

Vergleich empirischer und berechneter
Tragfähigkeiten von
Aluminium- Trapezprofilen

T 2235

T 2235

Dieser Forschungsbericht wurde mit modernsten Hochleistungskopierern auf Einzelanfrage hergestellt.

Die in dieser Forschungsarbeit enthaltenen Darstellungen und Empfehlungen geben die fachlichen Auffassungen der Verfasser wieder. Diese werden hier unverändert wiedergegeben, sie geben nicht unbedingt die Meinung des Zuwendungsgebers oder des Herausgebers wieder.

Die Originalmanuskripte wurden reprototechnisch, jedoch nicht inhaltlich überarbeitet. Die Druckqualität hängt von der reprototechnischen Eignung des Originalmanuskriptes ab, das uns vom Autor bzw. von der Forschungsstelle zur Verfügung gestellt wurde.

© by Fraunhofer IRB Verlag

Vervielfältigung, auch auszugsweise,
nur mit ausdrücklicher Zustimmung des Verlages.

Fraunhofer IRB Verlag

Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau

Postfach 80 04 69
70504 Stuttgart

Nobelstraße 12
70569 Stuttgart

Telefon (07 11) 9 70 - 25 00
Telefax (07 11) 9 70 - 25 08

E-Mail irb@irb.fraunhofer.de

www.baufachinformation.de

16.70

Lehrstuhl für Stahl- und Leichtmetallbau
Universität Fridericiana Karlsruhe (TH)
Univ.- Professor tekn. dr, Hon DSc Rolf Baehre

**Vergleich empirischer und berechneter
Tragfähigkeiten von
Aluminium- Trapezprofilen**

R. Baehre, R. Holz, G. Huck, Th. Ladwein

Abschlußbericht zum IfBt- Forschungsvorhaben, Juli 1990

Lehrstuhl für Stahl- und Leichtmetallbau
Universität Fridericiana Karlsruhe
Univ.-Professor tekn. dr, Hon DSc Rolf Baehre

7500 Karlsruhe 1
Kaiserstraße 12, Postfach 6980
Telefon: (0721) 6 08-22 15
Teletex: 721166 = UNI Kar
Telex: 17721166
Telefax: (0721) 6 08 42 90

**"Vergleich empirischer und berechneter
Tragfähigkeiten von
Aluminium- Trapezprofilen"**

Abschlußbericht zum IfBt- Forschungsvorhaben, Juli 1990

Inhaltsverzeichnis

1	EINLEITUNG	1.1
2	Formelzeichen und Bezeichnungen	2.1
	2.1 Profilbeschreibung	2.1
	2.2 Statistische Auswertung	2.1
3	VORSTELLUNG VORHANDENER RECHENANSÄTZE FÜR TRAPEZPROFILE	3.1
	3.1 Allgemeines	3.1
	3.2 Aufnehmbares Biegemoment	3.1
	3.2.1 Unausgesteifte Profilformen:	3.2
	3.2.2 Ausgesteifte Profilformen:	3.2
	3.3 Aufnehmbare Stegkrüppellast	3.3
	3.4 M/B - Interaktion	3.3
	3.5 Effektives Trägheitsmoment	3.4
	3.5.1 Ansätze nach StBK-N5 [3]	3.4
	3.5.2 Alternative Ansätze	3.5
	3.6 Schubbeulen	3.5
4	VORSTELLUNG DER TRAGLASTVERSUCHE	4.1
5	GEGENÜBERSTELLUNG VON VERSUCHSERGEBNISSEN UND RECHNERISCHEN TRAGFÄHIGKEITSWERTEN	5.1
6	STATISTISCHE AUSWERTUNG DER VERSUCHSERGEB- NISSE	6.1
	6.1 Allgemeines	6.1
	6.2 Aufnehmbares Feldmoment M_d	6.5
	6.3 Effektives Trägheitsmoment I_{ef}	6.5
	6.4 Aufnehmbare Endauflagerkraft	6.7
	6.5 Aufnehmbare Stegkrüppellast	6.11
	6.6 Aufnehmbare Momenten-Zwischenauflegerkraft-Kombination ...	6.12
7	SICHERHEITSKONZEPT	7.1
8	VORSCHLAG FÜR DIE NORMUNG	8.1
	8.1 Gültigkeitsbereich für den rechnerischen Nachweis	8.1
	8.2 Ansätze für die wirksamen Breiten	6.1
	8.2.1 Aufnehmbares Biegemoment	8.1
	8.2.2 Effektives Trägheitsmoment	8.2
	8.3 Knickspannungs- (Traglast-) Linie für Aussteifungen	8.3
	8.4 Stegkrüppeln infolge von Auflagerkräften oder Einzellasten	8.3
	8.4.1 Stege ohne Sicken	8.3
	8.4.2 Stege mit Sicken	8.4
	8.4.3 Endauflagerkräfte	8.5
	8.4.4 Interaktion zwischen Biegemoment und Auflagerlast	8.6

9	ZUSAMMENFASSUNG	9.1
10	LITERATURVERZEICHNIS	10.1
11	DARSTELLUNGEN DER UNTERSUCHTEN TRAPEZPRO- FILE	11

1 EINLEITUNG

Trapezprofiltafeln aus Aluminium finden seit ca. 35 Jahren ihre Anwendung als Bauteile von Dach- und Wandkonstruktionen. Ein Grund hierfür ist in den unbestreitbaren Vorzügen dieses Werkstoffs hinsichtlich Dauerhaftigkeit und Witterungsbeständigkeit zu sehen. Andererseits wäre diese Entwicklung nicht möglich gewesen, wenn nicht durch Auswahl geeigneter, gegenüber dem reinen Aluminium höherfesterer Aluminiumlegierungen und durch Optimierung der Querschnittsformen die Profiltafeln eine Tragfähigkeit erreicht hätten, die die Abtragung äußerer Belastungen über mehrere Meter Spannweite ermöglicht. Dieser Einsatz als lastabtragendes Bauteil erfordert wiederum, daß die Standsicherheit nachgewiesen werden muß. Eine Anwendung ausschließlich auf der Grundlage handwerklicher Regeln, wie z.B. bei Dachziegeln, ist nicht möglich.

Die dem jeweiligen Produkt zugeordneten Tragfähigkeitswerte wurden bisher auf der Grundlage von Traglastversuchen ermittelt und in den bauaufsichtlichen Zulassungen der Aluminium-Profiltafeln niedergelegt. Darüberhinaus regelt die bauaufsichtliche Zulassung konstruktive Anforderungen und die Qualitätssicherung (Werkstoffe, Produktüberwachung). Mit Hilfe einer Zulassung läßt sich somit die Standsicherheit nachweisen. Andererseits läßt sich mit der Erteilung einer bauaufsichtlichen Zulassung nicht beweisen, daß sich das Produkt bewähren wird. Einer Zulassung bedarf es nämlich nur dann, wenn ein Produkt nicht gebräuchlich oder nicht bewährt ist, wenn man sich also außerhalb der bewährten Regeln der Technik befindet.

Hat sich das Produkt bzw. die Bauweise im Laufe der Zeit bewährt - ein Indiz hierfür ist die wiederholte Verlängerung der Zulassungsbescheide um jeweils weitere 5 Jahre -, wird das Produkt/die Bauweise i.d.R. standardisiert, d.h. es wird eine diesbezügliche Norm erstellt. In diesem Stadium befindet sich derzeit die Bauweise mit Aluminium-Profiltafeln.

Die projektierten Normen DIN 18807 Teile 6,7 und 8 werden die bauaufsichtlichen Zulassungen ablösen, d.h. alles was bisher durch die Zulassung geregelt wurde, wird durch entsprechende Regeln in den Normteilen ersetzt. Darüberhinaus wird auch die Tragfähigkeitsermittlung durch Versuche (Versuchsdurchführung und Versuchsauswertung) standardisiert, ein Bereich, der bisher im Vorfeld der bauaufsichtlichen Zulassung durch den Sachverständigenausschuß "Metallbau" beim IfBt Berlin abgestimmt wurde. Ein weiteres Thema der künftigen Norm ist die Tragfähigkeitsermittlung der Profiltafeln durch Berechnung, die dann alternativ zur experimentellen Tragfähigkeitsermittlung dem Standsicherheitsnachweis zugrundegelegt werden darf. Schließlich bedarf es auch noch der Angabe von Sicherheitsfaktoren, die aufgrunddessen, daß das Nachweisformat gegenüber den Zulassungen geändert wird - anstelle des Tragfähigkeitsnachweises im Gebrauchslastniveau mit Hilfe zulässiger Schnittgrößen wird ein Nachweis im Bemessungslastniveau gegenüber charakteristischen Tragfähigkeitswerten gefordert werden -, neu zu bestimmen sind und nicht den Zulassungen entnommen werden können.

Zur Erarbeitung eines Normvorschlags hinsichtlich der beiden letztgenannten Themenkreise "Berechnungsverfahren" und "Sicherheitskonzept" wurde am Lehrstuhl für Stahl- und Leichtmetallbau der Universität Karlsruhe (TH) unter der wissenschaftlichen Leitung von Univ.-Prof. tekn. dr, Hon DSc Rolf Baehre das Forschungsvorhaben "Vergleich empirischer und berechneter Tragfähigkeiten von Aluminium-Trapezprofilen" durchgeführt.

Ausgangspunkt für eine Berechnung der Tragfähigkeit von Aluminium-Trapezprofiltafeln waren die Modellansätze der Schwedischen Leichtbaunorm StBK-N5 [3], die auf [1] [2] und [4] zurückgehen, sowie die "These doctorale No. 689" von Jung-Min Tsai [7]. Diese Berechnungsansätze wurden mit Hilfe statistischer Methoden auf ihre Kompatibilität mit den Ergebnissen der Traglastversuche der bauaufsichtlich zugelassenen Aluminium-Trapezprofile untersucht. Zur Beurteilung des Stegkrüppelverhaltens der Profile über den Auflagern wurden weitere experimentelle Untersuchungen durchgeführt, deren Ergebnisse zu einer Modifikation der Ansätze nach [3] bzw. [7] führten. Durch die Gegenüberstellung

von Versuch und Rechnung und die statistische Auswertung der Abweichungen der unterschiedlichen Berechnungsmodelle konnte schließlich ein optimiertes Berechnungsmodell abgeleitet werden, dessen Kompatibilität mit Hilfe signifikanter statistischer Parameter quantifizierbar und beweisbar ist. Dieses Berechnungsmodell umfaßt alle für die Profilbemessung wesentlichen Tragfähigkeitswerte und stellt damit eine vollständige Alternative zur experimentellen Tragfähigkeitsermittlung dar.

Die zulässigen Schnittgrößen der bauaufsichtlichen Zulassungen wurden aus den maßgebenden Versuchswerten unter Zugrundelegung von Sicherheitsfaktoren abgeleitet, wobei unterschiedliche Sicherheitsfaktoren in Abhängigkeit der Stelle im System (Feldbereich, Zwischenstützen von Durchlaufträgern, Endauflager) angewendet wurden. Zum Nachweis der Standsicherheit wurden die vorhandenen Schnittgrößen unter Gebrauchslast den zulässigen Schnittgrößen gegenübergestellt. Nach dem Sicherheitskonzept der künftigen Norm werden die Schnittgrößen unter γ -fach erhöhter Gebrauchslast mit den charakteristischen Schnittgrößen des Trapezprofils verglichen. Da einerseits die Ermittlung des charakteristischen Versuchswertes von der Ermittlung des maßgebenden Versuchswertes abweicht (Normierung der Versagenslasten, statistische Versuchsauswertung) und andererseits anstelle der unterschiedlichen Sicherheitsfaktoren an den verschiedenen Systemstellen ein einheitlicher Lasterhöhungsfaktor für das gesamte System angewendet werden soll, ist dieser Lasterhöhungsfaktor neu zu kalibrieren. Diese Kalibrierung ist ebenfalls Gegenstand des vorliegenden Forschungsvorhabens. Sie erfolgte unter der Maßgabe, daß, ausgehend von den Traglastversuchen, nach beiden Konzepten - einerseits Zulassungskonzept mit zulassungsgemäßer Versuchsauswertung, zulassungsgemäßer Bestimmung der zulässigen Schnittgrößen und zulassungsgemäßigem Standsicherheitsnachweis, andererseits Normkonzept mit normgemäßer Versuchsauswertung, normgemäßer Bestimmung der charakteristischen Schnittgrößen und normgemäßem Standsicherheitsnachweis - im Mittel die gleichen Flächenlasten für das jeweilige Trapezprofil zulässig sind. Der bewährte Sicherheitsstandard auf der Grundlage der bauaufsichtlichen Zulassungen wird somit in dem neuen Normenwerk fortgeschrieben.

Dem vorliegenden Abschlußbericht sind 4 Anhänge beigefügt:

Anhang 1: Vergleich empirischer und berechneter Tragfähigkeitswerte von Aluminium-Trapezprofilen

Er enthält die Zusammenstellung aller verfügbaren Versuchsergebnisse und die Gegenüberstellung mit auf der Grundlage verschiedener Modelle entwickelter Rechenwerte.

Anhang 2: Theoretische und experimentelle Untersuchung der aufnehmbaren Stegkrüppellast

In diesem Teil sind die eigens für dieses Forschungsvorhaben durchgeführten Stegkrüppel-Versuche beschrieben. Die Versuchsergebnisse werden mit den Rechenwerten nach unterschiedlichen Modellen verglichen und es wird ein modifizierter Berechnungsgang vorgeschlagen.

Anhang 3: Statistische Auswertung der Versuchsergebnisse

Die Abweichungen zwischen Versuch und Rechnung werden statistisch ausgewertet und signifikante Kenndaten für die Beurteilung der unterschiedlichen Rechenmodelle abgeleitet.

Anhang 4: Vergleich der zulässigen Belastungen nach Zulassungskonzept und Normkonzept für ausgewählte Trapezprofile

Durch Variation des Lasterhöhungsfaktors γ (Norm) werden die nach beiden Konzepten ermittelten zulässigen Flächenlasten zur weitgehenden Übereinstimmung gebracht.

