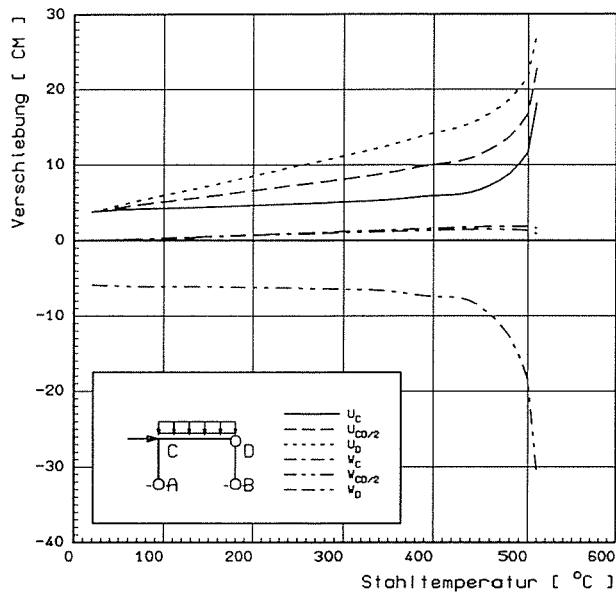
BAM 2.41 | zweistöckiger Rahmen vorwiegend druckbeansprucht | BILD 4.11



Verlauf der Biegemomente in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System V : blegebeansprucht

Filetbeginn bei CD/2 (300°C)

BAM 2.41 | zweistöckiger Rahmen H = 300 CM | BILD 4.12

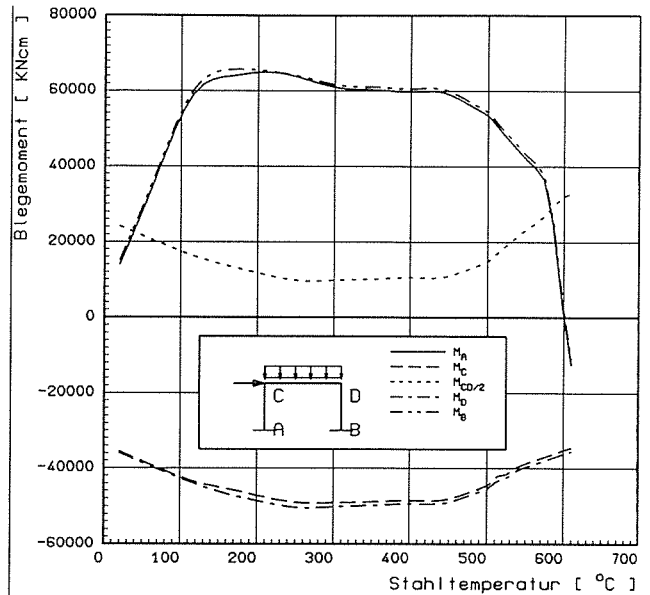


Verlauf der horizontalen (u) und vertikalen (w) Knotenpunktverschiebungen in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System V : biegebeansprucht

BAM 2.41

zweistieliger Rahmen
H = 300 CM

BILD 4.13



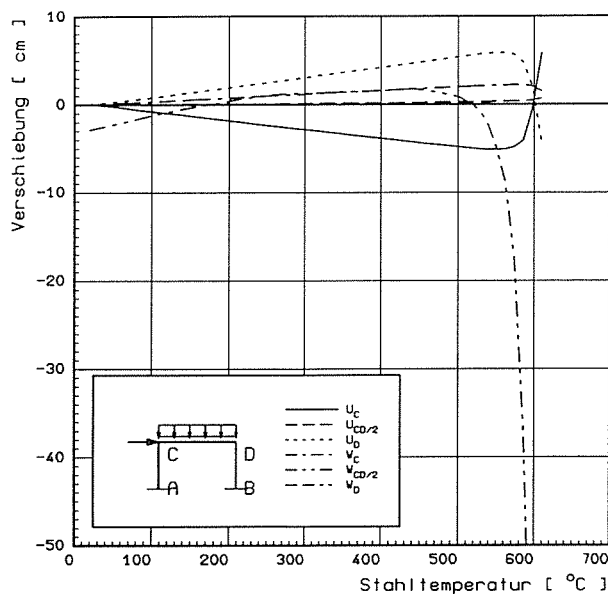
Verlauf der Biegemomente in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System I : biegebeansprucht

1. Fließbeginn bei A (115°C)
2. Fließbeginn bei B (115°C)
3. Fließbeginn bei C (210°C)
4. Fließbeginn bei D (210°C)
5. Fließbeginn bei CD/2 (510°C)

BAM 2.41

zweistieliger Rahmen
H = 300 CM

BILD 4.14

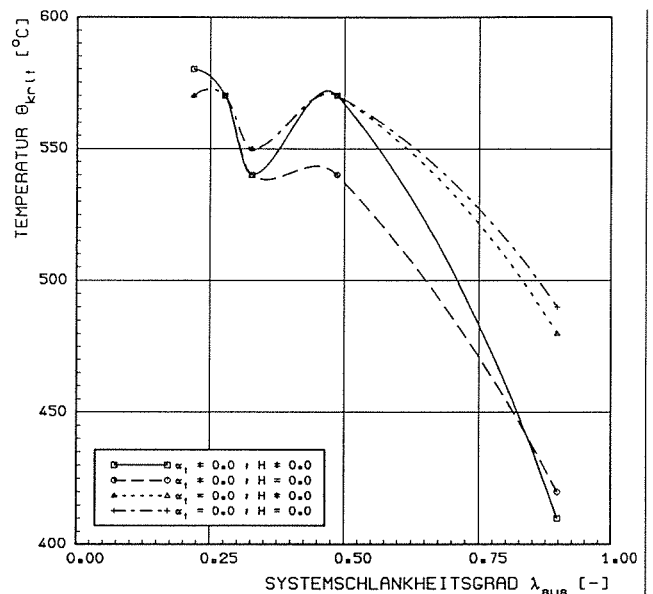


Verlauf der horizontalen (u) und vertikalen (w) Knotenpunktverschiebungen in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System I : biegebeansprucht

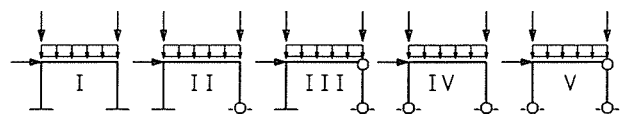
BAM 2.41

zweistieliger Rahmen
H = 300 CM

BILD 4.15



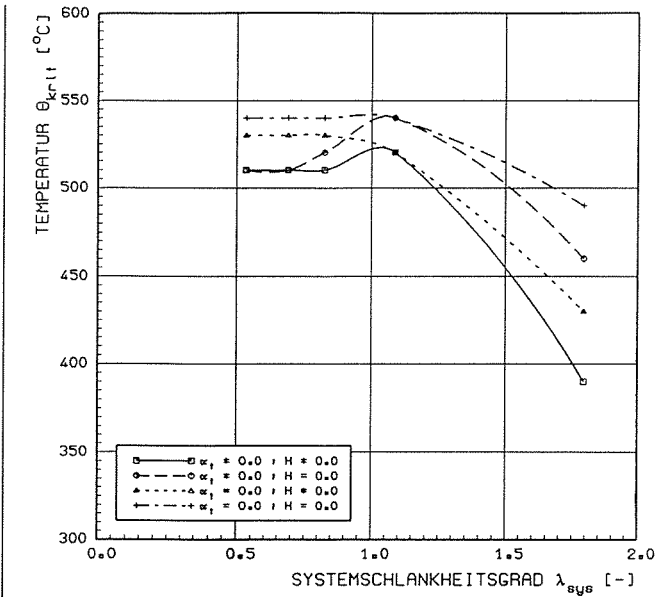
Versagenstemperatur θ_{krit} in Abhängigkeit vom Systemschlankheitsgrad λ_{sys} Belastung (70/30):
Parameter : thermischer Ausdehnungskoeffizient (α_1)
Horizontalkraft (H)



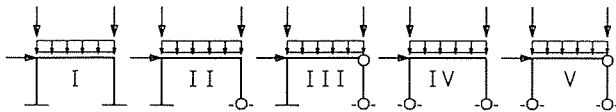
BAM 2.41

zweistieliger Rahmen
H = 300 CM

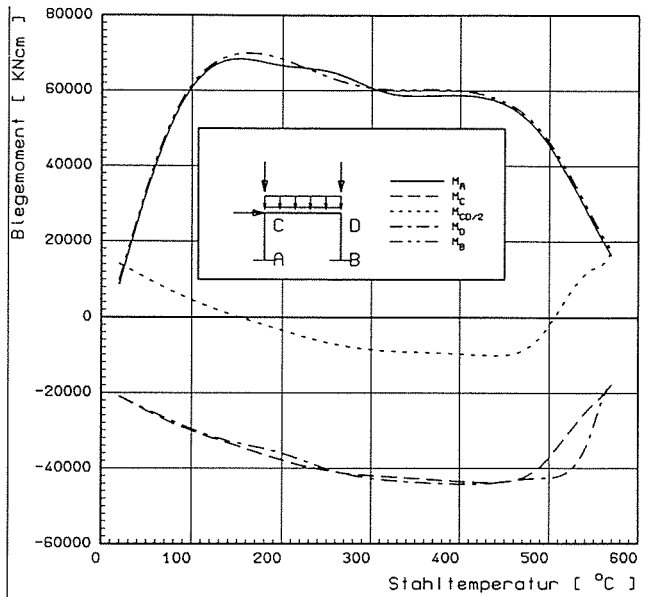
BILD 4.16



Versagenstemperaturen θ_{krit} in Abhängigkeit vom Systemschlankheitsgrad λ_{sys} ; Belastung (70/30); Parameter: thermischer Ausdehnungskoeffizient (α_t) Horizontalkraft (H)



BAM 2.41 | zweistieliger Rahmen | BILD 4.17
H = 900 CM

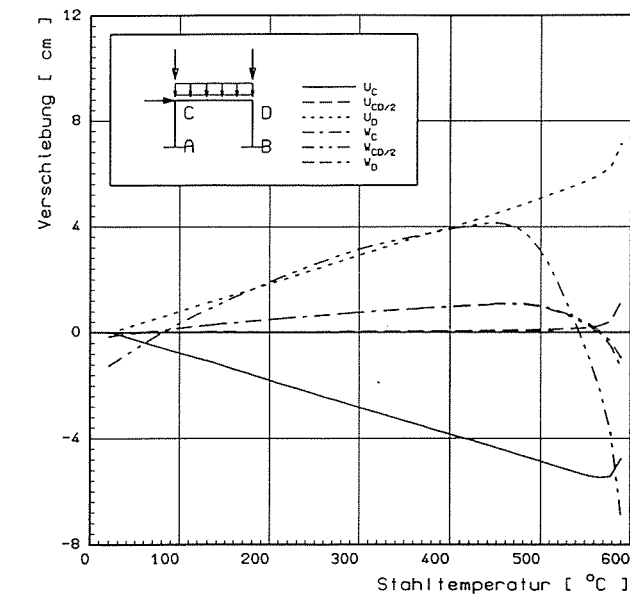


Verlauf der Biegemomente in Abhängigkeit von der Stahltemperatur

System I : (70/30) druck/blegebeansprucht

1. Fließbeginn bei B (80°C)
2. Fließbeginn bei A (80°C)
3. Fließbeginn bei D (200°C)
4. Fließbeginn bei C (200°C)
5. Fließbeginn bei C (550°C)

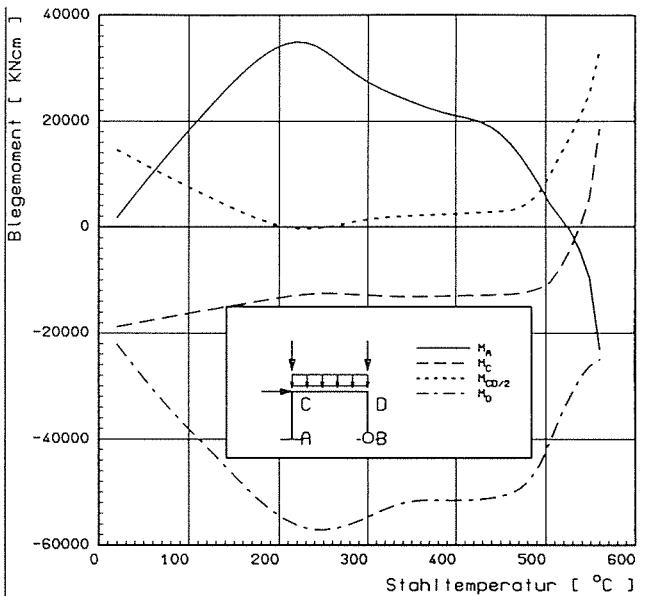
BAM 2.41 | zweistieliger Rahmen | BILD 4.18
H = 300 CM



Verlauf der horizontalen (u) und vertikalen (w) Knotenpunktverschiebungen in Abhängigkeit von der Stahltemperatur

System I : (70/30) druck/blegebeansprucht

BAM 2.41 | zweistieliger Rahmen | BILD 4.19
H = 300 CM

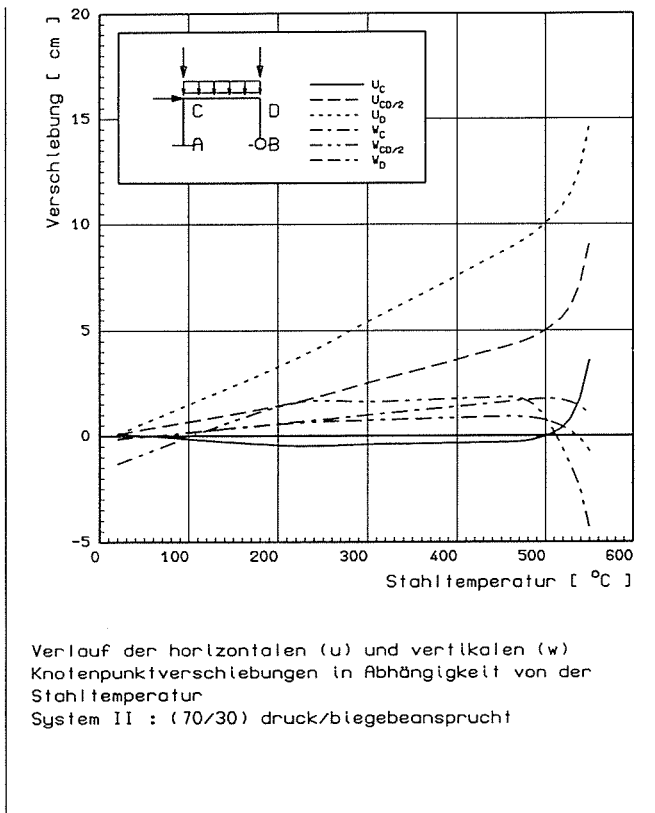


Verlauf der Biegemomente in Abhängigkeit von der Stahltemperatur

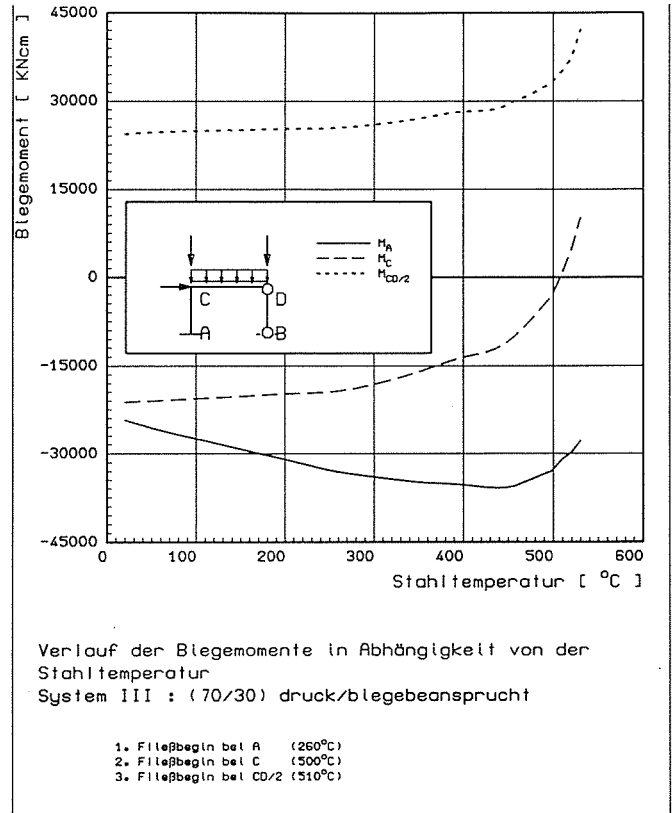
System II : (70/30) druck/blegebeansprucht

1. Fließbeginn bei D (120°C)
2. Fließbeginn bei A (230°C)
3. Fließbeginn bei D (390°C)
4. Fließbeginn bei CD/2 (540°C)

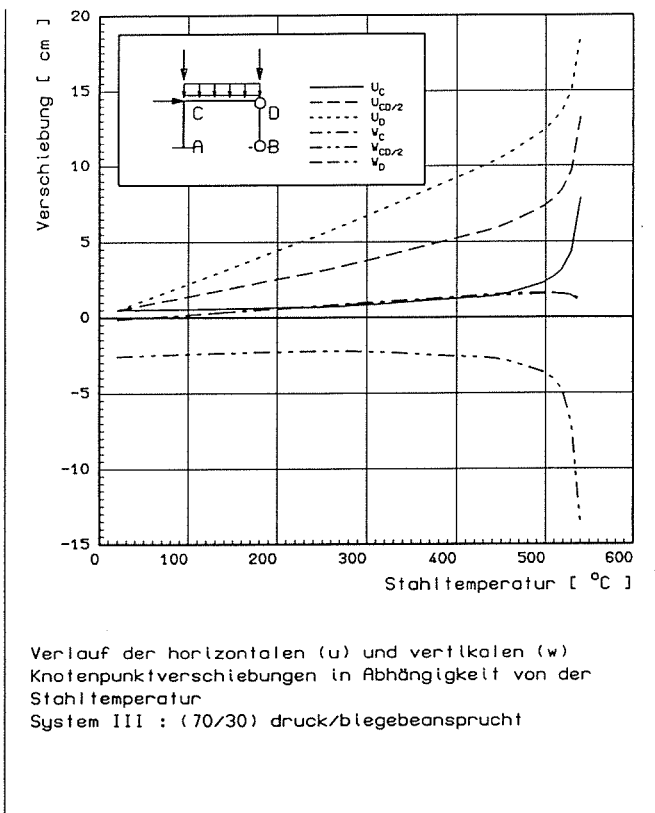
BAM 2.41 | zweistieliger Rahmen | BILD 4.20
H = 300 CM



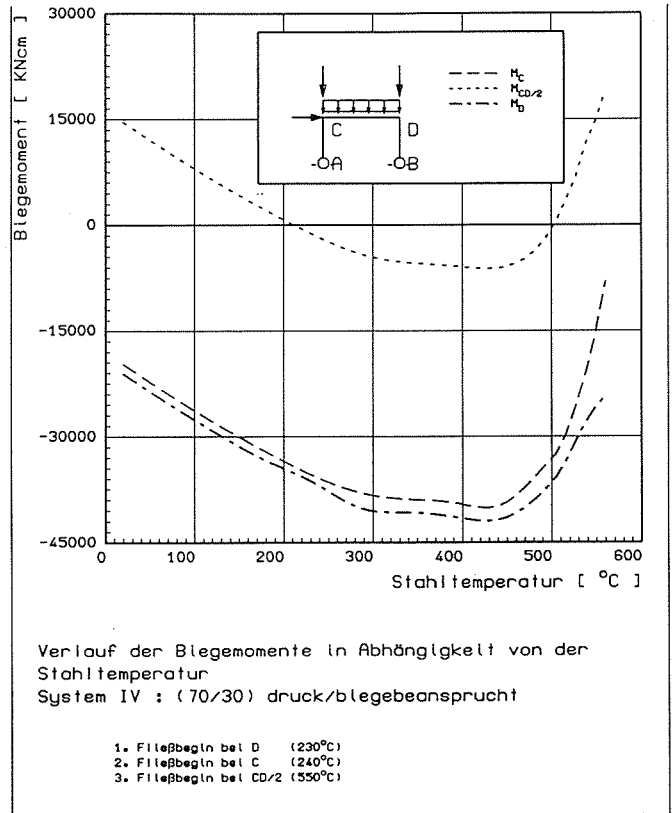
BAM 2.41 zweistieliger Rahmen
H = 300 CM BILD 4.21



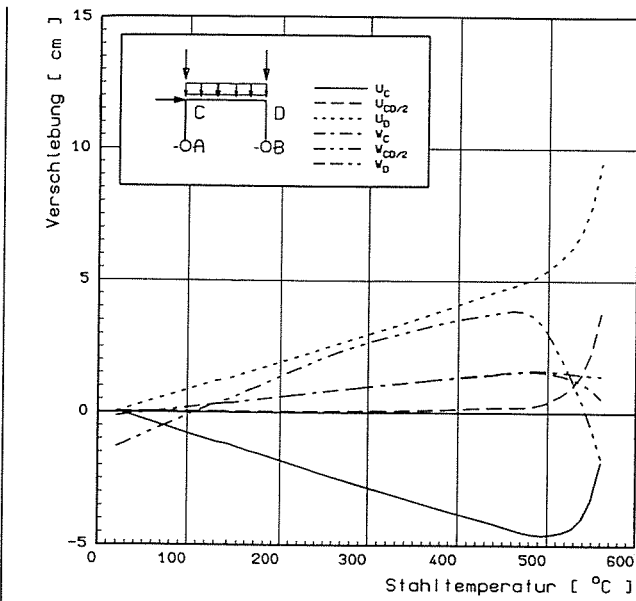
BAM 2.41 zweistieliger Rahmen
H = 300 CM BILD 4.22



BAM 2.41 zweistieliger Rahmen
H = 300 CM BILD 4.23

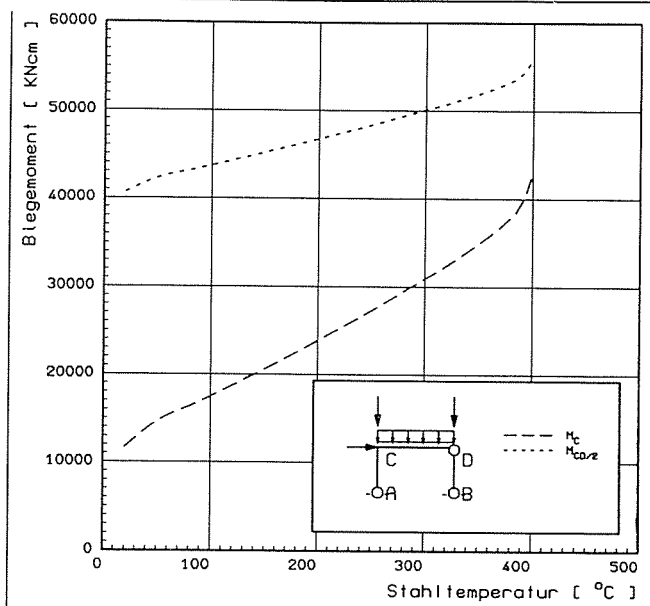


BAM 2.41 zweistieliger Rahmen
H = 300 CM BILD 4.24



Verlauf der horizontalen (u) und vertikalen (w) Knotenpunktverschiebungen in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System IV : (70/30) druck/biegebeansprucht

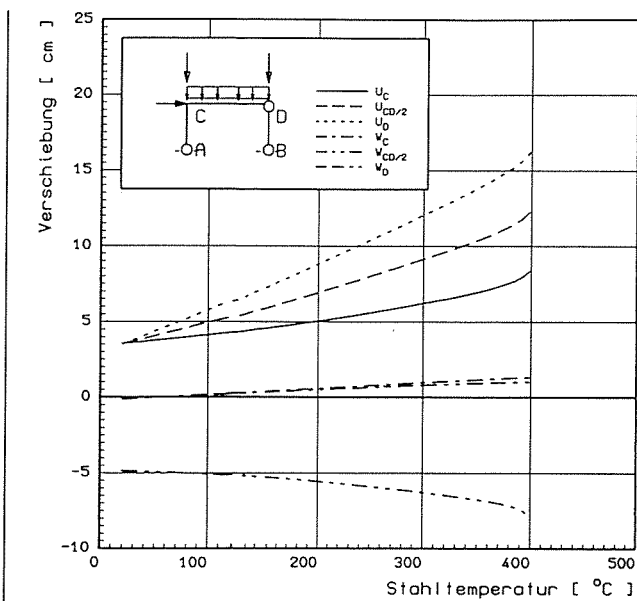
BAM 2.41 | zweistieliger Rahmen H = 300 CM | BILD 4.25



Verlauf der Biegemomente in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System V : (70/30) druck/biegebeansprucht

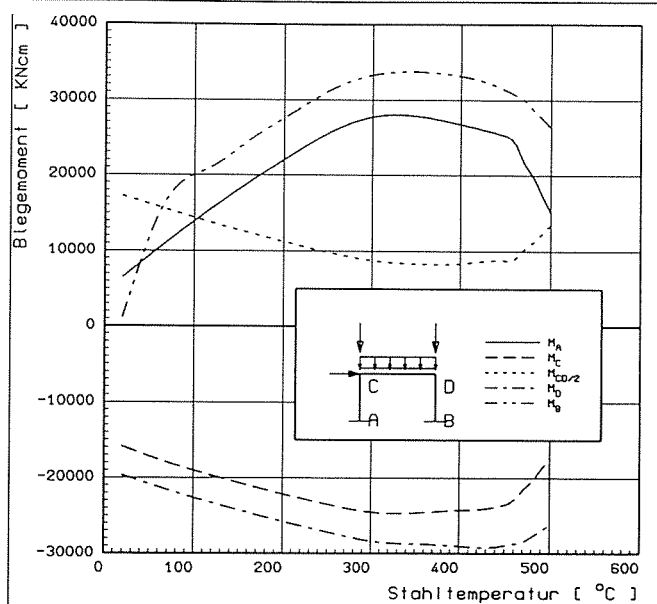
1. Fließbeginn bei C (300°C)
2. Fließbeginn bei CD/2 (370°C)

BAM 2.41 | zweistieliger Rahmen H = 300 CM | BILD 4.26



Verlauf der horizontalen (u) und vertikalen (w) Knotenpunktverschiebungen in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System V : (70/30) druck/biegebeansprucht

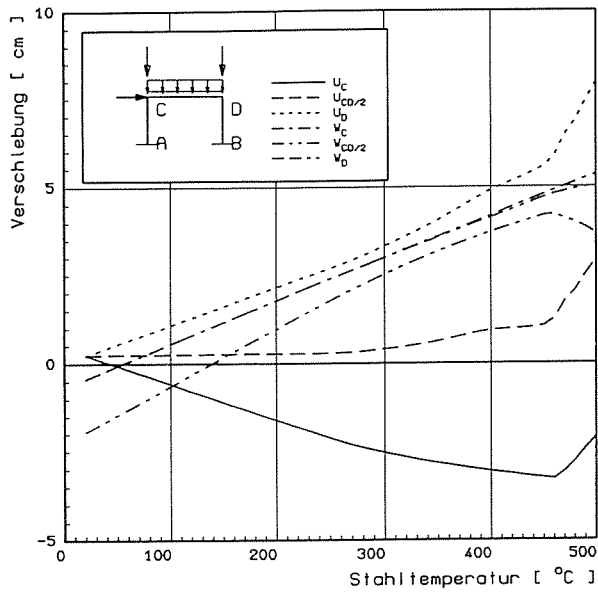
BAM 2.41 | zweistieliger Rahmen H = 300 CM | BILD 4.27



Verlauf der Biegemomente in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System I : (70/30) druck/biegebeansprucht