An dieser Stelle sei dem Institut für Bautechnik (IfBt) gedankt, das die Durchführung dieses Forschungsvorhabens durch eine Sachbeihilfe sehr wesentlich unterstützt hat. Weiterhin danken wir Herrn cand.ing. Thomas Ladwein, der durch die Ausarbeitung einer Seminararbeit (Anhang 1) in außerordentlichem Maße

zum Gelingen dieser Forschungsarbeit beigetragen hat.

Die Bearbeitung des Forschungsvorhabens lag in den Händen der Herren Dipl.-
Ing. R. Holz und G. Huck.

2 Formelzeichen und Bezeichnungen

2.1 Profilbeschreibung

b_r	Rippenbreite
b_o	Obergurtbreite
b_u	Untergurtbreite
b_p	Breite eines Plattenstreifens
b_{ef}	Wirksame Breite eines vierseitig gelenkig gelagerten Plattenstreifens unter konstanter Beanspruchung im rechnerischen Bruchzustand
b_{efd}	Wirksame Breite eines vierseitig gelenkig gelagerten Plattenstreifens unter konstanter Beanspruchung im Gebrauchszustand
λ_p	bezogener Schlankheitsgrad eines Plattenstreifens
$R_{p0,2}$	Nominelle 0,2%- Dehngrenze
E	Elastizitätsmodul

2.2 Statistische Auswertung

b_i	i- tes Versuchsergebnis, bezogen auf den korrespondierenden Rechenwert
n	Anzahl der verfügbaren Versuchs-/Rechenwerte
r_e	Versuchswerte
r_{ei}	i- ter Versuchswert
\bar{r}_e	Mittelwert der Versuchswerte
r_k	charakteristischer Wert der Beanspruchbarkeit
r_t	Rechenwerte gemäß dem zu verifizierenden Modell

r_{ti}	i- ter Rechenwert, wird mit den Basisvariablen des i- ten Versuches ermittelt
\bar{r}_t	Mittelwert der Rechenwerte
r_{tk}	Rechenwert mit nominellen Basisvariablen
r_d	Bemessungswert
s_{re}	Standardabweichung der Versuchsergebnisse
s_{rt}	Standardabweichung der Rechenwerte
$\bar{\delta}'$	arithmetisches Mittel der logarithmierten Fehlerglieder
$s_{\delta'}$	Standardabweichung der logarithmierten Fehlerglieder
α_R	Wichtungsfaktor
β	Grundsicherheitsfaktor
δ_i	Fehlerglied = auf den Mittelwert \bar{b} bezogener Wert b_i
δ'_i	Logarithmus des Fehlergliedes δ_i
δ_k	charakteristischer Wert der Streukorrekturgröße
γ_M	Partialsicherheitsfaktor bezogen auf die 5%- Fraktile
ρ	Korrelationskoeffizient, Maß für die Güte des Rechenmodelles

3 VORSTELLUNG VORHANDENER RECHENANSÄTZE FÜR TRAPEZPROFILE

3.1 Allgemeines

Grundsätzliche Überlegungen zur Berechnung dünnwandiger Bauteile, hier insbesondere von Stahl- oder Aluminium-Trapezprofilen, finden sich in den Ausführungen von T. von Kármán [11] und von G. Winter [12]. Diese grundlegenden Überlegungen liegen den AISI- "Specifications for the Design of Light Gage Cold-Formed Steel Structural Members" [1], [2] zugrunde.

Verfeinerungen dieser Ansätze führten zu den Berechnungsvorschriften der schwedischen Leichtbau-Norm StBK-N5 [3], die auch die Berechnung von sowohl ausgesteiften als auch unausgesteiften Trapezprofilen beinhaltet.

Zur Bestimmung der aufnehmbaren Stegkrüppellast liegt alternativ ein Berechnungsvorschlag von Jung-Min Tsai [7] vor.

Im Folgenden werden die verschiedenen Rechenansätze kurz vorgestellt. Die Bezeichnungen wurden in Anlehnung an die DIN 18807 Teil 1/06.86 gewählt,

3.2 Aufnehmbares Biegemoment

Zur Bestimmung des aufnehmbaren Biegemomentes muß grundsätzlich zwischen ausgesteiften und unausgesteiften Profilformen unterschieden werden.

Die Berechnung erfolgt unter Berücksichtigung des wirksamen Querschnitts. Zum Ansatz kommen im Druckgurt sogenannte "wirksame Breiten" b_{ef} und in gedrückten Stegbereichen die "wirksamen Längen" s_{ef} . Die Bestimmung beider wird, wie oben erwähnt, getrennt für ausgesteifte und unausgesteifte Trapezprofile aufgeführt.

3.2.1 Unausgesteifte Profilformen:

$$b_{ef} = 1,33 \cdot \frac{b_p}{\lambda_p} \quad \text{für } \lambda_p > 1,33$$

$$b_{ef} = b_p \quad \text{für } \lambda_p \leq 1,33$$

$$\text{mit } \lambda_p = \frac{2}{\sqrt{k_\sigma}} \cdot \frac{b_p}{t} \cdot \sqrt{\frac{\beta_{0,2}}{E}} \leq 1,33$$

$$s_{ef} = 0,67 \cdot t \cdot \sqrt{\frac{E}{\sigma_1}} \quad s_{efi} = \left(1,5 - 0,5 \cdot \frac{\sigma_i}{\sigma_1} \right) \cdot s_{efl}$$

In den oben genannten Formeln ist b_p die Breite des Druckgurtes. Hinsichtlich der genauen Vorgehensweise zur Berechnung des Profiles und der Berücksichtigung der Eckausrundungen wird auf [3] verwiesen.

3.2.2 Ausgesteifte Profilformen:

Neben der Berücksichtigung von lokalen Beulen in den gedrückten ebenen Querschnittsteilen mit Hilfe von wirksamen Breiten ist auch das Ausknicken der Aussteifungselemente (Gurtsicken, Stegversätze) unter Druckbeanspruchung in Betracht zu ziehen. Die Tatsache, daß die aufnehmbare Druckspannung der Aussteifungselemente möglicherweise geringer ist als die Randspannung in den ebenen Teilflächen (Beulspannung) wird derart berücksichtigt, daß die Blechdicke der Aussteifungselemente rechnerisch im Verhältnis der aufnehmbaren Druckspannung zur Randspannung der anschließenden Teilflächen reduziert wird. Die genaue Vorgehensweise ist [3] zu entnehmen.

3.3 Aufnehmbare Stegkrüppellast

Zur Bestimmung der aufnehmbaren Stegkrüppellast wurden im Rahmen des Forschungsvorhabens sowohl die aus DIN 18807 Teil 1 bekannte Formel für die Auflagerkraft an Zwischenstützen R_{dB} und deren Modifikation R_{dA} für die Kraft am Endauflager untersucht, als auch ein neuer Berechnungsvorschlag, der im Rahmen einer Dissertation [7] an der ETH Lausanne entwickelt wurde, dessen Gültigkeit jedoch auf im Steg unausgesteifte Profile begrenzt ist. Diesem neuen Wert wurde die Bezeichnung $R_{u,th}$ zugewiesen. Die Abminderung zur Ermittlung der aufnehmbaren Endauflagerkraft erfolgt analog zu der von R_{dA} .

$$R_{dB} = 0,15 \cdot t^2 \cdot \sqrt{E \cdot \beta_{0,2}} \cdot \left(1 - 0,1 \cdot \sqrt{\frac{r}{t}}\right) \cdot \left(0,5 + \sqrt{0,02 \cdot \frac{b_B}{t}}\right) \cdot \left(2,4 + \left(\frac{\phi_m}{90}\right)^2\right) \quad [3]$$

$$R_{u,th} = 0,51 \cdot t^2 \cdot \sqrt{E \cdot \beta_{0,2}} \cdot \left(1,24 + 0,5 \cdot \frac{b_B}{s_w}\right) \cdot \left(1 - 0,1 \cdot \sqrt{\frac{r}{t}}\right) \cdot \sin(\phi) \quad [7]$$

3.4 M/B - Interaktion

In der Regel werden Trapezprofile als Durchlaufträger verlegt, so daß für das Tragverhalten im Bereich der Zwischenstützungen die Interaktion von Moment und Auflagerkraft maßgebend wird. Diesem Umstand trägt man Rechnung durch Aufstellung von Interaktionskurven, die das Tragverhalten an der Zwischenstütze unter kombinierter Momenten-/Querkraftbeanspruchung erfassen. Verschiedene Interaktionsbeziehungen, die im Anhang 1, Abschnitt 8, dargestellt sind, werden hinsichtlich ihrer Korrelation zu experimentellen Tragfähigkeitswerten untersucht.

3.5 Effektives Trägheitsmoment

Auch zur Bestimmung des effektiven Trägheitsmomentes muß grundsätzlich zwischen ausgesteiften und unausgesteiften Profilformen unterschieden werden.

Analog zur Bestimmung des aufnehmbaren Biegemomentes kommen im Druckgurt die "wirksamen Breiten" b_{efd} und in den gedrückten Stegbereichen die "wirksamen Längen" s_{efd} zum Ansatz. Im Gegensatz zur Berechnung des aufnehmbaren Biegemomentes wird bei der Bestimmung des effektiven Trägheitsmomentes auf eine Reduktion der Blechdicke bei ausgesteiften Profilen verzichtet.

3.5.1 Ansätze nach StBK-N5 [3]

Gurt:

$$\lambda_{pd} = 1,8 \cdot \frac{b_p}{t} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_{efd}}{k_\sigma \cdot E}}$$

für $\lambda_{pd} > 1,27$

$$b_{efd} = 1,9 \cdot \frac{b_p}{\lambda_{pd}} \cdot \left(1 - \frac{0,42}{\lambda_{pd}}\right)$$

für $\lambda_{pd} \leq 1,27$

$$b_{ef} = b_p$$

Steg:

$$s_{efld} = 0,95 \cdot t \cdot \sqrt{\frac{E}{\sigma_{1d}}}$$

$$s_{efi} = \left(1,5 - 0,5 \cdot \frac{\sigma_i}{\sigma_1}\right) \cdot s_{efl}$$

$$s_{efn} = 1,5 \cdot s_{efl}$$

3.5.2 Alternative Ansätze

In der Anlage 1 wurden alternative Ansätze zur Berechnung der wirksamen Breite des Gurtes untersucht:

Gurt:

$$\lambda_{pd} = 1,8 \cdot \frac{b_p}{t} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_{efd}}{k_\sigma \cdot E}}$$

für $\lambda_{pd} > 1,33$

$$b_{efd} = 1,33 \cdot \frac{b_p}{\lambda_{pd}}$$

für $\lambda_{pd} \leq 1,33$

$$b_{ef} = b_p$$

3.6 Schubbeulen

Zur Bestimmung aufnehmbarer Kräfte hinsichtlich der Problematik des Schubbeulens sind keine Versuche bekannt geworden. Es wird empfohlen, bekannte Rechenansätze aus [3] zu übernehmen, die einerseits bewährt und andererseits mechanisch begründbar sind.

4 VORSTELLUNG DER TRAGLASTVERSUCHE

Zur Ermittlung der Tragfähigkeit von Aluminium-Trapezprofilen wurden umfangreiche experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Aus den Versuchsergebnissen wurden die Beanspruchbarkeiten der Trapezprofile an signifikanten Stellen, wie z.B. Endauflager, Feldbereich oder Zwischenauflegerbereich, abgeleitet und als zulässige Schnittgrößen in den Anlageblättern von bauaufsichtlichen Zulassungen niedergelegt. Ein Großteil dieser im Rahmen von Zulassungsverfahren durchgeführten Versuche standen zur Kalibrierung der Rechenmodelle zur Verfügung.

Mit Hilfe dreier unterschiedlicher Versuchstypen wird i.d.R. das Tragverhalten der Profile beschrieben:

- Versuche "Feld"

Diese Versuche dienen der Bestimmung der Biegemomentenkapazität und der Biegesteifigkeit der Trapezprofile. Aufgrund der Belastungsanordnung im untersuchten Einfeldträgersystem liegt in Feldmitte ein nahezu querkräftfreier Bereich vor, in dem i.a. auch das Versagen des Versuchskörpers eintritt. Das im Versuch erreichte Biegemoment in Feldmitte entspricht der Biegemomentenkapazität des Trapezprofils.

Aus dem linearelastischen Anstieg der zugehörigen Last-Durchbiegungs-Kurven wird unter Zugrundelegung des E-Moduls ($E = 70\,000 \text{ N/mm}^2$) das wirksame Trägheitsmoment des Profils bestimmt.

- Versuche "Endauflager"

Mit diesen Versuchen wird die Tragfähigkeit des Profils am Endauflager verifiziert. Die Versuchsanordnung ist i.d.R. so ausgelegt, daß das Versagen über dem Endauflager infolge Krüppeln der Profilstege eintritt.

Die Endauflager bei den zur Verfügung stehenden Versuchen waren unterschiedlich ausgebildet: Neben der Schneidenlagerung wurden auch Versuche mit L- oder I-Profilen als Auflagerbalken durchgeführt.

- Versuche "Zwischenaufleger"

Als Ersatz für die experimentelle Untersuchung von Mehrfeldträgern werden zur Bestimmung der Tragfähigkeit unter kombinierter Momenten-/Querkraftbeanspruchung Versuche "Zwischenaufleger" durchgeführt, bei denen das Profil in umgekehrter Lage einem Drei-Punkt-Biegeversuch unterworfen wird. Die Einzellast in Feldmitte simuliert die Zwischenauflegerkraft im realen Mehrfeldträgersystem. Durch Variation der Stützweite werden unterschiedliche Verhältnisse von Biegemoment zu Auflagerkraft simuliert; die Interaktion zwischen Auflagerkraft und Biegemoment wird auf diese Weise durch diskrete Punkte im M/R_B -Diagramm festgelegt.

Der Verlauf der Interaktionskurve hängt von der Auflagerbreite (= Lasteinleitungsbreite im Versuch) ab.

Eine genaue Beschreibung dieser Versuchstypen enthält Anhang 1.