1. Fließbeginn bei B (260°C)
 2. Fließbeginn bei D (305°C)
- Fließbeginn bei A (305°C)
Fließbeginn bei C (305°C)

BAM 2.41 | zweistieliger Rahmen H = 900 CM | BILD 4.28

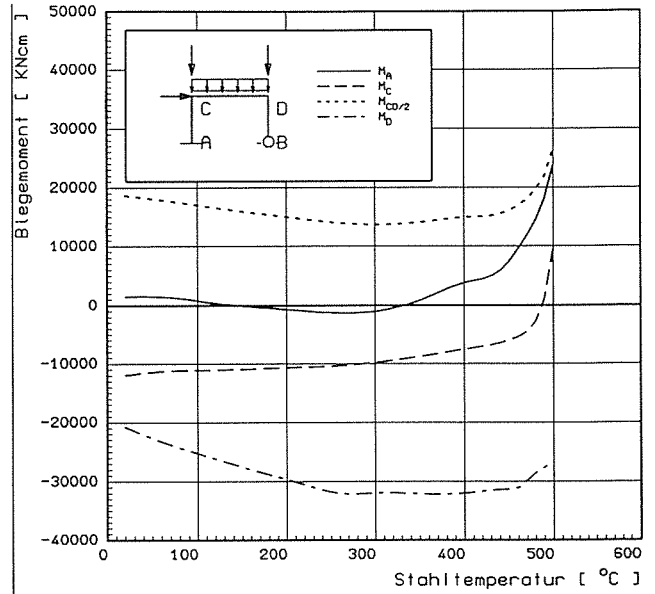


Verlauf der horizontalen (u) und vertikalen (w) Knotenpunktverschiebungen in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System I : (70/30) druck/blegebeansprucht

BAM 2.41

zweistieliger Rahmen
H = 900 CM

BILD 4.29



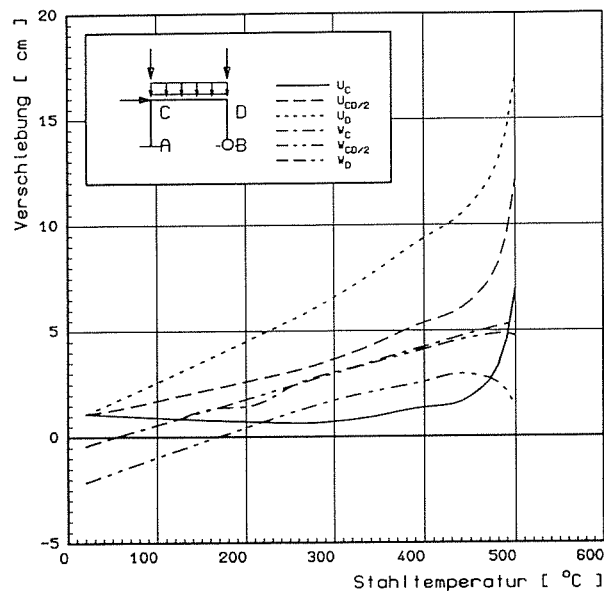
Verlauf der Biegemomente in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System II : (70/30) druck/blegebeansprucht

1. Fließbeginn bei D (260°C)
2. Fließbeginn bei A (460°C)
3. Fließbeginn bei C (470°C)

BAM 2.41

zweistieliger Rahmen
H = 900 CM

BILD 4.30

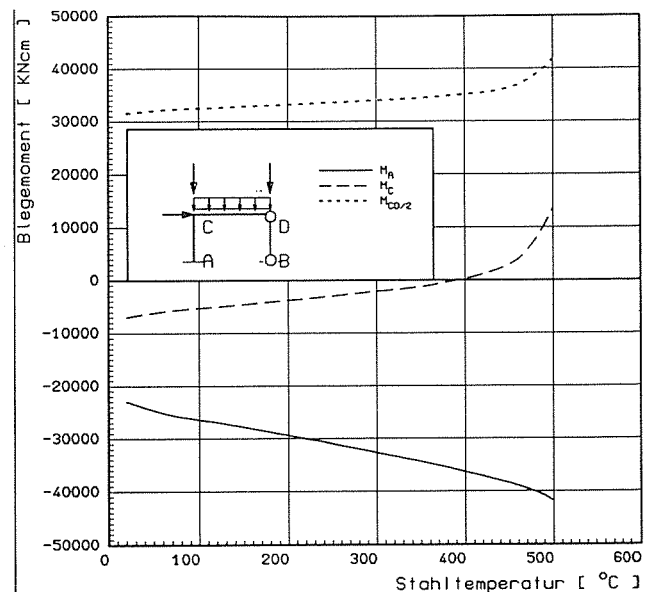


Verlauf der horizontalen (u) und vertikalen (w) Knotenpunktverschiebungen in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System II : (70/30) druck/blegebeansprucht

BAM 2.41

zweistieliger Rahmen
H = 900 CM

BILD 4.31



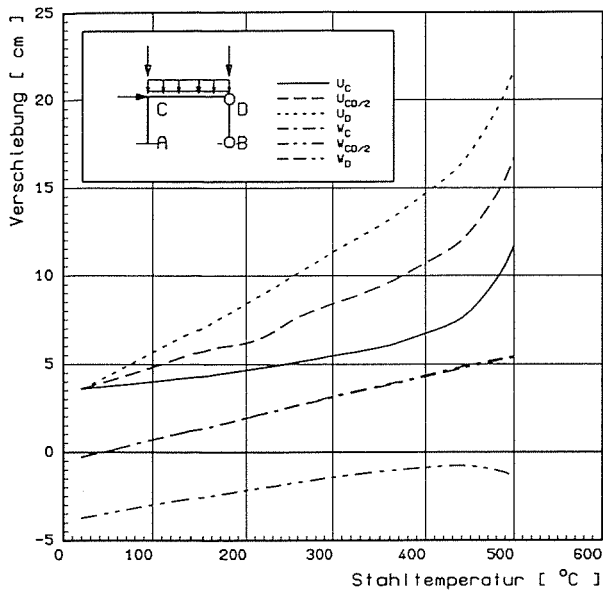
Verlauf der Biegemomente in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System III : (70/30) druck/blegebeansprucht

1. Fließbeginn bei A (350°C)
2. Fließbeginn bei CD/2 (490°C)

BAM 2.41

zweistieliger Rahmen
H = 900 CM

BILD 4.32

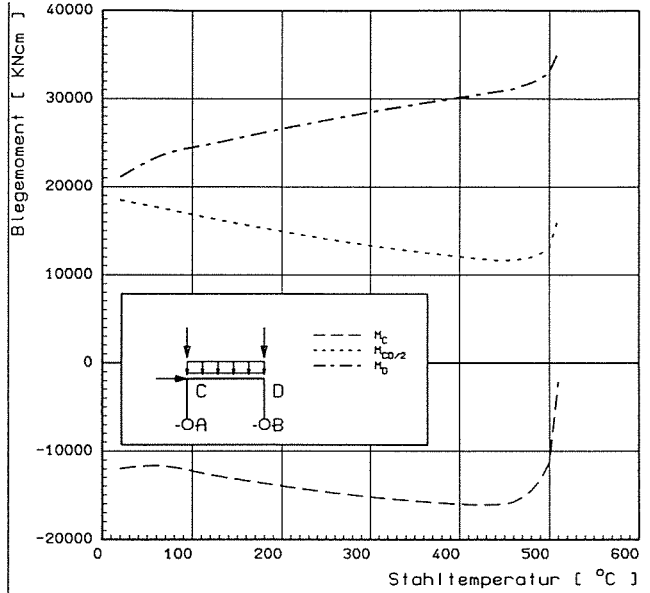


Verlauf der horizontalen (u) und vertikalen (w) Knotenpunktverschiebungen in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System III : (70/30) druck/biegebeansprucht

BAM 2.41

zweistieliger Rahmen
H = 900 CM

BILD 4.33



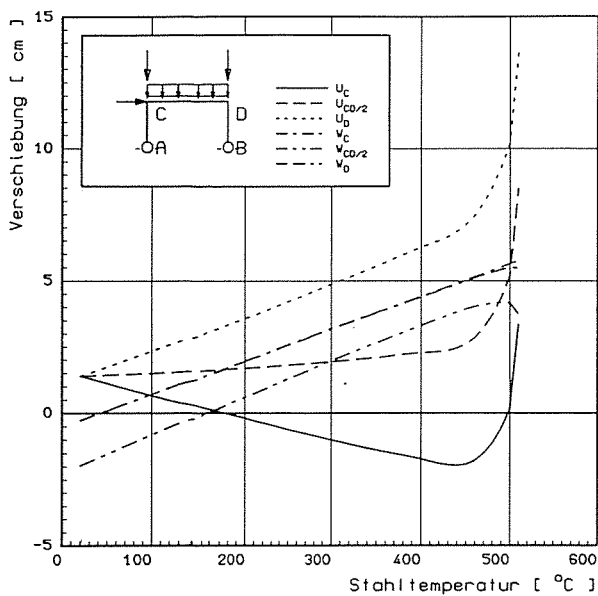
Verlauf der Biegemomente in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System IV : (70/30) druck/biegebeansprucht

1. Filetbeginn bei D (400°C)
2. Filetbeginn bei C (500°C)

BAM 2.41

zweistieliger Rahmen
H = 900 CM

BILD 4.34

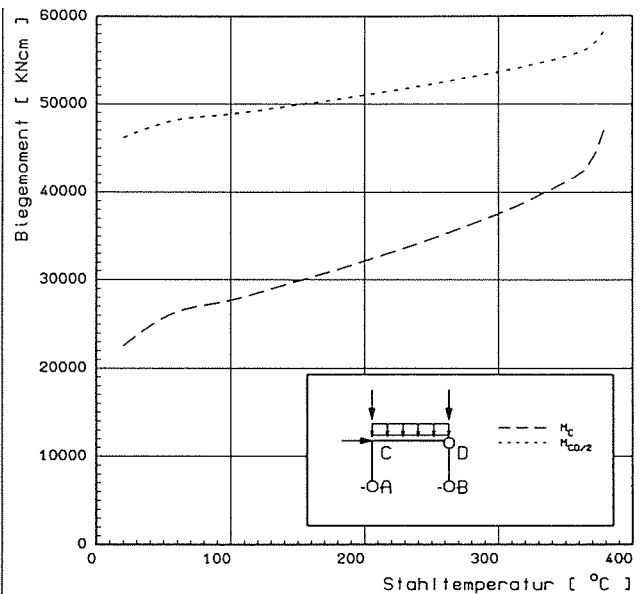


Verlauf der horizontalen (u) und vertikalen (w) Knotenpunktverschiebungen in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System IV : (70/30) druck/biegebeansprucht

BAM 2.41

zweistieliger Rahmen
H = 900 CM

BILD 4.35



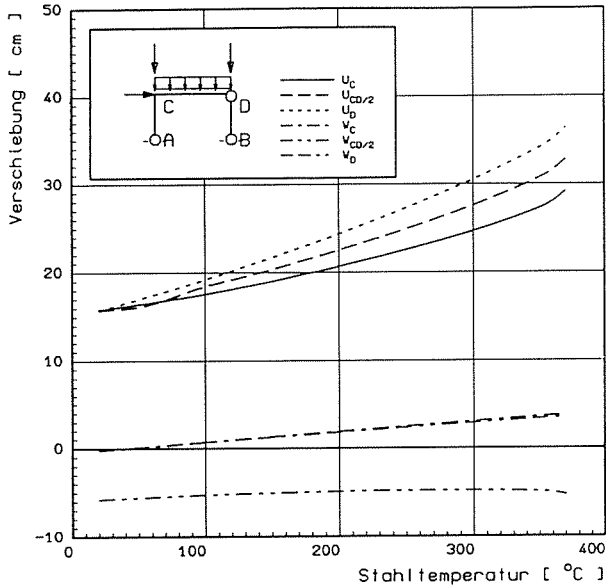
Verlauf der Biegemomente in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System V : (70/30) druck-/biegebeansprucht

- Filetbeginn bei CD/2 (350°C)
- Filetbeginn bei C (380°C)

BAM 2.41

zweistieliger Rahmen
H = 900 CM

BILD 4.36

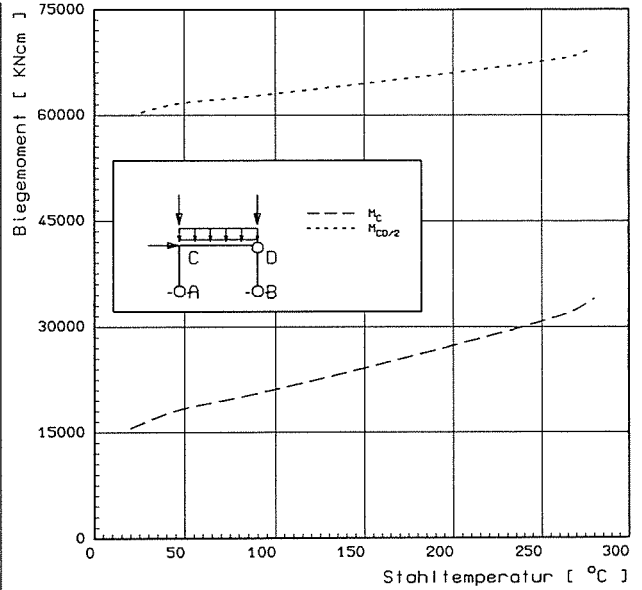


Verlauf der horizontalen (u) und vertikalen (w) Knotenpunktverschiebungen in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System V : (70/30) druck/biegebeansprucht