Die kleinste Stützweite aller zur Verfügung stehenden Versuche "Zwischenaufleger" betrug 0,40 m, d.h. der Profilquerschnitt war an der Versagensstelle immer einem Biegemoment $M_u > F_u[\text{kN}] \cdot 0,1 [\text{m}]$ unterworfen. Der Achsenabschnitt der Interaktionskurve auf der R_B -Achse - die ertragbare Krüppellast bei alleiniger Wirkung der Auflagerkraft - konnte mit den bisher ausgeführten Versuchen nicht verifiziert werden. Zur Schließung dieser Lücke wurden im Zuge des vorliegenden Forschungsvorhabens Stegkrüppelversuche durchgeführt, die im Anhang 2 beschrieben sind. Bei diesen Versuchen wurden die Trapezprofile direkt unterhalb der Lasteinleitung aufgelagert, so daß der Profilquerschnitt nur durch eine Querlast, nicht aber durch ein gleichzeitig wirkendes Biegemoment beansprucht wurde. Die Versuchsergebnisse sind ebenfalls im Anhang 2 zusammengestellt.

5 GEGENÜBERSTELLUNG VON VERSUCHSERGEBNISSEN UND RECHNERISCHEN TRAGFÄHIGKEITSWERTEN

Zu jedem Versuchswert wurde mit Hilfe der in Abschnitt 2 genannten Rechenansätze der zugehörige Rechenwert gebildet. Bezüglich der für das Rechenmodell notwendigen Eingangswerte wurde folgendermaßen vorgegangen:

- Die Profilgeometrie und die Systemabmessungen (Stützweiten, Lasteinleitungsbreite, Laststellung) wurden mit den nominellen Werten in die Berechnung eingeführt.
- Für die Breite und die Blechdicke der Versuchskörper wurden die in den Versuchsberichten angegebenen Werte herangezogen.
- Die 0,2%-Dehngrenzen der Versuchskörper wurden ebenfalls den Versuchsberichten entnommen. In der Regel wurde dieser Materialkennwert mit Hilfe stichprobenartig durchgeführter Zugversuche bestimmt; der mittlere Versuchswert wurde im allgemeinen als repräsentativ für alle Versuchskörper, die aus einem Coil gefertigt wurden, angenommen.

Im Anhang 1 ist die Gegenüberstellung Versuch - Rechnung in tabellarischer und in graphischer Form dargestellt. Für die graphische Darstellung wurden bezogene Größen Versuchswert/Rechenwert benutzt, um alle gleichartigen Versuche unabhängig von Profilform und Systemabmessungen im gleichen Diagramm darstellen zu können.

Für die gesondert durchgeführten Stegkrüppelversuche ist diese Auswertung im Anhang 2 zusammengestellt.

Bei den Rechenwerten, bei denen die aufnehmbare Stegkrüppellast Eingang findet, wurden die beiden alternativen Rechenansätze nach [3] und nach [7] untersucht.

Eine Bewertung der Rechenansätze hinsichtlich ihrer Zuverlässigkeit wird im folgenden Abschnitt vorgenommen.

6 STATISTISCHE AUSWERTUNG DER VERSUCHSERGEBNISSE

6.1 Allgemeines

Alle zur Verfügung stehenden Versuche wurden entsprechend [9] statistisch ausgewertet.

Hierfür wurden 5 Populationen gebildet:

1. Aufnehmbares Feldmoment aus den Ergebnissen der Versuche " Feld "
2. Effektives Trägheitsmoment aus den Ergebnissen der Versuche " Feld "
3. Aufnehmbare Momenten-/Zwischenauflegerkraft-Kombination aus den Ergebnissen der Versuche " Zwischenaufleger"
Diese Population wurde in zwei Subsets unterteilt:
Ein Subset mit unausgesteiften und ein Subset mit ausgesteiften Profilformen. Dies war notwendig, da in [7] keine Berechnungsmöglichkeit der aufnehmbaren Stegkrüppellast R_u für ausgesteifte Profilformen angegeben ist. Davon unabhängig wird die Anwendbarkeit dieser Formel auch auf ausgesteifte Profile durch eine spezielle Subset-Bildung geprüft.
4. Aufnehmbare Stegkrüppellast aus den Ergebnissen der Stegkrüppel-Versuche (Anhang 2)
5. Aufnehmbare Endauflagerkraft aus den Ergebnissen der Versuche "Endauflager".
Diese Population wurde ebenfalls in zwei Subsets für unausgesteifte und ausgesteifte Profilformen unterteilt, da ein Rechenwert nach [7] nur für unausgesteifte Profilformen vorliegt.

Das Konzept der statistischen Auswertung, wie es für jede Population durchgeführt wurde, beinhaltet folgende Schritte:

Schritt 1: Zu jedem Versuchswert r_{ei} wird der zugehörige Rechenwert r_{ti} gebildet. Zur Ermittlung von r_t siehe Anhang 1 und 2.

Die Stegkrüppellasten - notwendig für die Versuche "Zwischenauflager", "Endauflager" und die Stegkrüppelversuche - wurden alternativ nach [3] und [7] bestimmt und getrennt den Versuchswerten gegenübergestellt.

Die Qualität des Rechenmodells wird anhand des Korrelationskoeffizienten überprüft:

Wenn

$$\rho = \frac{\sum r_{ei} \cdot r_{ti} - n \cdot \overline{r_e} \cdot \overline{r_t}}{(n-1) \cdot s_{re} \cdot s_{rt}} \geq 0,9 \text{ ist,}$$

ist die Korrelation Versuch - Rechnung zufriedenstellend.

Hierbei ist:

$$\overline{r_e} = \frac{1}{n} \cdot \sum r_{ei}$$

$$s_{re} = \sqrt{\frac{\sum (r_{ei} - \overline{r_e})^2}{n-1}}$$

$$\overline{r_t} = \frac{1}{n} \cdot \sum r_{ti}$$

$$s_{rt} = \sqrt{\frac{\sum (r_{ti} - \overline{r_t})^2}{n-1}}$$

Schritt 2: Das Rechenmodell wird "im Mittel" korrigiert:

$$r_e = \bar{b} \cdot r_t \quad \text{mit} \quad \bar{b} = \frac{1}{n} \cdot \sum b_i = \frac{1}{n} \cdot \sum \frac{r_{ei}}{r_{ti}}$$

Für die Verteilung der Fehlerglieder

$$\delta_i = \frac{r_{ei}}{\bar{b} \cdot r_{ti}}$$

wird eine ln- Normalverteilung unterstellt

Transformation $\delta_i' = \ln \delta_i$

Mittelwert $\bar{\delta}' = \frac{1}{n} \cdot \sum \delta_i'$

Standardabweichung $s_{\delta}' = \sqrt{\frac{\sum (\delta_i' - \bar{\delta}')^2}{n-1}}$

Schritt 3: Der charakteristische Wert der Streukorrekturgröße δ wird als 5%-Fraktilewert für eine Aussagewahrscheinlichkeit $W = 75 \%$ geschätzt:

$$\delta_k = \exp(\bar{\delta}' - k_s \cdot s_{\delta}')$$

mit k_s entsprechend der Versuchsanzahl aus Tabelle A 2.1 oder Tabelle A 6.1 in [9]

Der charakteristische Wert der Beanspruchbarkeit ist dann

$$r_k = \bar{b} \cdot r_t \cdot \delta_k$$

Mit Hilfe des Bemessungswertes

$$r_d = \bar{b} \cdot r_t \cdot \delta_d$$

wird der γ_M -Wert bestimmt:

$$\gamma_M = \frac{r_k}{r_d} = \frac{\delta_k}{\delta_d}$$

$$\text{mit } \delta_d = \exp(\bar{\delta}' - k_{sd} \cdot s_{\delta}')$$

$$\begin{aligned} \gamma_M &= \frac{\exp(\bar{\delta}' - k_s \cdot s_{\delta}')}{\exp(\bar{\delta}' - k_{sd} \cdot s_{\delta}')} \\ &= \exp[(k_{sd} - k_s) \cdot s_{\delta}'] \end{aligned}$$

k_{sd} ist der Fraktalfaktor für das Fraktile

$$P = \Phi(-k_d) = \Phi(-\alpha_R \cdot \beta) = \Phi(-0,8 \cdot 3,8) = \Phi(-3,04)$$

unter Beachtung der Versuchsanzahl und der Aussagewahrscheinlichkeit $W = 75\%$. k_{sd} kann ebenfalls aus Tab. A 6.1 in [9] mit Hilfe linearer Interpolation gewonnen werden.

6.2 Aufnehmbares Feldmoment M_d

Die Diagramme A1 bis A3 im Anhang 1 veranschaulichen die Gegenüberstellung von Rechenwerten und Versuchswerten. Es wird deutlich, daß in der Regel die Versuchswerte die zugehörigen Rechenwerte übersteigen.

In Tabelle 1, Anhang 3, sind alle Daten zur statistischen Auswertung zusammengestellt. Bei einer Mittelwertkorrektur $\bar{b} = 1,254$ und der Streukorrekturgröße $\delta_k = 0,815$ ergibt sich schließlich die charakteristische Tragfähigkeit zu $r_k = 1,023 r_t$, wobei r_t das berechnete Tragmoment gemäß Abschnitt 2 darstellt. Graphisch sind diese Zusammenhänge in Bild 1, Anhang 3 verdeutlicht.

Aus dieser Auswertung ist zu schließen, daß das Rechenmodell nach Abschnitt 2 die charakteristische Tragfähigkeit sehr genau beschreibt und in dieser Form in die Norm übernommen werden kann.

6.3 Effektives Trägheitsmoment I_{ef}

Die auf das rechnerische Trägheitsmoment $J_{ef,th}$ bezogenen Versuchswerte streuen sehr stark (Diagramme A4 bis A6, Anhang 1). Dies drückt sich auch in der statistischen Auswertung aus, die eine relativ kleine Streukorrekturgröße $\delta_k = 0,591$ ergibt (Bild 2, Anhang 3). Trotz der Mittelwertkorrektur $\bar{b} = 1,430$, die deutlich über 1 liegt, muß deshalb der Rechenwert auf ca. 84 % abgemindert werden, um das charakteristische Trägheitsmoment zu erhalten.

Hierzu ist jedoch zu bemerken, daß die große Streuung, die letztendlich für den Abminderungsfaktor 0,84 verantwortlich ist, nicht nur auf die Ungenauigkeit des Rechenmodells zurückzuführen ist, sondern in hohem Maße auch in der Versuchsdurchführung und Versuchsdokumentation begründet ist (siehe hierzu Anhang 1, S. 25 ff).

In der Hauptsache sind die Versuchswerte größer als die Rechenwerte. In folgenden Fällen liegen die Rechenwerte jedoch auf der unsicheren Seite:

- Profile mit sehr breiten, ausgesteiften Druckgurten mit kleinen Blechdicken (ALCAN 30/200 - 0,5 mm negativ und VAW 42/250 - 0,6 mm negativ)

Für größere Blechdicken liegen die Versuchswerte oberhalb der Rechenwerte.

Beim Profil 42/250 - 0,6 mm erhält man sichere Rechenwerte, wenn die mit 2 mm Tiefe sehr flachen Gurtsicken in der Berechnung vernachlässigt werden. Dies ist sichergestellt, wenn in die Norm eine Mindestanforderung für die Sicktiefe aufgenommen wird.

- Profil VAW 45/150, Blechdicke 1,0 mm
- Einige Ausreißer

Die Tatsache, daß es sich hier um Ausreißer handelt, ist dadurch begründet, daß entweder bei den übrigen gleichartigen Parallelversuchen oder bei gleichartigen Versuchen mit kleinerer und größerer Blechdicke relativ höhere Versuchswerte erzielt werden.

Für die Normung wird vorgeschlagen, das Verfahren nach Abschnitt 3.5.1, das sich auf die schwedische Leichtbaunorm StBK-N5 abstützt, zur Berechnung der wirksamen Trägheitsmomente heranzuziehen. Dieser Vorschlag gründet sich weniger auf die statistische Auswertung, die angesichts der großen, teilweise versuchsbedingten Streuung fragwürdig erscheint, sondern mehr auf die Tatsache, daß - von wenigen Ausnahmen abgesehen - das effektive Trägheitsmoment auf der sicheren Seite liegend berechnet wird. Die wenigen Ausnahmen sind z.T. begründbar (Ausreißer, zu günstige Beurteilung von Gurtaussteifungen). Für die unsichere Berechnung beim Profil VAW 45/150 - 105 mm konnte keine Begrün-

derung eruiert werden. Da es sich hier aber um ein ganz "normales" Profil handelt und für ähnliche Profile durchaus sichere Rechenwerte erzielt werden, sollte diese Unterschreitung kein Anlaß dafür sein, das Rechenverfahren neu zu kalibrieren.

Die statistische Auswertung in den Anlagen 1 und 3 erfolgte mit den nach der Alternative (Abschnitt 3.5.2) berechneten effektiven Trägheitsmomenten. Im Gegensatz dazu ergibt die Berechnung nach StBK- N5 für größere Schlankheiten des Druckgurtes geringfügig höhere Werte für das effektive Trägheitsmoment. Damit kann die ansteigende Tendenz bei der Ermittlung des Trägheitsmomentes für Profile in Negativlage (vgl. Diagramm A6 der Anlage 1) etwas gemildert werden. Wegen der geringen Unterschiede von im Mittel 6% wurde auf eine erneute statistische Auswertung verzichtet.