BAM 2.41

zweistieliger Rahmen
H = 900 CM

BILD 4.37



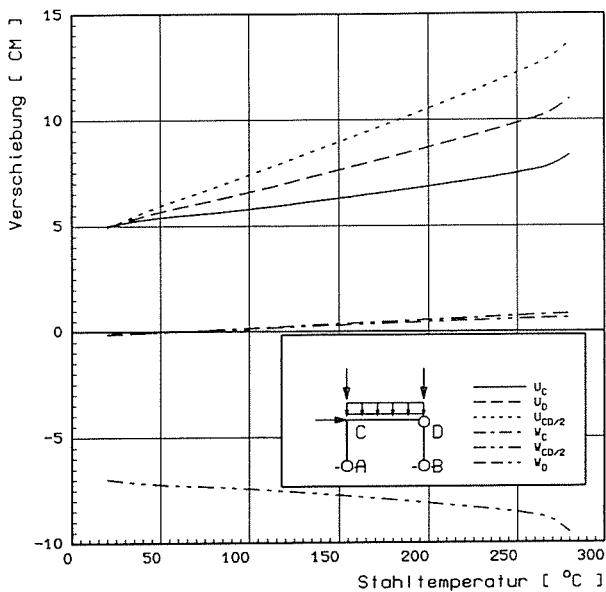
Verlauf der Biegemomente in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System V : (50/50) druck/biegebeansprucht

Fließbeginn bei CD/2 (250°C)

BAM 2.41

zweistieliger Rahmen
H = 300 CM

BILD 4.38

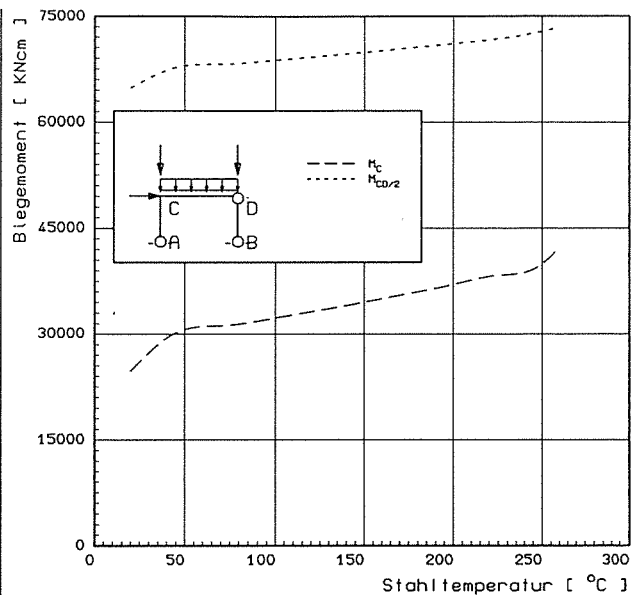


Verlauf der horizontalen (u) und vertikalen (w) Knotenpunktverschiebungen in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System V : (50/50) druck/biegebeansprucht

BAM 2.41

zweistieliger Rahmen
H = 300 CM

BILD 4.39



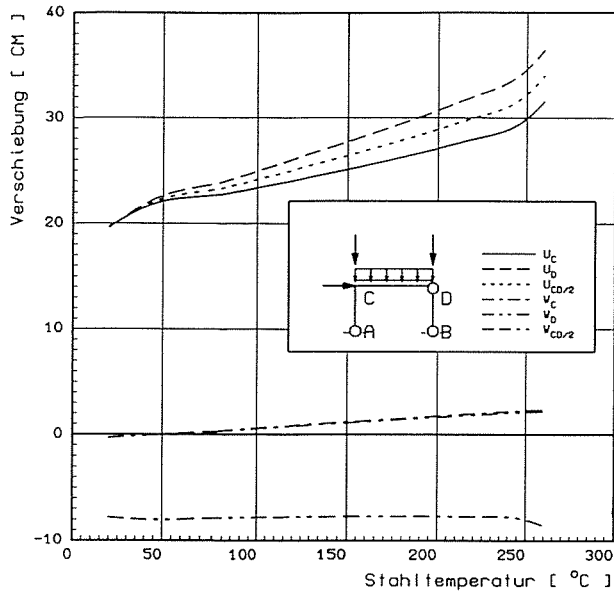
Verlauf der Biegemomente in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System V : (50/50) druck/biegebeansprucht

Fließbeginn bei CD/2 (250°C)

BAM 2.41

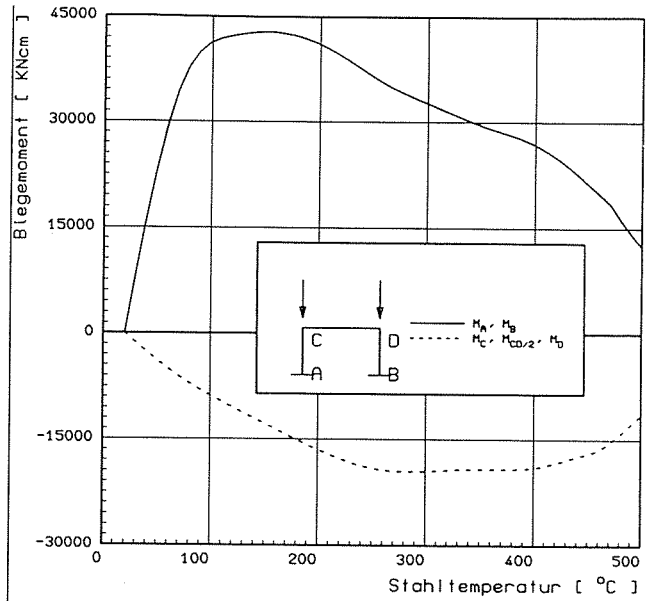
zweistieliger Rahmen
H = 900 CM

BILD 4.40



Verlauf der horizontalen (u) und vertikalen (w) Knotenpunktverschiebungen in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System V : (50/50) druck/biegebeansprucht

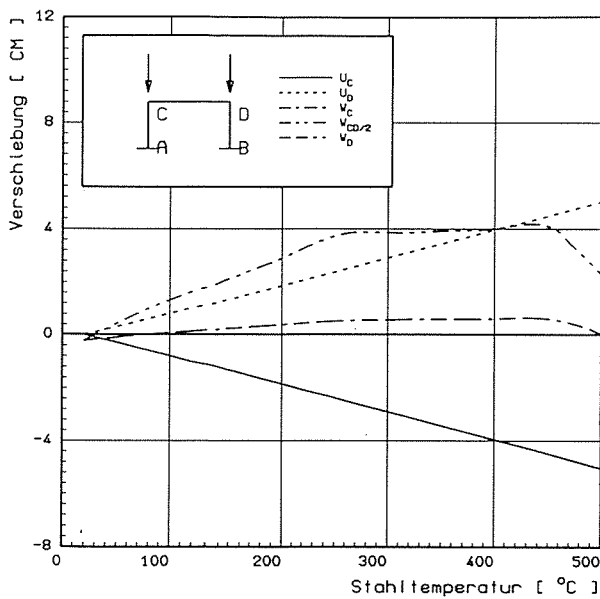
BAM 2.41 | zweistieliger Rahmen | BILD 4.41
H = 900 CM



Verlauf der Biegemomente in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System I : druckbeansprucht

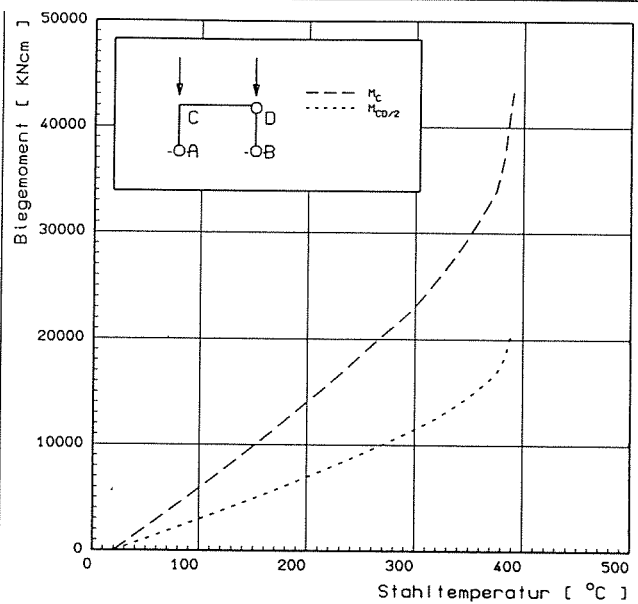
1. Fließbeginn bei A (70°C)
- Fließbeginn bei B (70°C)
3. Fließbeginn bei C (260°C)
- Fließbeginn bei D (260°C)

BAM 2.41 | zweistieliger Rahmen | BILD 4.42
H = 300 CM



Verlauf der horizontalen (u) und vertikalen (w) Knotenpunktverschiebungen in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System I : druckbeansprucht

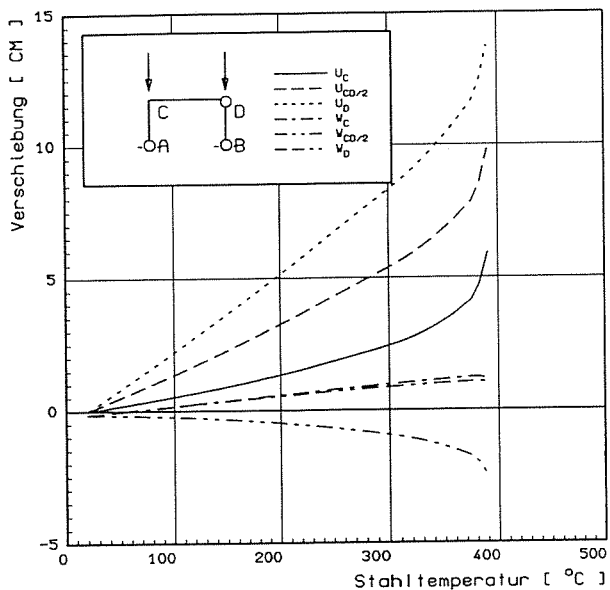
BAM 2.41 | zweistieliger Rahmen | BILD 4.43
H = 300 CM



Verlauf der Biegemomente in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System V : druckbeansprucht

Fließbeginn bei C (300°C)

BAM 2.41 | zweistieliger Rahmen | BILD 4.44
H = 300 CM

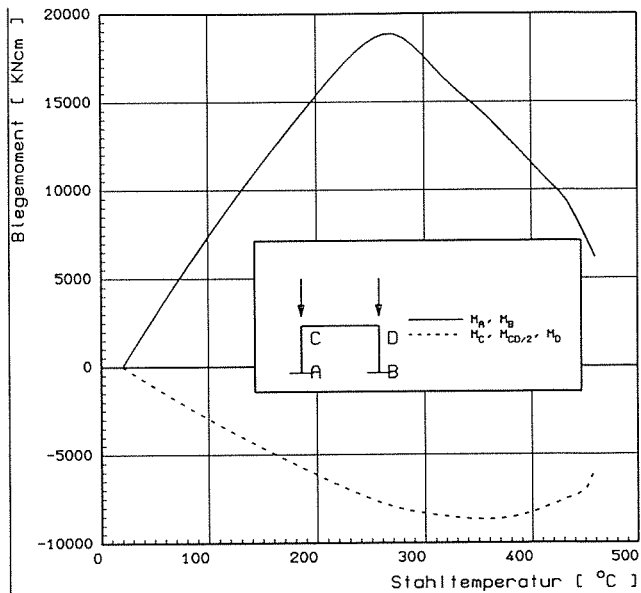


Verlauf der horizontalen (u) und vertikalen (w) Knotenpunktverschiebungen in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System V : druckbeansprucht

BAM 2.41

zweistieliger Rahmen
H = 300 CM

BILD 4.45



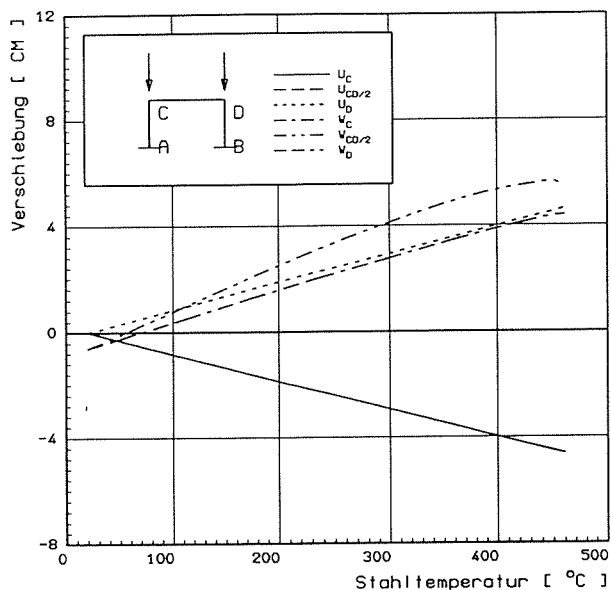
Verlauf der Biegemomente in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System I : druckbeansprucht

1. Fließbeginn bei A (270°C)
- Fließbeginn bei B (270°C)
3. Fließbeginn bei C (315°C)
- Fließbeginn bei D (315°C)

BAM 2.41

zweistieliger Rahmen
H = 900 CM

BILD 4.46

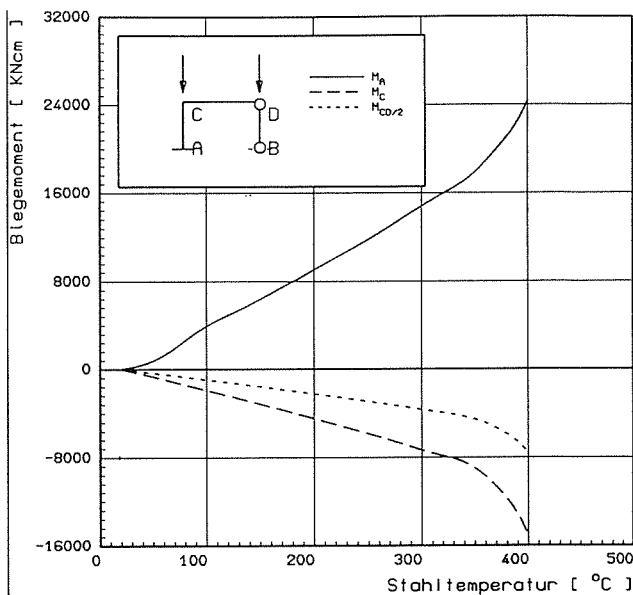


Verlauf der horizontalen (u) und vertikalen (w) Knotenpunktverschiebungen in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System I : druckbeansprucht