6.4 Aufnehmbare Endauflagerkraft

Den Versuchswerten wurden die beiden folgenden Berechnungsmethoden gegenübergestellt, die auf die Schwedische Leichtbaunorm StBK-N5 [3] bzw. auf TSAI [7] zurückgehen:

a) Berechnungsmethode nach StBK-N5

$$\begin{array}{ll} \text{Überstand} & \ddot{u} < 50 \text{ mm} & R_{dA} = 0,5 R_d \\ & \ddot{u} \geq 50 \text{ mm} & R_{dA} = 0,6 R_d \end{array}$$

mit

$$R_d = \kappa_s \cdot 0,15 t^2 \cdot \sqrt{E \cdot \beta_{0,2}} \cdot (1 - 0,1 \cdot \sqrt{r/t}) \cdot (0,5 + \sqrt{0,02 b_A / t} \cdot (2,4 + (\varphi/90)^2))$$

b) modifizierte Berechnungsmethode nach TSAI:

$$\begin{array}{ll} \text{Überstand} & \ddot{u} \text{ [mm]} \geq 2 s_w / t & R_{dA} = R_u \\ & s_w / t \leq \ddot{u} \text{ [mm]} < 2 s_w / t & R_{dA} = 0,6 R_u \\ & \ddot{u} \text{ [mm]} < s_w / t & R_{dA} = 0,5 R_u \end{array}$$

$$\text{mit } R_u = \kappa_s \cdot 0,51 t^2 \cdot \sqrt{E \cdot \beta_{0,2}} \cdot (1,24 + 0,5 \cdot b_A / s_w) (1 - 0,1 \sqrt{r/t}) \cdot \sin \varphi$$

Bezeichnungen, Definitionen:

- \ddot{u} Überstand des Trapezprofils am Endauflager (Definition siehe Anhang 2)
- r Radius der Eckausrundungen
- b_A Breite des Endauflagers; bei Schneidenlagerung ($b_a = 0$) wurde $b_A = 10$ mm eingesetzt.
- φ (mittlerer) Stegneigungswinkel
- s_w Länge der Stegsehne
- R_{dA} aufnehmbare Endauflagerkraft (pro Steg)
- R_d aufnehmbare Stegkrüppellast nach StBK-N5 (pro Steg)
- R_u aufnehmbare Stegkrüppellast nach TSAI (pro Steg)
- κ_s Beiwert zur Berücksichtigung von Stegaussteifungen; die Berechnung von κ_s erfolgte nach DIN 18807 Teil 2. Bei der Berechnung der aufnehmbaren Stegkrüppellast R_u nach TSAI wurde κ_s auf maximal 1,0 begrenzt. Bei Profilen ohne Stegaussteifung ist $\kappa_s = 1,0$.

Bei der Berechnung der aufnehmbaren Endauflagerkraft nach StBK-N5 erfolgte die Abminderung von R_d in Abhängigkeit des Endauflagerüberstand entsprechend DIN 18807 Teil 2.

Für die Berechnung nach TSAI wurde die Abminderung modifiziert: In Abhängigkeit des auf die Stegslankheit s_w/t bezogenen Überstandes \ddot{u} sind drei Bereiche mit unterschiedlich großen Abminderungen angegeben.

Die Bereichsgrenzen und die Abminderungsfaktoren gehen i.W. auf die Auswertung der durchgeführten Stegkrüppelversuche (Anhang 2) zurück.

Mangels Versuchsergebnisse im Bereich $\ddot{u}/(s_w/t) < 1$ (vgl. Anhang 2, Anlage 4) wurde für diese Fälle die aufnehmbare Endauflagerkraft auf die theoretisch begründbare untere Schranke 50% der aufnehmbaren Stegkrüppellast begrenzt.

Der Beiwert κ_s für ausgesteifte Profile wird sowohl für R_d als auch für R_u auf gleiche Weise berechnet. Allerdings wird für die Tsai-Methode zusätzlich die Obergrenze $\kappa_s = 1,0$ eingeführt. Diese Vorsicht ist dadurch begründet, daß die Tsai- Formel ursprünglich auf Untersuchungen an unausgesteiften Profilen zurückgeht. Auch im Rahmen des vorliegenden Forschungsverhaltens konnte nur ein Profil mit Stegaussteifungen herangezogen werden, so daß der Erfahrungsbereich hinsichtlich der Berechnung ausgesteifter Profile vergleichsweise gering ist. Eine Erhöhung der aufnehmbaren Stegkrüppellast infolge Stegaussteifungen über den Wert R_u hinaus wäre daher mangels umfangreicher Versuchsergebnisse als nicht ausreichend abgesichert anzusehen.

In den Tabellen 3.1 bis 3.6 des Anhang 3 wurden die Rechenwerte nach beiden Methoden des Versuchswerten gegenübergestellt und statistisch ausgewertet. Graphisch sind diese Zusammenhänge in den korrespondierenden Bildern 3.1 bis 3.6, Anhang 3 dargestellt. Die Bilder 3.1 bzw. 3.4 enthalten jeweils die Gesamtheit der herangezogenen Endauflager- Versuche, in weiteren Bildern sind jeweils die beiden Subsets für ausgesteifte und unausgesteifte Profile zusammengefaßt.

Es ist festzustellen, daß keines der beiden Rechenmodelle das Tragverhalten im Versuch mit guter Qualität beschreibt. Dies wird an dem breiten Streuband und dem relativ geringen Korrelationskoeffizienten deutlich. Die Ursache hierfür ist

jedoch weniger in der Unvollständigkeit der Rechenmodelle zu suchen, sondern eher in den verschiedenartigen Versuchstypen, die im Laufe der Zeit starken Änderungen unterworfen waren.

Der Vergleich der signifikanten statistischen Daten begründet die relativ bessere Qualität des Tsai-Modells: Die Korrelation mit den Versuchswerten ist besser (größerer Korrelationskoeffizient), die kleinere Mittelwertkorrektur \bar{b} unterstreicht diese Rangordnung. Auch die größere Streukorrekturgröße δ_k , die eine kleine Streuung der Fehlerglieder anzeigt, spricht für die Wahl des Tsai-Modells.

Einige Versuchswerte liegen bei Anwendung des Tsai-Modells unterhalb den Rechenwerten. Eine Begründung für diese "unsicheren" Versuchsergebnisse, die sich praktisch ausschließlich auf das Profil Kaiser 30/150 konzentrieren, konnte nicht gefunden werden. Es ist jedoch zu bemerken, daß für ähnliche Profile (ALCAN 30/153, Aluform 29/124) durchaus sichere Rechenwerte ermittelt werden. Die Unterschreitung für das Profil Kaiser 30/150 sollte deshalb nicht überbewertet werden; das Rechenmodell nach Tsai ist trotzdem als geeigneter zu beurteilen.

Es wird vorgeschlagen, das Rechenmodell nach Tsai mit den im Abschnitt b) angegebenen Modifikationen in die Norm zu übernehmen. Auch für ausgesteifte Profile werden damit sichere Rechenwerte ermittelt, wie Bild 3.6 zeigt. mangels umfangreicher Erfahrungen sollte der Beiwert κ_s bis auf weiteres auf maximal 1.0 begrenzt werden.

6.5 Aufnehmbare Stegkrüppellast

Die Ergebnisse der Stegkrüppelversuche, die im Rahmen dieses Forschungsvorhabens zur Verifizierung der aufnehmbaren Stegkrüppellast (ohne gleichzeitig wirkendes Biegemoment) durchgeführt wurden, wurden alternativ den Rechenwerten nach StBK-N5 bzw. TSAI gegenübergestellt (Anhang 2).

Bei allen Versuchen betrug der Profilüberstand mindestens $1,5 \times s_w$, sodaß als Rechenwert gemäß [3] die volle Stegkrüppellast R_{dB} ohne Abminderung herangezogen wurde.

Der Vergleich der Versuchswerte mit den Rechenwerten nach [7] zeigt, daß für Überstände kleiner als $1,94 s_w/t$ die Rechenwerte unsicher sind. Eine untere Grenze der bezogenen Versuchswerte liegt bei 0,6. Hieraus wird abgeleitet, daß für Überstände kleiner als $2 s_w/t$ der Rechenwert auf 60 % abzumindern ist. Aus praktischen Gründen wird die Grenze von 1,94 auf 2,0 angehoben.

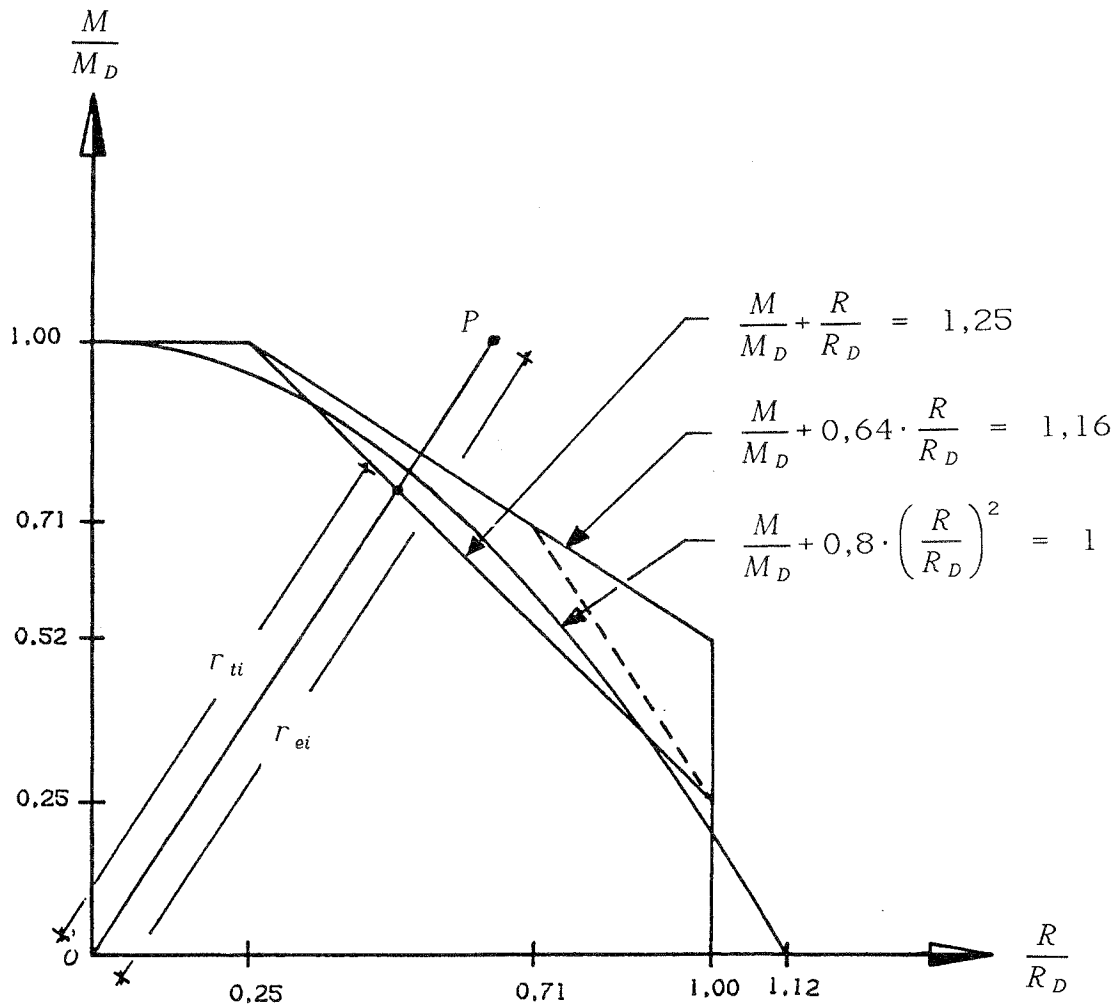
Auf der Grundlage dieser Rechenvorschrift (einschließlich Abminderung auf 60 % für $\bar{u}/(s_w t) < 2$) wurden die $r_e - r_t$ -Diagramme (Bilder 4.1 ÷ 4.6, Anhang 3) erstellt. Der größere Korrelationskoeffizient für das modifizierte TSAI-Modell unterstreicht die bessere Beschreibung des Tragverhaltens durch dieses Rechenverfahren. Die im Vergleich zur Berechnung nach StBK-N5 kleinere Streukorrekturgröße δ_k wird durch die größere Mittelwertkorrektur mehr als ausgeglichen. Mit dem modifizierten TSAI-Modell liegt kein Versuchswert deutlich unter dem Rechenwert, während die StBK-N5-Methode vereinzelt deutlich unsichere Ergebnisse liefert. Auch anhand dieser Versuche ist gezeigt worden, daß die Berechnung der aufnehmbaren Stegkrüppellast nach [7] etwas besser zu den Versuchswerten liegende rechnerische Tragfähigkeitswerte liefert.

6.6 Aufnehmbare Momenten-Zwischenauflagerkraft-Kombination

Bei den dieser Auswertung zugrundeliegenden Versuchen versagt das Trapezprofil infolge einer von der Versuchsstützweite abhängigen Kombination aus Biegemoment und Zwischenauflagerkraft. Als Versuchswert r_e , wie er für die statistische Auswertung benötigt wird, war daher eine Größe zu definieren, in die beide Beanspruchungskomponenten eingehen. Dies ist der Fall, wenn in den M/R_B -Diagrammen der Abstand des Versuchswertes zum Ursprung als r_e herangezogen wird.

$$r_{ei} = \sqrt{M_V^2 + R_V^2} = R_V \cdot \sqrt{\left(\frac{l_E}{4}\right)^2 + 1}$$

Analog wird auch der zugehörige Rechenwert r_{ri} definiert. Der Wert r_{ri} ist ein Maß dafür, welches Biegemoment bzw. welche Auflagerkraft rechnerisch ertragen wird bei gleichem Verhältnis M/R wie im Versuch.

Bild: Definition von r_{ei} und r_{ti} Zusammenstellung der Formeln zur Bestimmung von r_{ei} und r_{ti}

Versuchswert

$$r_{ei} = R_V \cdot \sqrt{\left(\frac{l_E}{4}\right)^2 + 1}$$

Für die verschiedenen Interaktionsbeziehungen ergeben sich die folgenden Bestimmungsgleichungen für den rechnerischen Versagenswert r_{ti} bzw. die Korrekturgröße $b_i = r_{ei}/r_{ti}$.