BAM 2.41

zweistieliger Rahmen
H = 900 CM

BILD 4.47



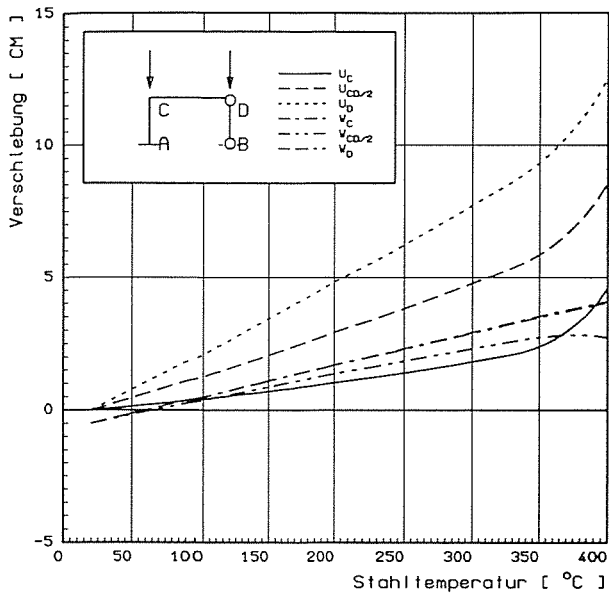
Verlauf der Biegemomente in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System III : druckbeansprucht

1. Fließbeginn bei A (330°C)
2. Fließbeginn bei C (380°C)

BAM 2.41

zweistieliger Rahmen
H = 900 CM

BILD 4.48

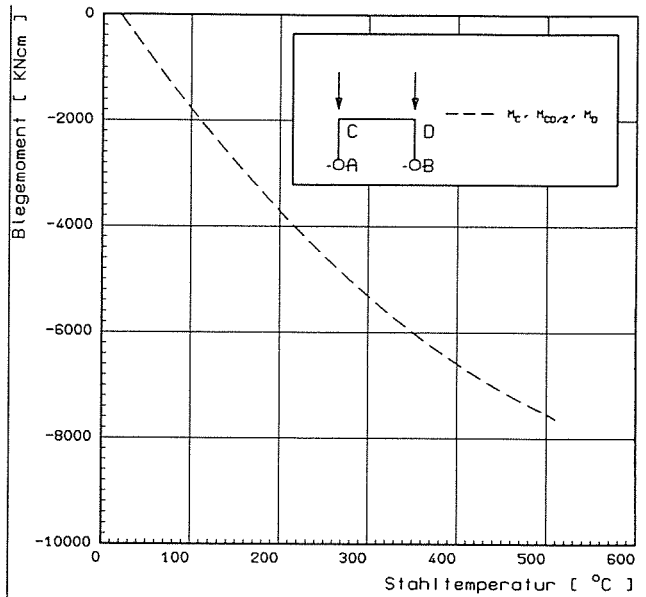


Verlauf der horizontalen (u) und vertikalen (w) Knotenpunktverschiebungen in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System III : druckbeansprucht

BAM 2.41

zweistieliger Rahmen
H = 900 CM

BILD 4.49



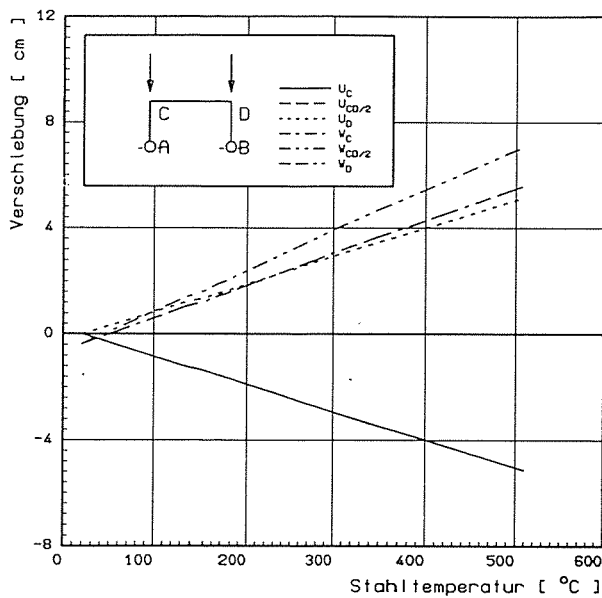
Verlauf der Biegemomente in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System IV : druckbeansprucht

1. Fließbeginn bei C (490°C)
Fließbeginn bei D (490°C)

BAM 2.41

zweistieliger Rahmen
H = 900 CM

BILD 4.50

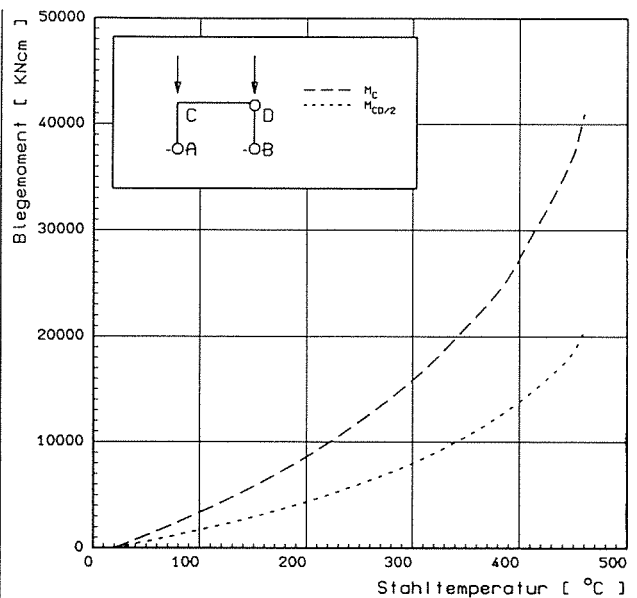


Verlauf der horizontalen (u) und vertikalen (w) Knotenpunktverschiebungen in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System IV : druckbeansprucht

BAM 2.41

zweistieliger Rahmen
H = 900 CM

BILD 4.51



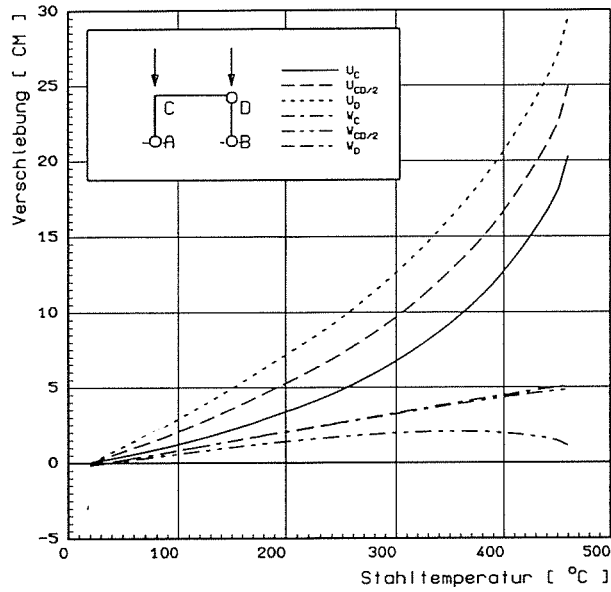
Verlauf der Biegemomente in Abhängigkeit von der Stahltemperatur
System V : druckbeansprucht

Fließbeginn bei C (440°C)

BAM 2.41

zweistieliger Rahmen
H = 900 CM

BILD 4.52

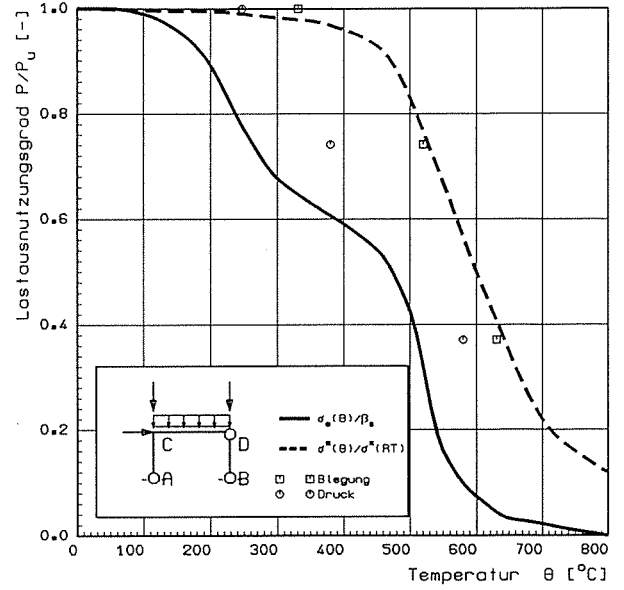


Verlauf der horizontalen (u) und vertikalen (w)
Knotenpunktverschiebungen in Abhängigkeit von der
Stahltemperatur
System V : druckbeansprucht

BAM 2.41

zweistieliger Rahmen
H = 900 CM

BILD 4.53

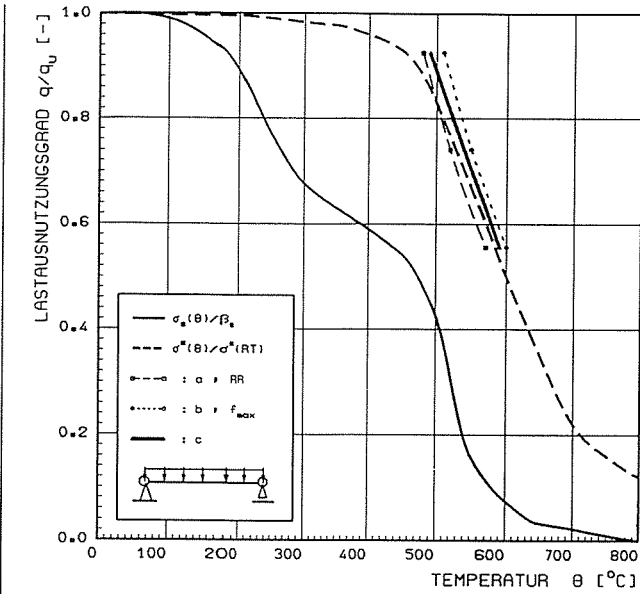


Versagenstemperatur θ_{krit} in Abhängigkeit vom Lastaus-
nutzungsgrad α
Biegung um die starke Achse,
Bemessung nach (E)DIN 18800
System V : (100%) biegebeansprucht
(100%) druckbeansprucht

BAM 2.41

zweistieliger Rahmen
H = 300 CM

BILD 4.54



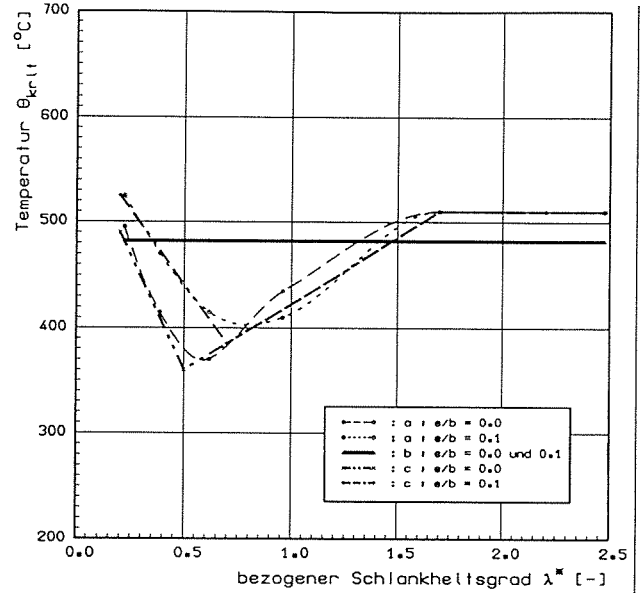
Vergleich der Versagenstemperaturen θ_{krit} :

- a) Bemessung EDIN 18 800 ($\sigma_s = 24.0 \text{ KN/CM}^2$) Brandschutznachweis FEM-Rechnung: $\sigma - \epsilon$ nach [5]
- b) Bemessung EUROCODE III ($\sigma_s = 23.5 \text{ KN/CM}^2$) Brandschutznachweis FEM-Rechnung: $\sigma - \epsilon$ nach [18]
- c) Bemessung EUROCODE III ($\sigma_s = 23.5 \text{ KN/CM}^2$) Brandschutznachweis Eurocode, part 10, III chap. 4.2.2

BAM 2.41

STAHLTRÄGER IPE 140

BILD 6.1



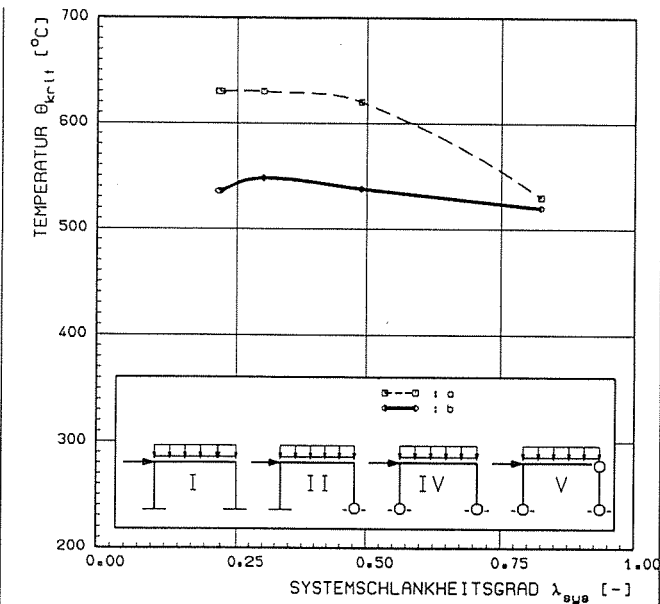
Vergleich der Versagenstemperaturen θ_{krit} :

- a) Bemessung EUROCODE III ($\sigma_s = 23.5 \text{ KN/CM}^2$) Brandschutznachweis FEM-Rechnung: $\sigma - \epsilon$ nach [18]
- b) Bemessung EUROCODE III ($\sigma_s = 23.5 \text{ KN/CM}^2$) Brandschutznachweis Eurocode, part 10, III chap. 4.2.2
- c) Bemessungsvorschlag mit dem Adaptionfaktor nach Gl. 6.1a für $e = 0.0$ und nach Gl. 6.1b für $e = 0.1$

BAM 2.41

STAHLSTÜTZEN HE-B 180

BILD 6.2



Vergleich der Versagenstemperaturen θ_{krit} :

- a) Bemessung EUROCODE III ($\sigma_s = 23.5 \text{ KN/CM}^2$) Brandschutznachweis FEM-Rechnung: $\sigma - \epsilon$ nach [18]
- b) Bemessung EUROCODE III ($\sigma_s = 23.5 \text{ KN/CM}^2$) Brandschutznachweis Eurocode, part 10, III chap. 4.2.2

BAM 2.41

zweistieliger Rahmen
H = 300 CM

BILD 6.3

Bisher erschienene Forschungsberichte der BAM

Nr. 1/1968
Forschung und Entwicklung in der Bundesanstalt für Materialprüfung (BAM)
Rechenschaftsbericht für den Bundesminister für Bildung und Wissenschaft

Nr. 2/1970 (vergriffen)
G. Andreae
Zum Problem des Feuchtigkeitsschutzes von Dehnungsmeßstreifen und Halbleitergebern

Nr. 3/1970
J. Ziebs
Über das mechanische Verhalten von Aluminium-Stahl-Freileitungsseilen als Beispiel für Verbundbauteile

Nr. 4/1970 (vergriffen)
A. Burmester
Formbeständigkeit von Holz gegenüber Feuchtigkeit – Grundlagen und Vergütungsverfahren

Nr. 5/1971
N. Steiner
Die Bedeutung der Netzstellenart und der Netzwerkkettendichte für die Beschreibung der elastischen Eigenschaften und des Abbaus von elastomeren Netzwerken

Nr. 6/1971
P. Schneider
Zur Problematik der Prüfung und Beurteilung des Luftschallschutzes von Bauelementen bei unterschiedlichen Einbaubedingungen

Nr. 7/1971
H.-J. Petrowitz
Chromatographie und chemische Konstitution – Untersuchungen über den Einfluß der Struktur organischer Verbindungen auf das Verhalten bei der Dünnschicht-Chromatographie

Nr. 8/1971
H. Veith
Zum Spannungs-Drehungs-Verhalten von Baustählen bei Wechselbeanspruchung

Nr. 9/1971
K.-H. Möller
Untersuchung über die sichernde Wirkung poröser Massen in Acetylenflaschen

Nr. 10/1972
D. Aurich, E. Martin
Untersuchungen über die Korngrößenbestimmung mit Ultraschall zur Entwicklung einer für die Praxis geeigneten zerstörungsfreien Meßmethode

Nr. 11/1972
H.-J. Krause
Beitrag zur Kenntnis der Schnittriefenbildung und Schnittgütereigenschaften beim Brennschneiden

Nr. 12/1972
H. Feuerberg
Über Veränderungen von Nylon-6-Fasern beim Texturieren

Nr. 13/1972
K.-H. Habig, K. Kirschke, W.-W. Maennig, H. Tischer
Festkörpergleitreibung und Verschleiß von Eisen, Kobalt, Kupfer, Silber, Magnesium und Aluminium in einem Sauerstoff-Stickstoff-Gemisch zwischen 760 und $2 \cdot 10^{-7}$ Torr

Nr. 14/1972
E. Fischer
Untersuchungen zur Amplitudenabhängigkeit der Ultraschalldämpfung in Metallen bei 20 kHz

Nr. 15/1972
H. Pohl
Studie und Probleme der chemischen Edelmetall-Analyse

Nr. 16/1972
E. Knublauch
Über Ausführung und Assagefähigkeit des Normbrandversuches nach DIN 4102, Blatt 2, im Hinblick auf die Nachbildung natürlicher Schadensfeuer

Nr. 17/1972
P. Reimers
Aktivierungsanalyse mit schnellen Neutronen, Photonen und geladenen Teilchen

Nr. 18/1973
W. Struck
Das Sprödbbruchverhalten des Baustahles R St 37-2 N in geschweißten Konstruktionen, dargestellt mit Hilfe der Methode des Temperaturvergleiches

Nr. 19/1973
K. Kaffanke, H. Czichos

Die Bestimmung von Grenzflächen-temperaturen bei tribologischen Vorgängen

Nr. 20/1973
R. Rudolphi
Brandrisiko elektrischer Leitungen und Installationen in Wänden

Nr. 21/1973
D. Klaffke, W. Maennig
Die kontinuumsmechanische Erfassung des zeitlichen Ablaufs der elastisch-plastischen Dehnungen bei der Zerrüttung

Nr. 22/1973
R. Rudolphi, E. Knublauch
Untersuchungen für ein Prüfverfahren zur Bemessung der Brandschutzbekleidung von Stahlstützen

Nr. 23/1973
W. Ruske
Reichs- und preußische Landesanstalten in Berlin Ihre Entstehung und Entwicklung als außeruniversitäre Forschungsanstalten und Beratungsorgane der politischen Instanzen

Nr. 24/1973
J. Stanke, E. Klement, R. Rudolphi
Das Brandverhalten von Holzstützen unter Druckbeanspruchung

Nr. 25/1973
E. Knublauch
Über das Brandgeschehen vor der Fassade eines brennenden Gebäudes unter besonderer Berücksichtigung der Feuerbeanspruchung von Außenstützen

Nr. 26/1974
P. Jost, P. Reimers, P. Weise
Der Elektronen-Linearbeschleuniger der BAM – Eigenschaften und erste Anwendungen

Nr. 27/1974
H. Wüstenberg
Untersuchungen zum Schallfeld von Winkelprüfköpfen für die Materialprüfung mit Ultraschall

Nr. 28/1974
H. Heinrich
Zum Ablauf von Gasexplosionen in mit Rohrleitungen verbundenen Behältern

Nr. 29/1974
P. Schneider
Theorie der dissipativen Luftschalldämmung bei einem idealisotropen porösen Material mit starrem Skelet für senkrechten, schrägen und allseitigen Schallenfall

Nr. 30/1974 (vergriffen)
H. Czichos, G. Salomon
The Application of Systems Thinking and Systems Analysis to Tribology

Nr. 31/1975
G. Fuhrmann
Untersuchungen zur Klärung des Verhaltens thermoplastischer Kunststoffe bei Wechseldehnungsbeanspruchung

Nr. 32/1975
R. Rudolphi, B. Böttcher
Ein thermo-elektrisches Netzwerkverfahren zur Berechnung stationärer Temperatur- und Wärmestromverteilungen mit Anwendungsbeispielen

Nr. 33/1975
A. Wagner, G. Kieper, R. Rudolphi
Die Bestimmung der Temperaturleitfähigkeit von Baustoffen mit Hilfe eines nichtstationären Meßverfahrens

Nr. 34/1976 (vergriffen)
H.-J. Deppe
Untersuchungen zur Vergütung von Holzwerkstoff Nr. 35/1976
E. Limberger
Der Widerstand von Platten, die als Beplankungsmaterial leichter Wände verwendet werden, gegenüber dem Aufprall harter Körper – Vorschlag für ein Prüfverfahren –

Nr. 36/1976 (vergriffen)
J. Hundt
Wärme- und Feuchtigkeitsleitung in Beton unter Einwirkung eines Temperaturgefälles

Nr. 37/1976
W. Struck
Die stoßartige Beanspruchung leichter, nichttragender Bauteile durch einen mit der Schulter gegenprallenden Menschen – Vorschlag für ein Prüfverfahren –

Nr. 38/1976
K.-H. Habig
Verschleißuntersuchungen an gas-, bad- und ionisiertem Stahl 42 CrMo 4

Nr. 39/1976
K. Kirschke, G. Kempf
Untersuchung der viskoelastischen Eigenschaften von Flüssigkeiten (mit nicht-Newtonschem Fließverhalten) insbesondere bei höherer Scherbeanspruchung

Nr. 40/1976
H. Hantsche
Zum Untergrundabzug bei energiedispersiven Spektren nach verschiedenen Verfahren

Nr. 41/1976
B. Böttcher
Optische Eigenschaften cholesterinischer Flüssigkeiten

Nr. 42/1976
S. Dietlen
Ermittlung der Mindestzündenergie brennbarer Gase in Mischung mit Luft

Nr. 43/1976
W. Struck
Das Sprödbbruchverhalten geschweißter Bauteile aus Stahl mit zäh-sprödem Übergang im Bruchverhalten dargestellt mit Hilfe der Methode des Temperaturvergleiches

Nr. 44/1976
W. Matthees
Berechnung von räumlichen, linear elastischen Systemen, die aus finiten Stab- und Balkenelementen zusammengesetzt sind, unter Verwendung des Programms „Stab-Werk“

Nr. 45/1976
W. Paatsch
Untersuchung des Elektrodenverhaltens im Vakuum aufgedampfter Metallschichten

Nr. 46/1977 (vergriffen)
G. Schickert, H. Winkler
Versuchsergebnisse zur Festigkeit und Verformung von Beton bei mehraxialer Druckbeanspruchung
Results of Test Concerning Strength and Strain of Concrete Subjected to Multiaxial Compressive Stresses

Nr. 47/1977
A. Plank
Bautechnische Einflüsse auf die Tragfähigkeit von Kunststoffdübeln für Fassadenbekleidungen

Nr. 48/1977
U. Holzöhner
Setzung von Fundamenten infolge dynamischer Last angewendet auf die Fundamente einer geplanten Schnellbahn

Nr. 49/1977
G. Wittig
Untersuchungen zur Anwendung von Mikrowellen in der zerstörungsfreien Prüfung

Nr. 50/1978 (vergriffen)
N. Czaika, N. Mayer, C. Amberg, G. Magiera, G. Andreae, W. Markowski
Zur Meßtechnik für die Sicherheitsbeurteilung und Überwachung von Spannbeton-Reaktordruckbehältern

Nr. 51/1978
J. Sickfeld
Auswirkung von chemischen und physikalisch-technologischen Einflußfaktoren auf das Beständigkeitsverhalten von Oberflächenbeschichtungen auf der Basis von Reaktionsbeschichtungsstoffen

Nr. 52/1978
A. Tomov
Zum Einfluß der Gleitgeschwindigkeit auf das tribologische Verhalten von Werkstoffen hoher Härte bei reiner Festkörperreibung

Nr. 53/1978
R.-G. Rohrmann, R. Rudolphi
Bemessung und Optimierung beheizbarer Straßen und Brückenbeläge

Nr. 54/1978
H. Sander
Magnetisches Verhalten dünner Eisenschichten bei mechanischer Wechselbeanspruchung

Nr. 55/1978
D. Klaffke
Beobachtung und Orientierungsbestimmung der Oberflächenkristallite polykristalliner 99,999 %-Al Proben bei Biegewechselbeanspruchung

Nr. 56/1979
W. Brünner, C. Langlie
Stabilität von Sandwichbauteilenn

Nr. 57/1979
M. Stadthaus
Untersuchungen an Prüfmitteln für die Magnetpulverprüfung