Interaktionsbeziehung
nach DASt-Ri 016

$$\frac{M}{M_d} + \frac{R}{R_d} = 1,25 \quad M \leq M_d \quad R \leq R_d$$

$$\frac{l_E}{4} \geq 4 \cdot \frac{M_d}{R_d} :$$

$$r_{ti} = \frac{4 \cdot M_d}{l_E} \cdot \sqrt{\left(\frac{l_E}{4}\right)^2 + 1}$$

$$b_i = \frac{M_V}{M_d} = \frac{R_V}{M_d} \cdot \frac{l_E}{4}$$

$$0,25 \cdot \frac{M_d}{R_d} < \frac{l_E}{4} < 4 \cdot \frac{M_d}{R_d} :$$

$$r_{ti} = \frac{5 \cdot M_d}{l_E + 4 \cdot M_d / R_d} \cdot \sqrt{\left(\frac{l_E}{4}\right)^2 + 1}$$

$$b_i = \frac{R_V}{5 \cdot M_d} \cdot (l_E + 4 \cdot M_d / R_d)$$

$$\frac{l_E}{4} \leq 0,25 \cdot \frac{M_d}{R_d} :$$

$$r_{ti} = R_d \cdot \sqrt{\left(\frac{l_E}{4}\right)^2 + 1}$$

$$b_i = \frac{R_V}{R_d}$$

Interaktionsbeziehung
nach DIN 18807 Teil 1

$$\frac{M}{M_d} + 0,8 \cdot \left(\frac{R}{R_d}\right)^2 = 1$$

$$r_{ti} = -R_d \cdot \sqrt{\left(\frac{l_E}{4}\right)^2 + 1}$$

$$\cdot \left(\frac{R_d \cdot l_E}{6,4 \cdot M_d} - \sqrt{\left(\frac{R_d \cdot l_E}{6,4 \cdot M_d}\right)^2 + 1,25} \right)$$

$$b_i = \frac{-R_V}{R_d \cdot \left(\frac{R_d \cdot l_E}{6,4 \cdot M_d} - \sqrt{\left(\frac{R_d \cdot l_E}{6,4 \cdot M_d}\right)^2 + 1,25} \right)}$$

Interaktionsbeziehung
nach StBK-N5

$$\frac{M}{M_d} + 0,64 \cdot \frac{R}{R_d} = 1,16 \quad M \leq M_d \quad R \leq R_d$$

(nur für unausgesteifte Profile)

$$\frac{l_E}{4} \geq 4 \cdot \frac{M_d}{R_d} \quad :$$

$$r_{ti} = \frac{4 \cdot M_d}{l_E} \cdot \sqrt{\left(\frac{l_E}{4}\right)^2 + 1}$$

$$b_i = \frac{M_V}{M_d} = \frac{R_V}{M_d} \cdot \frac{l_E}{4}$$

$$0,52 \cdot \frac{M_d}{R_d} < \frac{l_E}{4} < 4 \cdot \frac{M_d}{R_d} \quad :$$

$$r_{ti} = \frac{4,64 \cdot M_d}{l_E + 2,56 \cdot M_d / R_d} \cdot \sqrt{\left(\frac{l_E}{4}\right)^2 + 1}$$

$$b_i = \frac{R_V}{4,64 \cdot M_d} \cdot (l_E + 2,56 \cdot M_d / R_d)$$

$$\frac{l_E}{4} \leq 0,52 \cdot \frac{M_d}{R_d} \quad :$$

$$r_{ti} = R_d \cdot \sqrt{\left(\frac{l_E}{4}\right)^2 + 1}$$

$$b_i = \frac{R_V}{R_d}$$

ausgesteifte Profile

$$\frac{l_E}{4} \geq 4 \cdot \frac{M_d}{R_d} \quad : \quad r_{ii} = \frac{4 \cdot M_d}{l_E} \cdot \sqrt{\left(\frac{l_E}{4}\right)^2 + 1}$$

$$b_i = \frac{M_V}{M_d} = \frac{R_V}{M_d} \cdot \frac{l_E}{4}$$

$$\frac{M_d}{R_d} < \frac{l_E}{4} < 4 \cdot \frac{M_d}{R_d} \quad : \quad r_{ii} = \frac{4,64 \cdot M_d}{l_E + 2,56 \cdot M_d / R_d} \cdot \sqrt{\left(\frac{l_E}{4}\right)^2 + 1}$$

$$b_i = \frac{R_V}{4,64 \cdot M_d} \cdot (l_E + 2,56 \cdot M_d / R_d)$$

$$0,25 \cdot \frac{M_d}{R_d} < \frac{l_E}{4} < \frac{M_d}{R_d} \quad : \quad r_{ii} = \frac{7,25 \cdot M_d}{l_E + 6,25 \cdot M_d / R_d} \cdot \sqrt{\left(\frac{l_E}{4}\right)^2 + 1}$$

$$b_i = \frac{R_V}{7,25 \cdot M_d} \cdot (l_E + 6,25 \cdot M_d / R_d)$$

$$\frac{l_E}{4} \leq 0,25 \cdot \frac{M_d}{R_d} \quad : \quad r_{ii} = R_d \cdot \sqrt{\left(\frac{l_E}{4}\right)^2 + 1}$$

$$b_i = \frac{R_V}{R_d}$$

Für R_d ist entweder R_{dB} (DIN 18807 Teil 1) oder R_u (TSAI) einzusetzen, für M_d der Rechenwert nach Abschnitt 2.

Mit den beiden unterschiedlichen Rechenwerten für R_d und den drei unterschiedlichen Interaktionsbeziehungen liegen insgesamt 6 verschiedene Möglich-

keiten vor, die mit den Versuchswerten r_{ei} korrelierenden Rechenwerte r_{ti} zu bestimmen. Diese 6 Varianten sind, jeweils für die Gesamtheit der zur Verfügung stehenden Ersatzträger- und Durchlaufträger-Versuche, in den Bildern 5.1.1, 5.1.4, 5.2.1, 5.2.4, 5.3.1 und 5.3.4 des Anhangs 3 dargestellt. Außerdem wurden jeweils die beiden Subsets für im Steg unausgesteifte und ausgesteifte Trapezprofile gebildet.

Die Interaktionsbeziehungen nach DAST-Ri 016 und nach DIN 18807 Teil 1 liefern eine gleichermaßen gute Beschreibung des Tragverhaltens, während die Interaktion nach StBK-N5 etwas weniger gut angepasst ist. In Abhängigkeit der unterschiedlichen Basiswerte R_d nach StBK-N5 oder nach TSAI lässt sich kein signifikanter Unterschied in der Qualität des Rechenmodells erkennen. Trotz einiger unsicherer Versuchswerte liegt die charakteristische Tragfähigkeit sehr nahe bei den Rechenwerten. Mit Bezug auf die Sicherheit des Rechenmodells bleibt die Wahl zwischen der Interaktion nach DAST Ri 016 und nach DIN 18807 Teil 1 und zwischen den Stegkrüppellasten R_{db} und R_u offen; alle Kombinationen sind als gleichwertig zu beurteilen.

Die Kompatibilität mit DIN 18807 Teil 1 spricht jedoch für die Parabelinteraktion; aufgrund der besseren Rechenwerte für die aufnehmbare Endauflagerkraft wird der Rechenansatz nach TSAI bevorzugt.

Daß die Vorzüge dieser Rechenformel bei den Auswertungen der Zwischenaufleger-Versuche nicht deutlich sichtbar werden, liegt wahrscheinlich daran, daß bei allen durchgeführten Versuchen die Versagensursache eher im Biegemoment als in der linienförmigen Einzellast zu suchen ist. Es liegen keine Versuche vor, die im M/R-Diagramm im Bereich nahe der R-Achse liegen (siehe Diagramme A14 und A15, Anhang 1).

7 SICHERHEITSKONZEPT

Zur Festlegung eines Sicherheitskonzeptes sind prinzipiell zwei unterschiedliche Vorgehensweisen möglich:

- a) Bemessungskonzept entsprechend DIN 18 800 mit Teilsicherheitsbeiwerten einerseits für die Einwirkungen und andererseits für den Widerstand.

Die Lastseite ist unabhängig von der Bauweise bzw. den eingesetzten Bauteilen, so daß hierfür die gleichen Werte wie in DIN 18 800 anzunehmen sind.

Auf der Widerstandsseite ist der Sicherheitsfaktor für das Modell γ_M^* einzuführen, durch den die Widerstandsgröße, wie sie nach dem Rechenmodell der zukünftigen DIN 18 807 ermittelt wird, dividiert wird. γ_M^* ist hierbei so festzulegen, daß die aus einer statistischen Auswertung von Versuchsergebnissen erhaltenen γ_M^* - Werte, die für jeden Versuch unterschiedlich sein können, abgedeckt sind.

- b) Bemessungskonzept entsprechend DIN 18 807 Teil 3 mit einem (globalen) Lasterhöhungsfaktor γ_F .

Dieser Wert γ_F ist so zu kalibrieren, daß der bewährte Erfahrungsbereich der Zulassungen nicht überschritten wird.

Die Größe von γ_M^* bei der ersten Möglichkeit wird davon beeinflusst, wie gut das Rechenmodell die wirkliche Tragfähigkeit beschreibt. γ_M^* ist abhängig von der Mittelwertkorrektur \bar{b} und der Streukorrektur δ_α . Eine große Streuung bei der Gegenüberstellung von Versuch und Rechnung läßt γ_M^* anwachsen.

Weiterhin wird γ_M^* auch durch die Auswertungsmethode gesteuert. Durch geschickte Wahl von Subsets kann γ_M^* minimiert werden. Es muß deutlich heraus-

gestellt werden, daß diese Stellschraube unabhängig von Rechenmodell immer existiert und in Abhängigkeit davon eingestellt werden kann, wie die Versuche zu Populationen zusammengefaßt werden.

Für die Bildung von Subsets sind keine eindeutigen Regeln bekannt, so daß das Sicherheitsniveau, wie es nach Konzept a) festgelegt wurde, weitgehend beliebig festzusetzen wäre.

Aus diesen Gründen wird zur Festlegung eines Bemessungskonzeptes Möglichkeit b) herangezogen. Ausgehend von den Versuchsergebnissen für die Trapezprofile ALCAN 30/153 und KALBAU 50/180 wurden beispielhaft zulässige bzw. charakteristische Schnittgrößen bestimmt und auf dieser Basis zulässige Flächenlasten für Ein- und Zweifeldträger ermittelt. Die beiden genannten Trapezprofile wurden unter folgenden Gesichtspunkten ausgewählt:

- gut dokumentierte Versuchsberichte
- Versuchsdurchführung weitgehend in Anlehnung an DIN 18807 Teil 2
- Die Profile sollen bezüglich der Profilhöhe an den Grenzen der bestehenden Profilpalette liegen.

Die zulässigen Schnittgrößen für die beiden Profile wurden entsprechend neuerer Zulassungspraxis bestimmt. Dies bedeutet im Einzelnen:

- Maßgebend ist der kleinste Versuchswert einer Parameterkombination
- Die Versuchswerte sind auf die nominelle Blechdicke und die nominelle 0,2%-Dehngrenze zu normieren

$$F_n = F_u \cdot \left(\frac{R_{p0,2N}}{R_{p0,2V}} \right)^\alpha \cdot \left(\frac{t_N}{t_V} \right)^\beta$$

wobei	F_n	normierte Versagenslast
	F_u	Versagenslast
	$R_{p0,2N}$	nominelle 0,2%-Dehngrenze
	$R_{p0,2V}$	0,2%-Dehngrenze des Versuchsmaterials
	t_N	nominelle Blechdicke
	t_V	Blechdicke des Prüfkörpers
	$\alpha = 1$	für $R_{p0,2V} > R_{p0,2N}$
	$\alpha = 0$	für $R_{p0,2V} \leq R_{p0,2N}$
	$\beta = 1$	für $t_V < t_N$
	$\beta = 2$	für $t_V \geq t_N$

- Sicherheitsbeiwert für das zulässige Feldmoment

$$v_F = 2,0$$

- Sicherheitsbeiwert für die zulässige Endauflagerkraft und die M/B-Interaktion an Zwischenstützen

$$v_A = v_{St} = 1,85$$

- Die M/B-Interaktion wird je nach Anzahl und Lage der Versuchspunkte durch eine Gerade ($\alpha = 1$) oder durch eine Parabel ($\alpha = 2$) beschrieben. Sie wird so festgelegt, daß kein Versuchswert unterhalb der Interaktionskurve liegt.

Die Interaktionsfläche wird durch eine horizontale Gerade ($\max M_{St}$) und durch eine vertikale Gerade ($\max B$) durch die entsprechenden Versuchswerte begrenzt.

Im Anhang 4 sind die zulässigen Schnittgrößen für die beiden Profile für Auflast zusammengestellt.

Es ist anzumerken, daß die so ermittelten zulässigen Schnittgrößen gemäß Anhang 4 teilweise etwas von den bestehenden Zulassungen abweichen. Dies ist dadurch zu erklären, daß von den Gutachtern z.T. andere Sicherheitsfaktoren eingesetzt wurden. Um auf der "fiktiven" Zulassungsseite im Hinblick auf den Vergleich zulässiger Belastungen ein einheitliches Sicherheitsniveau zu erhalten, wurden die zulässigen Schnittgrößen für die vorliegende Problemstellung nach einer einheitlichen Vorgehensweise ermittelt.

Die Versuchsauswertung zur Bestimmung "normgemäßer" charakteristischer Tragfähigkeitswerte erfolgte entsprechend DIN 18 807 Teil 2. Dies beinhaltet die Normierung der Versuchsergebnisse, die Zusammenfassung der Versuche zu Populationen und die Bestimmung der Fraktillfaktoren c nach DIN 18 807 Teil 2, Tabelle 2. Im Anhang 4 sind die charakteristischen Tragfähigkeitswerte und die Ermittlungsmethode dargestellt.

Gemäß dem Bemessungskonzept bei Anwendung der Zulassungen werden die Schnittgrößen nach Elastizitätstheorie unter Gebrauchslast mit den zulässigen Schnittgrößen des Profils verglichen. Die zulässige Flächenlast ist erreicht, wenn an einer Stelle im System die vorhandene Schnittgröße mit der zulässigen Schnittgröße übereinstimmt.

Nach DIN 18 807 sind künftig die Schnittgrößen nach Elastizitätstheorie unter γ -fach erhöhten Gebrauchslasten (Bemessungslasten) den charakteristischen Tragfähigkeitswerten des Profils gegenüberzustellen. Die zulässige Flächenlast ist die durch γ dividierte Bemessungslast, bei der an einer Stelle im System die charakteristische Profiltragfähigkeit erreicht ist.