- Investigations on Inspection-Media for Magnetic-Particle-Testing
- Nr. 58/1979
W. Struck
Ermittlung des Bauteilwiderstandes aus Versuchsergebnissen bei vereinbartem Sicherheitsniveau
- Nr. 59/1979
3. Plauk
Ermittlung der Verformungen biegebeanspruchter Stahlbetonbalken mit der Methode der Finiten Elemente unter besonderer Berücksichtigung des Verbundes zwischen Beton und Stahl
- Nr. 60/1979
H. Spreckelmeyer, R. Helms, J. Ziebs
Untersuchungen zur Erfassung der Kaltformbarkeit von Feinblechen beim Strecken
- Nr. 61/1979
K. Richter
Beschreibung von Problemen der höheren Farbmetrik mit Hilfe des Gegenfarbensystems
- Nr. 62/1979
W. Gerisch, G. Becker
Geomagnetobiologisch bedingter Zusammenhang zwischen der Fraßaktivität von Termiten und der Zahl der Sterbefälle
- Nr. 63/1979
E. Behrend, J. Ludwig
Untersuchungen an Stopfbuchsen von Ventilen und Schiebern für Gase
- Nr. 64/1980
W. Rücker
Ermittlung der Schwingungserregung beim Betrieb schienengebundener Fahrzeuge in Tunneln sowie Untersuchung des Einflusses einzelner Parameter auf die Ausbreitung von Erschütterungen im Tunnel und dessen Umgebung
- Nr. 65/1980
J. Schmidt, D. Aurich, R. Helms, H. Veith, J. Ziebs
Untersuchungen über den Einfluß des Spannungszustandes auf bruchmechanische Kennwerte
- Nr. 66/1980
A. Hattwig
Auswirkung von Druckentlastungsvorgängen auf die Umgebung
- Nr. 67/1980
V. Matthees
Beitrag zur dynamischen Analyse von vorgespannten und vorbelasteten Feder-Masse-Systemen mit veränderlicher Gliederung unter stoßartiger Beanspruchung
- Nr. 68/1980
J. Petersohn
Oberflächenmeßverfahren unter besonderer Berücksichtigung der Stereometrie-Technik.
Entwicklung eines vollzentrischen Präzisions-Interferometers
- Nr. 69/1980
H. Buchhardt, P. Brandl
Untersuchungen zur Integrität des Liners von Reaktorsicherheitsbehältern (Containments) in Stahlbeton- und Spannbetonbauweise
- Nr. 70/1980 (vergriffen)
H. Schickert
Schwellenwerte beim Betondruckversuch
- Nr. 71/1980
V. Matthees, G. Magiera
Untersuchungen über durch den Boden gekoppelte dynamische Wechselwirkungen benachbarter Kernkraftwerksbauten großer Masse unter seismischen Einwirkungen
- Nr. 72/1980
L. Rudolphi
Übertragbarkeit der Ergebnisse von Brandprüfungen am Beispiel von Stahl- und Holzstützen
- Nr. 73/1980
H. Wegener
Vergleichende Untersuchungen zum Tragverhalten von Klemmkupplungen für Stahlrohrgerüste nach bestehenden deutschen Prüfvorschriften und geplanten europäischen bzw. internationalen Prüfnormen
- Nr. 74/1980
L. Rudolphi, R. Müller
LOGOL-Computerprogramm zur Berechnung zweidimensionaler instationärer Temperaturverteilungen mit Anwendungen aus dem Brand- und Wärmeschutz
- Nr. 75/1980
L.-J. Heinrich
Beitrag zur Kenntnis des zeitlichen und örtlichen Ruckverlaufs bei der plötzlichen Entlastung unter Ruck stehender Behälter und Behälterkombinationen
- Nr. 76/1980
D. Klaffke, W.-W. Maennig
Deformationsverhalten von Rein- und Reinstaluminium sowie Cu 99,9 und St 37 bei Biegewechselbeanspruchung im Rasterelektronenmikroskop
- Nr. 77/1981
M. Gierloff, M. Maulzsch
Untersuchung des Verhaltens von Lagerzementen
- Nr. 78/1981
W. Rücker
Dynamische Wechselwirkung eines Schienen-Schwellensystems mit dem Untergrund
- Nr. 79/1981
V. Neumann
Ein Beitrag zur Untersuchung der wasserstoffbeeinflußten Kalttribneigung höherfester niedriglegierter Feinkornbaustähle mit dem Implantversuch
- Nr. 80/1981
A. Plank, W. Struck, M. Tzschätzsch
Ursachen des Teileinsturzes der Kongreßhalle in Berlin-Tiergarten
- Nr. 81/1981
J. Schmidt
Graphisch-rechnerisches Verfahren zum Erfassen der Zündhäufigkeit zündbarer Stoffe; Anwendung auf Datenmaterial aus dem Bereich der Statistik
- Nr. 82/1982
R. Helms, H.-J. Kühn, S. Ledworowski
Zur werkstoffmechanischen Beurteilung des Kerbschlagbiegeversuches
Assessment of the mechanical behaviour of materials in the notched bar impact test
- Nr. 83/1982
H. Czichos, P. Feinle
Tribologisches Verhalten von thermoplastischen Kunststoffen
- Kontaktdeformation, Reibung und Verschleiß, Oberflächenuntersuchungen -
- Nr. 84/1982
R. Müller, R. Rudolphi
Übertragbarkeit der Ergebnisse von Brandprüfungen im Kleinprüfstand (Vergleichsversuche)
- Nr. 85/ISBN 3-88314-231-X/1982
H. Czichos
Technische Materialforschung und -prüfung
- Entwicklungstendenzen und Rahmenvorschläge für ein EG-Programm „Basic Technological Research“ -
Materials Research and Testing
- Development Trends and Outline Proposals for a Community Programme “Basic Technological Research” -
- Nr. 86/ISBN 3-88314-232-8/1982
K. Niesel, P. Schimelwitz
Zur quantitativen Kennzeichnung des Verwitterungsverhaltens von Naturwerksteinen anhand ihrer Gefügemerkmale
- Nr. 87/ISBN 3-88314-240-9/1982
B. Isecke, W. Stichel
Einfluß baupraktischer Umgebungsbedingungen auf das Korrosionsverhalten von Spannstählen vor dem Injizieren
- Nr. 88/ISBN 3-88314-254-9/1983
A. Erhard
Untersuchungen zur Ausbreitung von Longitudinalwellen an Oberflächen bei der Materialprüfung mit Ultraschall
- Nr. 89/ISBN 3-88314-263-8/1983
D. Conrad, S. Dietlen
Untersuchungen zur Zerfallsfähigkeit von Distickstoffoxid
- Nr. 90/ISBN 3-88314-264-6/1983
K. Brandes, E. Limberger, J. Herter
Kinetische Grenztragfähigkeit von stoßartig belasteten Stahlbetonbauteilen
Kinetic Load Bearing Capacity of Impulsively Loaded Reinforced Concrete Members
- Nr. 91/ISBN 3-88314-265-4/1983
M. Weber
Dreidimensionale Analyse von unbewehrtem Beton mit nichtlinear-elastischem Materialgesetz
- Nr. 92/ISBN 3-88314-266-2/1983
L. Auersch
Ausbreitung von Erschütterungen durch den Boden
- Nr. 93/ISBN 3-88314-283-2/1983
P. Studt
Unterdrückung stick-slip-induzierter Kurvengeräusche schienengebundener Fahrzeuge durch eine physikalisch-chemische Oberflächenbehandlung der Schienen
- Nr. 94/ISBN 3-88314-284-0/1983
Xian-Quan Dong
Untersuchungen der Störerschwingungen beim Kerbschlagbiegeversuch und deren Abschwächungen
- Nr. 95/ISBN 3-88314-289-1/1983
M. Römer
Über die Fokussierung des Schallfeldes von Ultraschall-Prüfköpfen mit Fresnelschen Zonenplatten
- Nr. 96/ISBN 3-88314-296-4/1983
H. Eifler
Verbundverhalten zwischen Beton und geripptem Betonstahl sowie sein Einfluß auf inelastische Verformungen biegebeanspruchter Stahlbetonbalken
- Nr. 97/ISBN 3-88314-297-2/1983
G. Fuhrmann, W. Schwarz
Typische Bruchflächenbildung thermoplastischer Kunststoffe nach wechselnder mechanischer Beanspruchung
- Nr. 98/ISBN 3-88314-312-X/1983
E. Schnabel
Bestimmung des elastischen Verhaltens von Maschinenwaren
- Stretch- und Erholungsvermögen -
- Nr. 99/ISBN 3-88314-317-0/1983
K. Brandes, E. Limberger, J. Herter
Kinetische Grenztragfähigkeit von stoßartig belasteten Stahlbetonbauteilen
Kinetic Load Bearing Capacity of Impulsively Loaded Reinforced Concrete Members
- Nr. 100/ISBN 3-88314-298-0/1984
G. Klamrowski, P. Neustupny
Untersuchungen zur Prüfung von Beton auf Frostwiderstand
- Nr. 101/ISBN 3-88314-327-8/1984
P. Reimers, J. Goebbels, H. Heidt, P. Weise, K. Wilding
Röntgen- und Gammastrahlen Computer-Tomographie
- Nr. 102/ISBN 3-88314-335-9/1984
G. Magiera
Weiterentwicklung des hydraulischen Kompensationsverfahrens zur Druckspannungsmessung in Beton
- Nr. 103/ISBN 3-88314-328-6/1984
D. Schnitger
Radiographie mit Elektronen aus Metallverstärkerfolien
- Nr. 104/ISBN 3-88314-339-1/1984
M. Gierloff
Beeinflussung von Betoneigenschaften durch Zusatz von Kunststoffdispersionen
- Nr. 105/ISBN 3-88314-345-6/1984
B. Schulz-Forberg
Beitrag zum Bremsverhalten energieumwandelnder Aufsetzpuffer in Aufzugsanlagen
- Nr. 106/ISBN 3-88314-360-X/1984
J. Lehnert
Setzung von Fundamenten infolge dynamischer Last
- Nr. 107/ISBN 3-88314-361-8/1984
W. Stichel, J. Ehreke
Korrosion von Stahlradiatoren
- Nr. 108/ISBN 3-88314-363-4/1984
L. Auersch
Durch Bodenerschütterungen angeregte Gebäudeschwingungen - Ergebnisse von Modellrechnungen
- Nr. 109/ISBN 3-88314-381-2/1985
M. Omar
Zur Wirkung der Schrumpfbinderung auf den Schweißspannungszustand und das Sprödbruchverhalten von unterpulvergeschweißten Blechen aus St E 460 N
- Nr. 110/ISBN 3-88314-382-0/1985
H. Walde, B. Kropp
Wasserstoff als Energieträger
- Nr. 111/ISBN 3-88314-383-9/1985
K. Ziegler
Über den Einfluß der Initiierung auf die detonative Umsetzung von Anhydrid-Sprengstoffen unter Berücksichtigung sicherheitstechnischer Gesichtspunkte
- Nr. 112/ISBN 3-88314-409-6/1985
W. Lützwand
Zellstandverhalten und strukturelle Veränderungen von vielfach wiederverarbeiteten Polyethylenen
- Nr. 113/ISBN 3-88314-410-X/1985
R. Helms, H. Henke, G. Oelrich, T. Saito
Untersuchungen zum Frequenzeinfluß auf die Schwingungskorrosion von Offshore-Konstruktionen