Der globale Lasterhöhungsfaktor γ wurde nun so eingestellt, daß die zulässigen Flächenlasten nach beiden Bemessungskonzepten weitgehend übereinstimmen. Wie aus den entsprechenden Tabellen im Anhang 4 ersichtlich ist, ist ein Optimum an Übereinstimmung bei einem Lasterhöhungsfaktor $\gamma = 1,95$ erreicht. Es wird daher vorgeschlagen, den Tragsicherheitsnachweis für Aluminium-Trapezprofile mit dem Lasterhöhungsfaktor $\gamma_T = 1,95$ zu führen. Die Schnittgrößen nach Elastizitätstheorie unter 1,95-facher Gebrauchslast sind den charakteristischen Profilschnittgrößen gegenüberzustellen.

8 VORSCHLAG FÜR DIE NORMUNG

Im folgenden werden die zur Ermittlung der Tragfähigkeitswerte und des effektiven Trägheitsmomentes erforderlichen Gleichungen - soweit sie sich aus dem vorliegenden Bericht ergeben - zusammengefaßt und den korrespondierenden Formeln der DIN 18807 Teil 1 [6] für Stahltrapezprofile gegenübergestellt.

8.1 Gültigkeitsbereich für den rechnerischen Nachweis

Stahl

$$t_n \geq 0,6 \text{ mm}$$

$$b_o/t \leq 500$$

$$s_w/t < 0,5 \cdot E/\beta_s$$

$$\text{Stegneigung: } 50 \leq \varphi_m \leq 90$$

Aluminium

$$t_n \geq 0,5 \text{ mm}$$

$$b_o/t \leq 300$$

$$s_w/t < 0,5 \cdot E/\beta_{0,2}$$

$$50 \leq \varphi_m \leq 90$$

$$\text{Gurtsicken: } h_r \geq 3 \text{ mm}$$

8.2 Ansätze für die wirksamen Breiten

8.2.1 Aufnehmbares Biegemoment

Druckgurt:

$$\lambda_p = \frac{2}{\sqrt{k_\sigma}} \cdot \frac{b_p}{t} \cdot \sqrt{\frac{\beta_s}{E}}$$

$$\lambda_p = \frac{2}{\sqrt{k_\sigma}} \cdot \frac{b_p}{t} \cdot \sqrt{\frac{\beta_{0,2}}{E}}$$

für

$$\lambda_p \leq 1,27: b_{ef} = b_p$$

$$\lambda_p > 1,27: b_{ef} = 1,9b_p(1 - 0,42/\lambda_p)/\lambda_p$$

für

$$\lambda_p \leq 1,33: b_{ef} = b_p$$

$$\lambda_p > 1,33: b_{ef} = 1,33b_p/\lambda_p$$

Steg:

$$s_{efl} = 0,76t\sqrt{E/\sigma_1}$$

$$s_{efi} = (1,5 - 0,5\sigma_i/\sigma_1) \cdot s_{efl}$$

$$s_{efl} = 0,67t\sqrt{E/\sigma_1}$$

$$s_{efi} = (1,5 - 0,5\sigma_i/\sigma_1) \cdot s_{efl}$$

8.2.2 Effektives Trägheitsmoment

Druckgurt:

$$\lambda_{pd} = \frac{2}{\sqrt{k_\sigma}} \cdot \frac{b_p}{t} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_{efd}}{E}}$$

$$\lambda_{pd} = \frac{1,8}{\sqrt{k_\sigma}} \cdot \frac{b_p}{t} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_{efd}}{E}}$$

$$\lambda_p = \frac{2}{\sqrt{k_\sigma}} \cdot \frac{b_p}{t} \cdot \sqrt{\frac{\beta_S}{E}}$$

$$\lambda_{pl} = 0,51 + 0,6\lambda_p$$

$$b_{efl} = 1,27b_p \cdot \lambda_{pl}^{(-2/3)}$$

$$\text{für } \lambda_{pd} < \lambda_{pl} \leq 1,27$$

$$b_{efd} = 1,27b_p \cdot \lambda_{pd}^{(-2/3)} \leq b_p$$

$$\text{für } \lambda_{pl} < \lambda_{pd} \leq \lambda_p$$

$$b_{efd} = b_{efl} + \frac{b_{ef} - b_{efl}}{\lambda_p - \lambda_{pl}} (\lambda_{pd} - \lambda_{pl})$$

$$\text{für } \lambda_{pd} \leq 1,27$$

$$b_{efd} = b_p$$

$$\text{für } \lambda_{pd} > 1,27$$

$$b_{efd} = 1,9b_p(1 - 0,42/\lambda_{pd})/\lambda_{pd}$$

Steg:

$$s_{efl} = 0,95t\sqrt{E/\sigma_1}$$

$$s_{efl} = 0,95t\sqrt{E/\sigma_1}$$

$$s_{efi} = (1,5 - 0,5\sigma_i/\sigma_1) \cdot s_{efl}$$

$$s_{efi} = (1,5 - 0,5\sigma_i/\sigma_1) \cdot s_{efl}$$

8.3 Knickspannungs- (Traglast-) Linie für Aussteifungen

α	σ_{cd}/β_S
$\alpha \leq 0,65$	1,00
$0,65 < \alpha < 1,38$	$1,47 - 0,723\alpha$
$1,38 \leq \alpha$	$0,66/\alpha$

α	$\sigma_{cd}/\beta_{0,2}$
$\alpha \leq 0,25$	1,00
$0,25 < \alpha < 1,04$	$1,155 - 0,62\alpha$
$1,04 \leq \alpha$	$0,53/\alpha$

8.4 Stegkrüppeln infolge von Auflagerkräften oder Einzellasten

8.4.1 Stege ohne Sicken

Stahltrapezprofile:

$$R_{dB} = 0,15t^2\sqrt{E\beta_S}(1 - 0,1\sqrt{r/t})(0,5 + \sqrt{0,02b_B/t})(2,4 + (\varphi_m/90)^2)$$

mit: r = Innenradius ($r < 10t$)

b_B = Auflagerbreite ($10\text{ mm} \leq b_B \leq 200\text{ mm}$), für $b_B < 10\text{ mm}$ dürfen
10 mm angesetzt werden.

t = Blechdicke

φ_m = mittlerer Stegneigungswinkel

Aluminiumtrapezprofile:

$$R_{dB} = 0,51t^2 \sqrt{E\beta_{0,2}} (1,24 + 0,5b_B/s_w) (1 - 0,1\sqrt{r/t}) \sin \varphi_m$$

8.4.2 Stege mit Sicken**Stahltrapezprofile:**

$$R_{dB} = \kappa_s 0,15t^2 \sqrt{E\beta_s} (1 - 0,1\sqrt{r/t}) (0,5 + \sqrt{0,02b_B/t}) (2,4 + (\varphi_m/90)^2)$$

$$\kappa_s = 1,45 - 0,05 \cdot \max e/t \leq 0,95 + 35000 \cdot t^2 \cdot \frac{\min e}{(b_{ul} s_p)}$$

in den Grenzen

$$2 < \max e/t < 12 \quad \text{und}$$

$$0 < \min e/t < 12$$

mit: r = Innenradius ($r < 10t$)

b_B = Auflagerbreite ($10\text{ mm} \leq b_B \leq 200\text{ mm}$), für $b_B < 10\text{ mm}$ dürfen
10 mm angesetzt werden.

t = Blechdicke

φ_m = mittlerer Stegneigungswinkel

$\max e$ und $\min e$ größte und kleinste Exzentrizität im Steg
(vgl. Anhang 2 Bild 1)

b_{ul} = geometrisch abgewinkelte Breite des belasteten Gurtes

s_p = Abstand des belasteten Gurtes zur nächsten Sicke.

Aluminiumtrapezprofile:

Für Profile mit Stegsicken, die die Bedingungen

$$2 < \max e/t \leq 5 \quad \text{und}$$

$$0 < \min e/t < 4$$

erfüllen, darf die aufnehmbare Auflagerkraft nach der Gleichung

$$R_{dB} = \kappa_s \cdot 0.51 t^2 \sqrt{E \beta_{0.2}} (1.24 + 0.5 b_B / s_w) (1 - 0.1 \sqrt{r/t}) \sin \varphi_m$$

berechnet werden.

mit: $\kappa_s =$ Faktor zur Berücksichtigung des Einflusses der Stegaussteifung. Falls keine genauere Untersuchung durchgeführt wird, ist $\kappa_s = 1,0$ zu setzen.

8.4.3 Endauflagerkräfte

Für $\ddot{u} < 1,5 s_w$, jedoch $\ddot{u} \geq 50 \text{ mm}$ gilt:

$$R_{dA} = 0,6 R_{dB}$$

Für $\ddot{u} < 50 \text{ mm}$ gilt:

$$R_{dA} = 0,5 R_{dB}$$

R_{dB} nach Abschnitt 8.4.1 bzw. 8.4.2.

Für $s_w \leq \ddot{u} [\text{mm}] \leq 2 \cdot s_w / t$, jedoch

mehr als $\ddot{u} [\text{mm}] = s_w / t$ ergibt sich die aufnehmbare Endauflagerkraft zu

$$R_{dA} = 0,6 \cdot R_{dB}$$

Für $\ddot{u} [\text{mm}] \leq s_w / t$ gilt:

$$R_{dA} = 0,5 \cdot R_{dB}$$

R_{dB} nach Abschnitt 8.4.1 bzw. 8.4.2

8.4.4 Interaktion zwischen Biegemoment und Auflagerlast

Sowohl für Stahl- als auch Aluminiumtrapezprofile gilt:

$$\frac{M_B}{M_d} + 0,8 \left(\frac{R_B}{R_{dB}} \right)^2 \leq 1 \quad \text{und} \quad \frac{M_B}{M_{dB}} \leq 1 \quad ; \quad \frac{R_B}{R_{dB}} \leq 1 .$$

Alternativ in der Schreibweise der DIN 18807:

$$M_B \leq M_d - \left(\frac{R_B}{C} \right)^2 \quad \text{mit} \quad C = \frac{R_{dB}}{\sqrt{0,8 M_d}} \quad \text{und} \quad \frac{R_B}{R_{dB}} \leq 1$$

9 ZUSAMMENFASSUNG

Im Rahmen des Forschungsvorhabens "Vergleich empirischer und berechneter Tragfähigkeiten von Aluminium- Trapezprofilen" wurden Versuchsberichte für insgesamt 18 Profile mit einem Gesamtumfang von ca. 1100 Versuchen ausgewertet und analysiert. Die Auswertung erfolgte hinsichtlich der Momentenkapazität, der Steifigkeit, der aufnehmbaren Endauflagerkraft und der kombinierten Beanspruchung aus Biegemoment und Auflagerkraft (sog. M- R- Interaktion). Mit bereits vorhandenen Ansätzen wurden theoretische Tragfähigkeitswerte und Steifigkeiten ermittelt und mit experimentellen Werten verglichen.

Eine Bewertung der Versuchsberichte hinsichtlich der Auswertungsbedingungen gemäß der DIN 18807 Teil 2 ergibt, daß Berichte neueren Datums unter Berücksichtigung der Besonderheiten des Werkstoffes Aluminium in Anlehnung an die DIN verwertbar sind. Ältere Berichte entbehren teilweise der Ausführlichkeit und Eindeutigkeit der Versuchsbeschreibungen (z.B. Definition für die Profillage im Versuch).

Eine ausführlich Darstellung der Versuchsauswertung und der Vergleiche erfolgt in der Anlage 1.

Für die Berechnung der Versagenslast infolge Stegkrüppelns stehen ein Ansatz nach DIN 18807 Teil 1 (entspricht StBk- N5) und ein neuer Ansatz nach Jung- Min Tsai [7] zur Verfügung. Die Ansätze sind in der Anlage 2 erläutert und Versuchsergebnissen gegenübergestellt. Es zeigt sich, daß mit dem Ansatz nach Tsai die experimentellen Traglasten mit einer geringeren Streuung als nach DIN ermittelt werden können.

Zur Überprüfung der Korrelation zwischen berechneten und empirischen Tragfähigkeitswerten und damit der Güte des Rechenmodelles wurde eine statistische Auswertung gemäß [9] durchgeführt. Die tabellarische Auswertung und deren graphische Darstellung sind in der Anlage 3 wiedergegeben. Bei der statistischen Auswertung wurden verschiedene Ansätze für die M- R- Interaktion nach [3], [6], und [10] berücksichtigt. Weiterhin wurden zwei verschiedenen Ansätze zur Berech-

nung der Stegkrüppellast in die Untersuchung einbezogen. Aus der statistischen Analyse ergibt sich im wesentlichen eine gute Korrelation von Versuch und Rechnung.

Ein Vergleich zweier Versuchsauswertungen in Anlehnung an DIN 18807 Teil 2 mit den entsprechenden Auswertungen nach der sog. "Zulassungspraxis" ist im Anhang 4 wiedergegeben. Im Hinblick auf eine Inkonsistenz bei der Berechnung des Partialsicherheitsfaktors γ_M^* (vgl. Abschnitt 7) wird bis auf weiteres die Anwendung eines globalen Sicherheitsbeiwertes empfohlen. Aus diesem Grund wurden aus den Tragfähigkeitswerten nach der DIN- Auswertung mit den globalen Sicherheitsbeiwerten $\gamma = 1,85$ und $\gamma = 1,95$ zulässige Flächenlasten für Ein- und Zweifeldträgersysteme bei verschiedenen Stützweiten ermittelt. Die Gegenüberstellung zeigt, daß bei einem Sicherheitsbeiwert $\gamma = 1,95$ ein den bisherigen Zulassungen vergleichbares Sicherheitsniveau erreicht wird.

SUMMARY

Within the framework of the research project "Comparison of empirical and calculated load bearing capacities of aluminium trapezoidal sections", test reports for altogether 18 sections with a total scope of approximately 1100 tests have been evaluated and analyzed. The evaluation was made with regard to moment capacity, stiffness, acceptable end support reaction and combined stress from bending moment and support reaction (so-called M-R-interaction). Theoretical bearing capacity values and stiffnesses have been determined with already existing formulations and compared to experimental values.

An assessment of the test reports, regarding evaluation conditions according to DIN 18806 part 2 reveals that recent reports are useful, considering the characteristic features of the material aluminium following DIN. Older reports partially lack the detail and definiteness of test descriptions (for ex. the definition for the position of the section during the test).

For the calculation of the failure load due to web crippling, a formulation according to DIN 18807 part 1 and a new formulation according to Jung-Min Tsai are available. The formulations have been explained and compared with test results. It turns out that with the formulation according to Tsai, experimental bearing loads can be determined with a minor scatter dispersion compared to DIN.

A statistical evaluation has been carried out for verifying the correlation between calculated and empirical bearing capacity values and thus, the quality of the calculation model. Various formulations for the M-R-interaction have been considered for the statistical evaluation. In addition, two different formulations for the calculation of the web crippling load were included in the investigation. The statistical analysis results in an essentially good correlation between test and calculation.

A comparison of two test evaluations, following DIN 18807 part 2, has been carried out with the corresponding evaluations according to the so-called "practice of approval". The comparison shows that with a safety factor $\gamma = 1,95$, a safety level comparable to previous approvals is regained.

RESUME

Dans le cadre du projet de recherche "Comparaison des capacités portantes empiriques et calculées à l'égard des profilés trapézoïdaux en aluminium", sont plus que 1100 résultats d'essais analysés et exploités sur un ensemble de 18 profilés. L'exploitation concernait la capacité portante et la rigidité à la flexion, la réaction admissible à l'appui extrême et la sollicitation combinée due au moment fléchissant et à la réaction à l'appui (soi-disant M/R-interaction). Les valeurs théoriques de la capacité portante et de la rigidité ont été évaluées à l'aide des formules déjà existantes et ensuite comparées avec des valeurs correspondantes expérimentelles.

Une évaluation des rapports d'essai en ce qui concernent les conditions d'exploitation selon la norme DIN 18807 partie 2, montre que les rapports récents qui tiennent compte des particularités de l'aluminium sont utilisables. Les vieux rapports se caractérisent surtout par un manque de détail et de clarté surtout quant à la description des essais (par exemple quant à la définition de la position du profilé au cours des essais).

Pour le calcul de la charge ultime part suite du voilement local de l'âme, on peut utiliser une formule conformément à la norme DIN 18807 partie 1 et une autre due à Jung-Min Tsai. Ces formules ont été expliquées et les résultats évalués à l'aide de ces formules ont été comparés à ceux obtenues expérimentalement. Il s'est avéré que les charges ultimes obtenues expérimentalement peuvent être évaluées utilisant la formule du Tsai avec une dispersion moindre qu'en utilisant la formule donnée par la norme DIN.

Pour la vérification de la corrélation entre des valeurs de la capacité portante calculées et empiriques et, par là, la qualité du modèle de calcul a été effectuée, une exploitation statistique des résultats d'essai. Au cours d'exploitation statistique ont été prises en considération des différentes formules pour la courbe d'interaction (M/R-interaction). En outre, deux formules différentes ont été intégrées dans le calcul de la charge ultime due au voilement local de l'âme. De l'analyse statistique résulte comme l'essentiel une bonne corrélation entre l'essai et le calcul.

On était effectuée une comparaison de deux modes d'évaluations des résultats d'essai suivant DIN 18807 partie 2 avec les évaluations correspondantes selon "la pratique d'admission". La comparaison montre qu'avec un coefficient de sécurité $\gamma = 1.95$, est atteint un niveau de sécurité comparable à celui des agréments précédents.

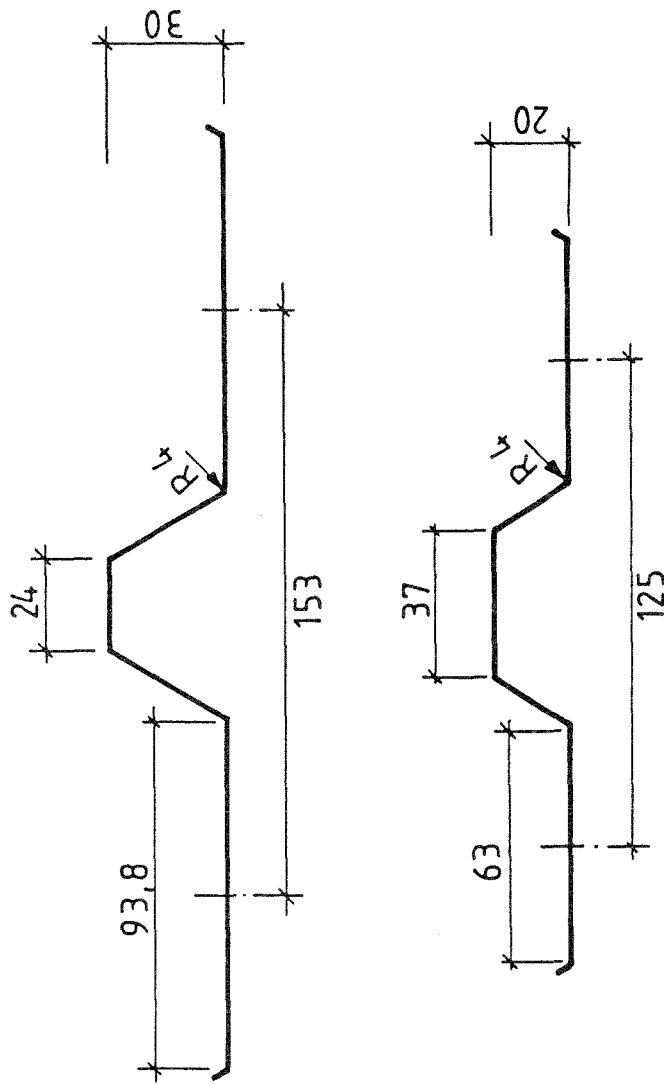
10 LITERATURVERZEICHNIS

- [1] "Specification for the Design of Light Gage Cold-Formed Steel Structural Members"; American Iron and Steel Institute; 1946
- [2] "Handbuch für die Berechnung von Bauteilen aus kaltgeformtem dünnwandigem Stahlblech", 1964; Deutsche Fassung des "Light Gage Cold Formed Steel Design Manual", Ausgabe 1962 des American Iron and Steel Institut
- [3] National Swedish Committee on Regulations for Steel Structures; "Swedish Code for Light-Gauge Metal Structures"; Publication 76, March 1982
- [4] Torsten Höglund; "Design of trapezoidal sheeting provided with stiffeners in the flanges and webs"; Swedish Council for Building Research, Document D28:1980; 1080
- [5] Rolf Baehre/Karlfriedrich Fick; "Berechnung und Bemessung von Trapezprofilen"; Berichte der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Fridericiana in Karlsruhe, 4. Folge Heft 7, 1982
- [6] DIN 18807, Teile 1-3; "Stahltrapezprofile"; Fassung Juli 1987
- [7] Jung-Min Tsai; "Thèse doctorale N. 689"; ETH Lausanne, 1987 (Auszüge)
- [8] Gerhard Huck; "Rechenprogramm zur DIN 18807"; Diplomarbeit am Lehrstuhl für Stahl- und Leichtmetallbau, Universität Karlsruhe

- [9] Grundlagen zur Beurteilung von Baustoffen, Bauteilen im Prüfzeichen- und Zulassungsverfahren
Institut für Bautechnik, Mai 1986
- [10] DASt- Ri 016; Bemessung und konstruktive Gestaltung von Tragwerken aus dünnwandigen Bauteilen, Köln 1988
- [11] v. Kármán, T., Sechler, E., Donnel, L.; The Strength in Thin Plates in Compression,
1932 ASME Transactions, Vol. 54, APM- 54- 5
- [12] Winter, G.; Stress Distribution in and Equivalent Width of Flanges of Wide, Thin- Walled Steel Beams,
Technical Note No. 784, 1940, National Advisory Committee for Aeronautics Washington, DC

11 DARSTELLUNGEN DER UNTERSUCHTEN TRAPEZ- PROFILE

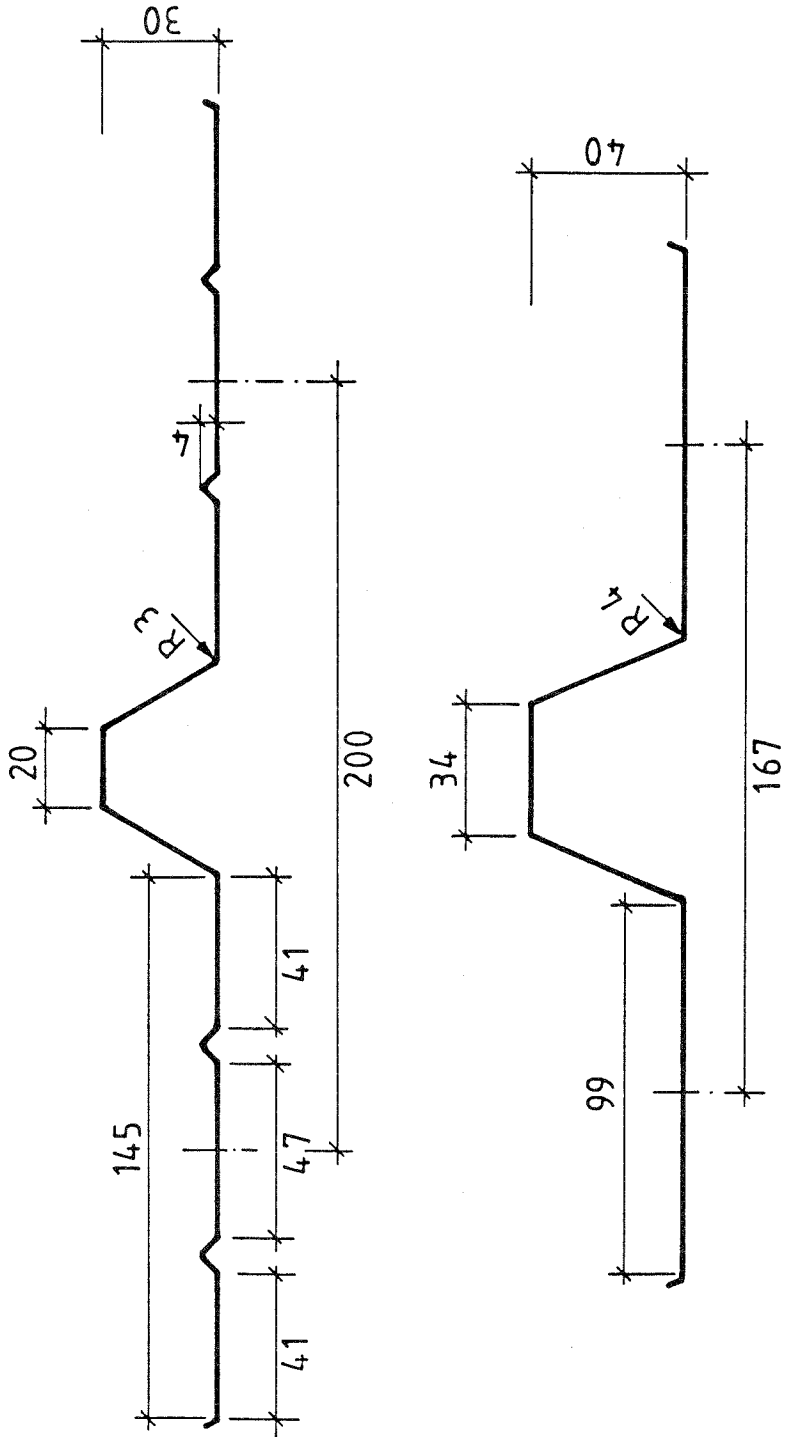
Auf den nachfolgenden Bildern sind die Querschnitte der untersuchten Trapezprofile dargestellt. Es werden nur Abmessungen angegeben, die zur Berechnung der Tragfähigkeitswerte nach dem vorliegenden Vorschlag erforderlich sind.