- Nr. 114/ISBN 3-88314-419-3/1985
P. Rose, P. Raabe, W. Daum, A. Szameit
Neue Verfahren für die Prüfung von Reaktorkomponenten mittels Röntgen- und Gammastrahlen
- Nr. 115/ISBN 3-88314-420-7/1985
K. Richter
Farbempfindungsmerkmal Elementarblau und Buntheitsabstände als Funktion von Farbart und Leuchtdichte von In- und Umfeld
- Nr. 116/ISBN 3-88314-460-6/1985
F.-J. Kasper, R. Müller, R. Rudolphi, A. Wagner
Theoretische Ermittlung des Wärmedurchgangskoeffizienten von Fensterkonstruktionen unter besonderer Berücksichtigung der Rahmenproblematik
- Nr. 117/ISBN 3-88314-468-1/1985
H. Czichos, G. Sievers
**Materials Technologies and Techno-Economic Development
A Study for the German Foundation for International Development (Deutsche Stiftung für Internationale Entwicklung)**
- Nr. 118/ISBN 3-88314-469-X/1985
H. Treumann, H. Andre, E. Blossfeld, N. Pfeil, M.-M. Zindler
Brand- und Explosionsgefahren explosionsgefährlicher Stoffe bei Herstellung und Lagerung. Modellversuche mit pyrotechnischen Sätzen und Gegenständen
- Nr. 119/ISBN 3-88314-472-X/1985
R. Herter, K. Brandes, E. Limberger
**Kinetische Grenztragfähigkeit von stoßartig belasteten Stahlbetonbauteilen
Versuche an Stahlbetonplatten, Teil I
Kinetic Load Bearing Capacity of Impulsively Loaded Reinforced Concrete Members
Tests on Reinforced Concrete Slabs, Part I**
- Nr. 120/ISBN 3-88314-514-9/1986
A. Hecht
Zerstörungsfreie Korngrößenbestimmung an austenitischen Feinblechen mit Hilfe der Ultraschallrückstreuung
- Nr. 121/ISBN 3-88314-530-0/1986
P. Feinle, K.-H. Habig
Versagenskriterien von Stahlgleitpaarungen unter Mischreibungsbedingungen: Einflüsse von Stahlzusammensetzung und Wärmebehandlung
- Nr. 122/ISBN 3-88314-521-1/1986
J. Mischke
**Entsorgung kerntechnischer Anlagen
Sonderkolloquium der Bundesanstalt für Materialprüfung (BAM) am 10. 12. 1985 mit Beiträgen von B. Schulz-Forberg, K.E. Wieser und B. Droste**
- Nr. 123/ISBN 3-88314-531-9/1986
D. Rennoch
Physikalisch-chemische Analyse sowie toxische Beurteilung der beim thermischen Zerfall organisch-chemischer Baustoffe entstehenden Brandgase
- Nr. 124/ISBN 3-88314-538-6/1986
H.-M. Thomas
Zur Anwendung des Impuls-Wirbelstromverfahrens in der zerstörungsfreien Materialprüfung
- Nr. 125/ISBN 3-88314-540-8/1986 (vergriffen)
B. Droste, U. Probst
Untersuchungen zur Wirksamkeit der Brandschutzisolierung von Flüssiggas-Lagertanks
- Nr. 126/ISBN 3-88314-547-5/1986
W. Stichel
Korrosion und Korrosionsschutz von Metallen in Schwimmhallen
- Nr. 127/ISBN 3-88314-564-5/1986 (vergriffen)
E. Limberger, K. Brandes, J. Herter, K. Berner
**Kinetische Grenztragfähigkeit von stoßartig belasteten Stahlbetonbauteilen
Kinetic Load Bearing Capacity of Impulsively Loaded Reinforced Concrete Members
Versuche an Stahlbetonbalken, Teil I
Tests on Reinforced Concrete Beams, Part I**
- Nr. 128/ISBN 3-88314-568-8/1986 (vergriffen)
E. Limberger, K. Brandes, J. Herter, K. Berner
**Kinetische Grenztragfähigkeit von stoßartig belasteten Stahlbetonbauteilen
Kinetic Load Bearing Capacity of Impulsively Loaded Reinforced Concrete Members
Versuche an Stahlbetonbalken, Teil II
Tests on Reinforced Concrete Beams, Part II**
- Nr. 129/ISBN 3-88314-569-6/1980 (vergriffen)
K. Brandes, E. Limberger, J. Herter, K. Berner
**Kinetische Grenztragfähigkeit von stoßartig belasteten Stahlbetonbauteilen
Kinetic Load Bearing Capacity of Reinforced Concrete Members under Impact Load**
- Zugversuche an Betonstahl mit erhöhter Dehngeschwindigkeit
Reinforcing Steel Tension Tests with high strain rates**
- Nr. 130/ISBN 3-88314-570-X/1986
W. Struck
Einfache Abschätzung der Durchbiegung und der Energieaufnahme von Trägern aus duktilem Material bei Belastung durch eine Einzelkraft
- Nr. 131/ISBN 3-88314-585-8/1986
E. Limberger, K. Brandes, J. Herter
**Kinetische Grenztragfähigkeit von stoßartig belasteten Stahlbetonbauteilen
Kinetic Load Bearing Capacity of Reinforced Concrete Members under Impact Load
Versuche an Stahlbetonplatten, Teil II
Tests on Reinforced Concrete Slabs, Part II**
- Nr. 132/ISBN 3-88314-595-5/1987
Chr. Herold, F.-U. Vogdt
Ermittlung der Ursachen von Schäden an bituminösen Dachabdichtungen unter besonderer Berücksichtigung klimatischer Beanspruchungen
- Nr. 133/ISBN 3-88314-609-9/1987 (vergriffen)
M. Woydt, K.-H. Habig
Technisch-physikalische Grundlagen zum tribologischen Verhalten keramischer Werkstoffe
- Nr. 134/ISBN 3-88314-615-3/1987
G. Andreea, G. Niessen
Über den Kernstrahlungseinfluß auf Dehnungsmeßstreifen
- Nr. 135/ISBN 3-88314-618-8/1987
J. Ludwig, W.-D. Mischke, A. Ulrich
Untersuchungen über das Verhalten von Tankcontainern für unter Druck verflüssigte Gase bei Fallbeanspruchungen
- Nr. 136/ISBN 3-88314-636-6/1987
H.-J. Deppe, K. Schmidt
Untersuchung zur Beurteilung von Brettschichtverleimungen für den Holzbau
- Nr. 137/ISBN 3-88314-637-4/1987
D. Aurich
Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte auf der Grundlage von Forschungsergebnissen auf dem Gebiete der Komponentensicherheit
- Nr. 138/ISBN 3-88314-635-8/1987
M. Dogunke, F. Buchhardt
Zur geowissenschaftlichen Einordnung des Gebietes der Bundesrepublik Deutschland und einer sicheren Auslegung technischer Systeme gegen den Lastfall Erdbeben.
- Nr. 139/ISBN 3-88314-658-7/1987
J. Olschewski, S.-P. Scholz
Numerische Untersuchung zum Verhalten des Hochtemperaturwerkstoffes Nimonic PE 16 unter monotoner und zyklischer Belastung bei Verwendung verschiedener plastischer und viskoplastischer Materialmodelle
- Nr. 140/ISBN 3-88314-643-9/1987
K. Brandes, E. Limberger, J. Herter
**Kinetische Grenztragfähigkeit von stoßartig belasteten Stahlbetonbauteilen
Kinetic Load Bearing Capacity of Impulsively Loaded Reinforced Concrete Members**
- Nr. 141/ISBN 3-88314-694-3/1987
F. Buchhardt, W. Matthees, G. Magiera, F. Mathiak
Zum Einfluß des Sicherheits- und Auslegungserdbebens auf die Bemessung von Kernkraftwerken
- Nr. 142/ISBN 3-88314-695-1/1987
H. Treumann, G. Krüger, N. Pfeil, S. von Zahn-Ullmann
Sicherheitstechnische Kenndaten und Gefahrzahlen binärer Mischungen aus oxidierenden und verbrennlichen Substanzen
- Nr. 143/ISBN 3-88314-701-X/1987
K. Brandes, E. Limberger, J. Herter
**Kinetische Grenztragfähigkeit von stoßartig belasteten Stahlbetonbauteilen
Kinetic Load Bearing Capacity of Impulsively Loaded Reinforced Concrete Members
Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbetonbauteilen bei Stoßbelastung
Experimental and numerical Investigations concerning Load Bearing Behaviour of Reinforced Concrete Members under Impact Load**
- Nr. 144/ISBN 3-88314-702-8/1987
F. Buchhardt, G. Magiera, W. Matthees, M. Weber, J. Altes
Nichtlineare dynamische Berechnungen zum Penetrationsverhalten des AVR-Reaktorgebäudes
- Nr. 145/ISBN 3-88314-711-7/1987
U. Holzlöhner
Untersuchung selbstähnlicher Systeme zur Bestimmung von Materialeigenschaften von Reibungsböden
- Nr. 146/ISBN 3-88314-714-1/1987
W. Schön, M. Mallon
Untersuchungen zur Wirksamkeit von Wasserberieselungseinrichtungen als Brandschutzmaßnahme für Flüssiggas-Lagertanks
- Nr. 147/ISBN 3-88314-720-6/1987
H.-D. Kleinschrodt
Lösung dynamischer Biege- und Torsionsprobleme von Stabsystemen aus dünnwandigen elastischen Stäben mit offenem Querschnitt mittels frequenzabhängiger Ansatzfunktionen
- Nr. 148/ISBN 3-88314-774-5/1988
W. Müller
Theoretische Untersuchung von Variationsprinzipien für elastoplastisches Materialverhalten sowie Entwicklung und numerische Erprobung von Finite-Element-Verfahren für den ebenen Spannungszustand
- Nr. 149/ISBN 3-88314-775-3/1988
U. Holzlöhner
Bestimmung baugruddynamischer Kenngrößen aus der Untersuchung von Bodenproben
- Nr. 150/ISBN 3-88314-776-1/1988
M. Weber
VG3D Zeichenprogramm für Vektorgraphische Darstellung dreidimensionaler Strukturen
- Nr. 151/ISBN 3-88314-785-0/1988
L. Auersch-Saworski
Wechselwirkung starrer und flexibler Strukturen mit dem Baugrund insbesondere bei Anregung durch Bodenerschütterungen
- Nr. 152/ISBN 3-88314-796-6/1988
G. Plauk, G. Kretschmann, R.-G. Rohrmann
Untersuchung des baulichen Zustandes und der Tragfähigkeit vorgespannter Riegel von Verkehrszeichenbrücken der Berliner Stadtautobahn
- Nr. 153/ISBN 3-88314-797-4/1988
H. Sander, W.-W. Maennig
Magnetisches Verhalten von Eisenproben bei mechanischer Wechselbeanspruchung
- Nr. 154/ISBN 3-88314-822-9/1988
K. Breitkreutz, R. Uttech, K. Haedecke
Druckgesinterte Stähle als zertifiziertes Referenzmaterial für die Spektrometrie
- Nr. 155/ISBN 3-88314-825-3/1988
L. Auersch
Zur Entstehung und Ausbreitung von Schienenverkehrrerschütterungen: Theoretische Untersuchungen und Messung am Hochgeschwindigkeitszug Intercity Experimental
- Nr. 156/ISBN 3-88314-887-3/1989
G. Klamrowski, P. Neustupny, H.-J. Deppe, K. Schmidt, J. Hundt
Untersuchungen zur Dauerhaftigkeit von Faserzementen
- Nr. 157/ISBN 3-88314-888-1/1989
E. Limberger, K. Brandes
Versuche zum Verhalten von Stahlbetonbalken mit Übergreifungsstößen der Zugbewehrung unter stoßartiger Belastung
- Nr. 158/ISBN 3-88314-889-X/1989
R. Wäsche, K.-H. Habig
Physikalisch-chemische Grundlagen der Feststoffschmierer - Literaturübersicht -
- Nr. 159/ISBN 3-88314-890-3/1989
R. Müller, R. Rudolphi
Berechnung des Wärmedurchlaßwiderstandes und der Temperaturverteilung im Querschnitt von Hausschornsteinen nach DIN 18160 Teil 6
- Nr. 160/ISBN 3-88314-917-9/1989
W. Matthees
Entwicklung eines Makroelementes durch Kondensation am Beispiel der Lastfälle Flugzeugabsturz und Erdbeben bei Boden-Bauwerk-Wechselwirkung mit biegeweichen Fundamenten
- Nr. 161/ISBN 3-88314-920-9/1989
G. Mellmann, M. Maultzsch
Untersuchung zur Ermittlung der Biegefestigkeit von Flachglas für bauliche Anlagen
- Nr. 162/ISBN 3-88314-921-7/1989
W. Brüner
Untersuchungen zur Tragfähigkeit großer Glasscheiben
- Nr. 163/ISBN 3-88314-922-5/1989
W. Brüner, G. Mellmann, W. Struck
Biegefestigkeit und Tragfähigkeit von Scheiben aus Flachglas für bauliche Anlagen
- Nr. 164/ISBN 3-88314-934-9/1989
R. Helms, B. Jaenicke, H. Wolter, C.-P. Bork
Zur Schwingfestigkeit großer geschweißter Stahlträger

- Nr. 165/ISBN 3-88314-935-7/1989
 ? Göbel, L. Meckel, W. Schiller
Untersuchung zur Erarbeitung von Kennwerten bei Einrichtungsmaterialien (Holzwerkstoffen, Möbeln und Textilien) hinsichtlich der Formaldehyd-Emission.
 Teil B: Textilien
- Nr. 166/ISBN 3-88314-936-5/1989
 C. Breitzkreutz
Modelle für Stereologische Analysen
- Nr. 167/ISBN 3-88314-937-3/1989
 v. Mitakidis, W. Rücker
Erschütterungsausbreitung im elastischen Halbraum bei transienten Belastungsvorgängen
- Nr. 168/ISBN 3-88314-958-6/1990
 :J. Kasper, R. Müller, R. Rudolphi
Numerische Untersuchung geometriebedingter Wärmebrücken (Winkel und Ecken) unter Einsatz hochauflösender Farbgraphik bei Berücksichtigung der Wasserproblematik und des Mindestluftwechsels
- Nr. 169/ISBN 3-88314-959-4/1990
 hr. Kohl, W. Rücker
Integration der Untergrunddynamik in das Programmiersystem MEDYNA, dargestellt am Beispiel des Intercity Experimental (ICE)
- Nr. 170/ISBN 3-88314-960-8/1990
 ! Studt, W. Kerner, Tin Win
Untersuchung der mikrobiologischen Schädigung wassergemischter Kühlschmierstoffe mit dem Ziel der Verbesserung der Arbeitshygiene, der Minderung der Geruchsbelastung und der Menge zu entsorgener Emulsionen
- Nr. 171/ISBN 3-88314-997-7/1990
 Buchhardt
in Operator zur Koppelung beliebig benachbarter dynamischer Systeme am Beispiel der Boden-Bauwerkwechselwirkung
- Nr. 172/ISBN 3-88314-998-5/1990
 . Vielhaber, G. Plauk
Stabilität und Tragfähigkeit großer Verbundprofilstützen
- Nr. 173/ISBN 3-88314-999-3/1990
 . Droste, J. Ludwig, B. Schulz-Forberg
Überwertige Transporttechnik und ihre Konsequenzen für die Beförderung gefährlicher Güter
- Nr. 174/ISBN 3-88429-021-8/1990
 : Aurich
Stabilitätsanalyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Schadenskonzepte
- Nr. 175/ISBN 3-88429-022-6/1990
 / Brocks, D. Klingbeil, J. Olschewski
Lösung der HRR-Feld-Gleichungen der elastisch-plastischen Bruchmechanik
- Nr. 176/ISBN 3-88429-035-6/1990
 / Matthees, G. Magiera
Experimentelle Dekonvolution der seismischen Basisierung für den Zeitraum
- Nr. 177/ISBN 3-89429-090-0/1991
 . Schickert, M. Krause, H. Wiggenhauser
Studie zur Anwendung zerstörungsfreier Prüfverfahren bei Ingenieurbauwerken
- Nr. 178/ISBN 3-89429-429-9/1991
 . Andrae, J. Knapp, G. Niessen
Entwicklung und Untersuchung eines kapazitiven Hochtemperatur-Dehnungsaufnehmers für Einsatztemperaturen bis ca. 1000 °C
- Nr. 179 / ISBN 3-89429-100-1 / 1991
 . Eifler
Die Drehfähigkeit plastischer Gelenke in Stahlbetonlattenbalken, bewehrt mit naturhartem Betonstahl St 500 S im Bereich negativer Biegemomente
- Nr. 180 / ISBN 3-89429-101-X / 1991
 . Klement, G. Wieser
Überprüfung der numerischen Übertragbarkeit von Prüfungsergebnissen an Hausschornsteinen auf Schornsteine mit anderen leichten Querschnitten
- Nr. 181/ISBN 3-89429-105-2/1991
 . Czichos, R. Helms, J. Lexow
Industrial and Materials Technologies: Research and Development Trends and Needs
- Nr. 182/ISBN 3-89429-145-1/1992
 . Weber
Bestimmung von Wärmeübergangskoeffizienten im Bereich geometriebedingter Wärmebrücken
- Nr. 183/ISBN 3-89429-163-x/1992
 Buchhardt
Überprüfung der Dekonvolution im Zeitbereich
- Nr. 184/ISBN 3-89429-164-8/1992
 . Maultzsch, W. Stichel, E.-J. Vater
Wärmeübertragungsversuche zur Einwirkung von Auftaumitteln auf
- Verkehrsbauwerke (im Rahmen des Großversuchs „Umweltfreundlicheres Streusalz“)**
- Nr. 185/ISBN 3-89429-165-6/1992
 Renate Müller
Ein numerisches Verfahren zur simultanen Bestimmung thermischer Stoffeigenschaften oder Größen aus Versuchen
 - Anwendung auf das Heißdraht-Parallelverfahren und auf Versuche an Hausschornsteinen
- Nr. 186/ISBN 3-89429-211-3/1992
 B. Löffelbein, M. Woydt, K.-H. Habig
Reibungs- und Verschleißuntersuchungen an Gleitpaarungen aus ingenieurkeramischen Werkstoffen in wässrigen Lösungen
- Nr. 187/ISBN 3-89429-216-4/1992
 Th. Schneider, E. Santner
Mikrotribologie: Stand der Forschung und Anwendungsmöglichkeiten. Literaturübersicht
- Nr. 188/ISBN 3-84929-243-1/1992
 K. Mallwitz
Verfahren zur Vorausermittlung der Setzung von Fundamenten aufgeständerten Strecken infolge zyklischer Beanspruchung
- Nr. 189/ISBN 3-84929-244-X/1992
 W. Matthees, G. Magiera
Impedanzeigenschaften von Finiten Elemente Modellen bei Integration im Zeitraum
- Nr. 190/ISBN 3-84929-245-8/1992
 G. Zachariev
Untersuchung des Versagens thermoplastischer Kunststoffe im Kurzzeit-Zugversuch und Retardations-Zugversuch
- Nr. 191/ISBN 3-84929-246-6/1992
 H. M. Bock, S. Erbay, J. With
Kritische Stahltemperatur als charakteristischer Kennwert für die Feuerwiderstandsdauer von Bauwerkssystemen aus Stahl