Querschnittsform und -abmessungen

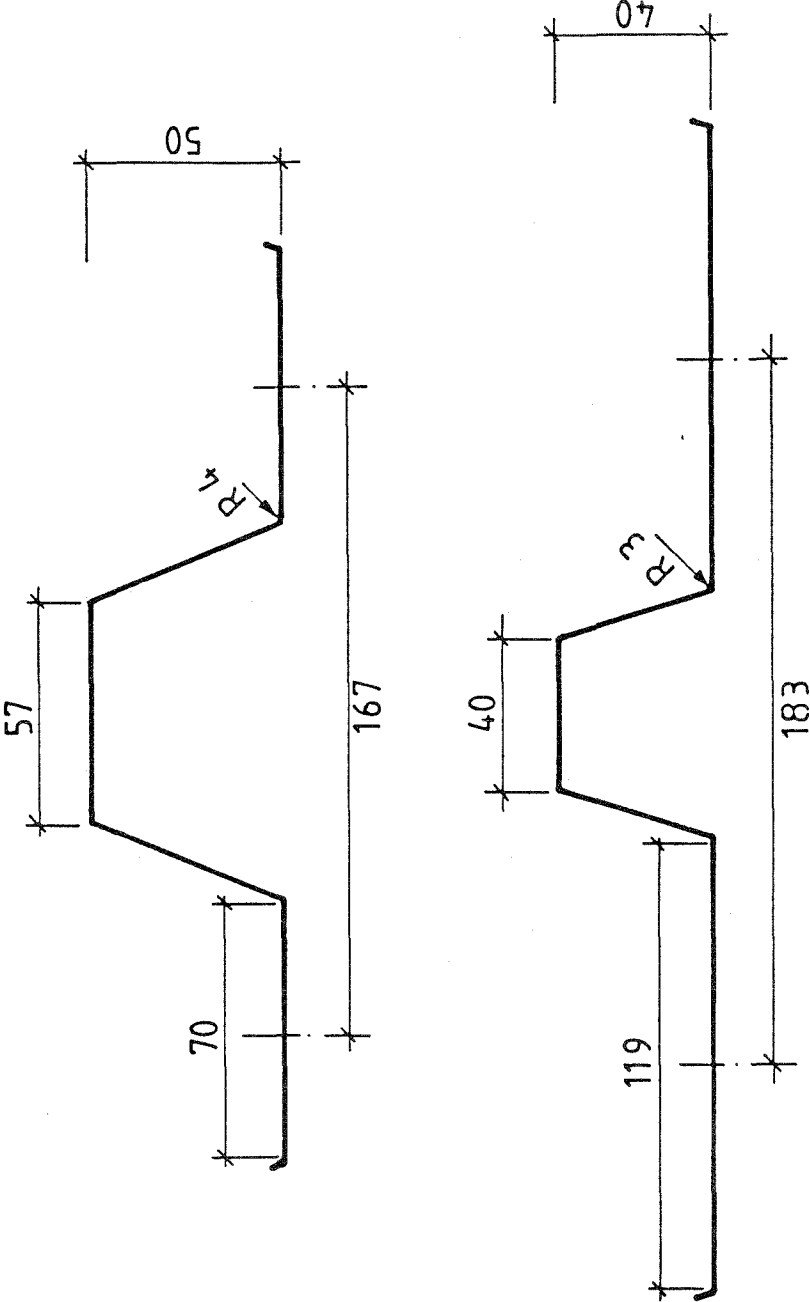
Profile ALCAN 30/153 und ALCAN 20/125

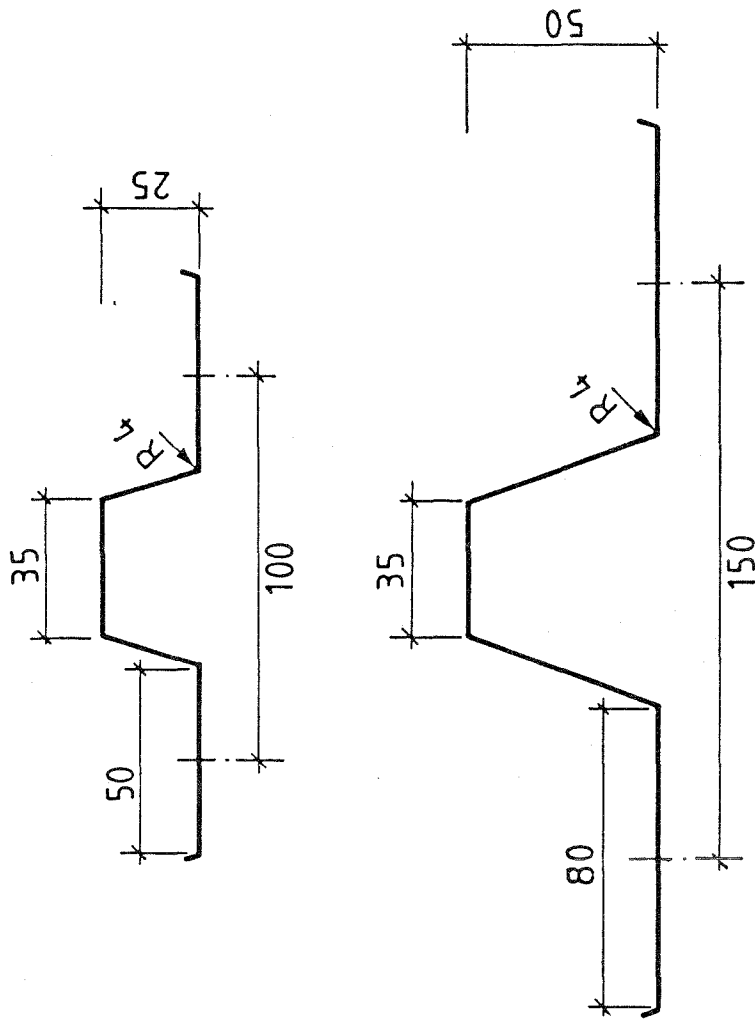
Lehrstuhl für Stahl- und
Leichtmetallbau
Universität Karlsruhe (TH)



Querschnittsform und -abmessungen
 Profile ALCAN 30/200 und ALCAN 40/167

Lehrstuhl für Stahl- und
 Leichtmetallbau
 Universität Karlsruhe (TH)

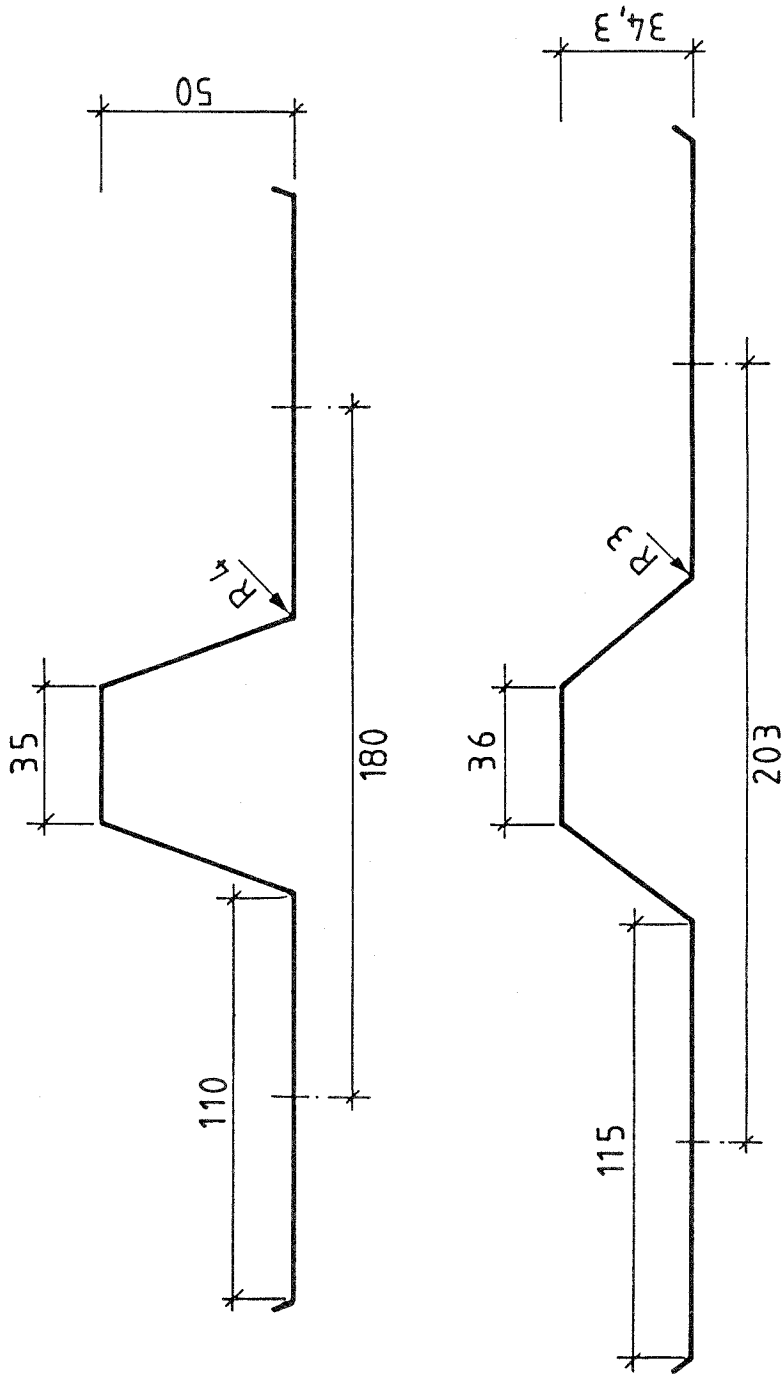
 <p>The image shows two technical drawings of extruded profiles. The top drawing is a Z-shaped profile with a total height of 167. It has a top flange width of 57 and a bottom flange width of 70. The profile is formed by two inclined lines meeting at a top edge with a radius of R_1. The bottom edge is a straight line. The bottom flange has a thickness of 50. The bottom drawing is a similar Z-shaped profile with a total height of 183. It has a top flange width of 40 and a bottom flange width of 119. The profile is formed by two inclined lines meeting at a top edge with a radius of R_2. The bottom edge is a straight line. The bottom flange has a thickness of 40.</p>	<p>Querschnittsform und -abmessungen Profile ALCAN 50/167 und FISCHER 40/183</p>	<p>Lehrstuhl für Stahl- und Leichtmetallbau Universität Karlsruhe (TH)</p>
---	---	--



Lehrstuhl für Stahl- und
Leichtmetallbau
Universität Karlsruhe (TH)

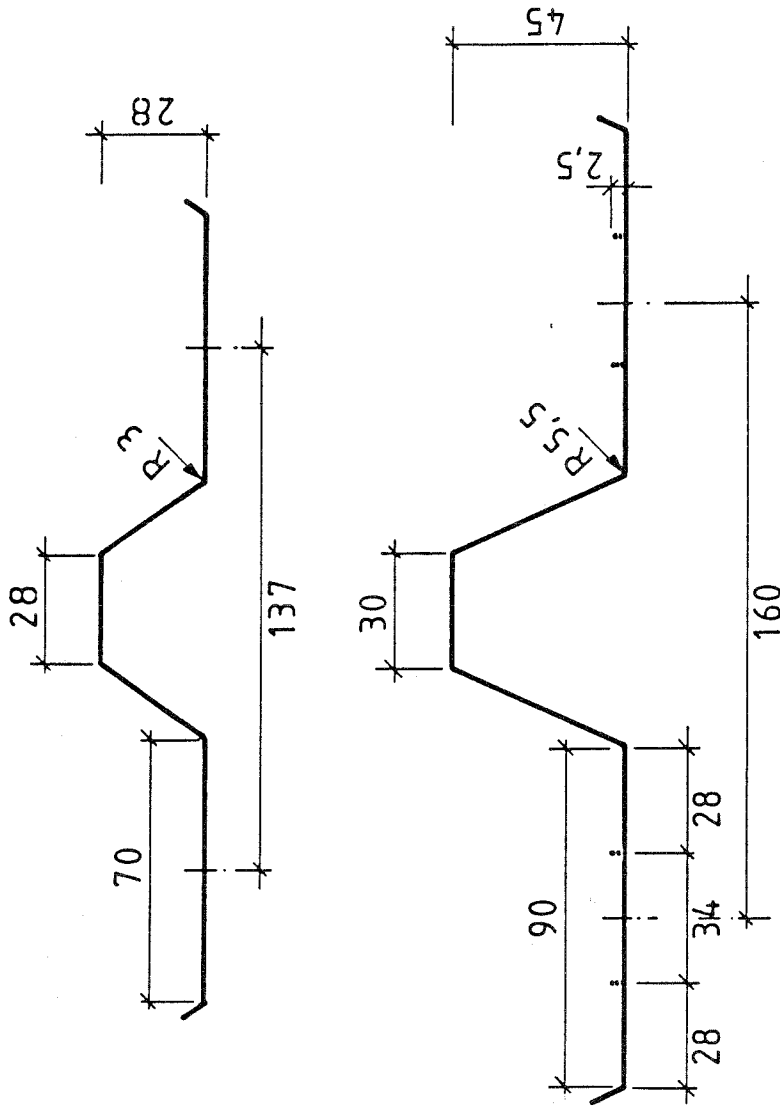
Querschnittsform und -abmessungen
Profile KAISER 25/100 und KAISER 50/150

<p>Technical drawings of two channel profiles. The top drawing shows a profile with a top flange width of 35, a bottom flange width of 80, a total height of 150, and a lip width of 30. The bottom drawing shows a profile with a top flange width of 35, a bottom flange width of 110, a total height of 185, and a lip width of 47. Both profiles have a 45-degree slope and a radius R.</p>	<p>Querschnittsform und -abmessungen Profile KAISER 30/150 und KAISER 40/185</p>	<p>Lehrstuhl für Stahl- und Leichtmetallbau Universität Karlsruhe (TH)</p>
---	---	--



Lehrstuhl für Stahl- und
Leichtmetallbau
Universität Karlsruhe (TH)

Querschnittsform und -abmessungen
Profile KAISER 50/180 und REYNOLDS 35/203

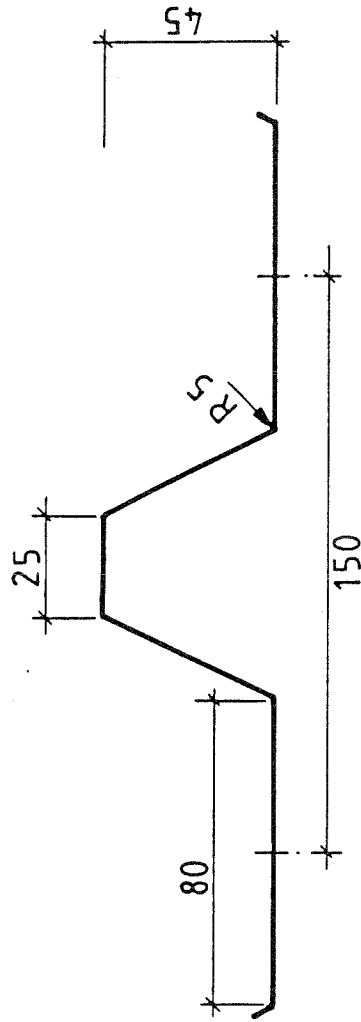
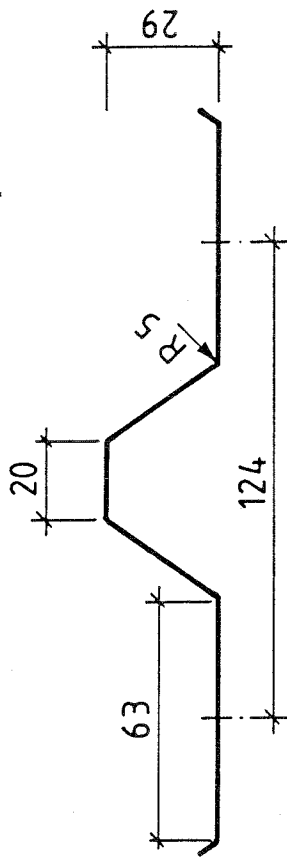


Aussteifung nur bei $t < 1 \text{ mm}$

Lehrstuhl für Stahl- und
Leichtmetallbau
Universität Karlsruhe (TH)

Querschnittsform und -abmessungen

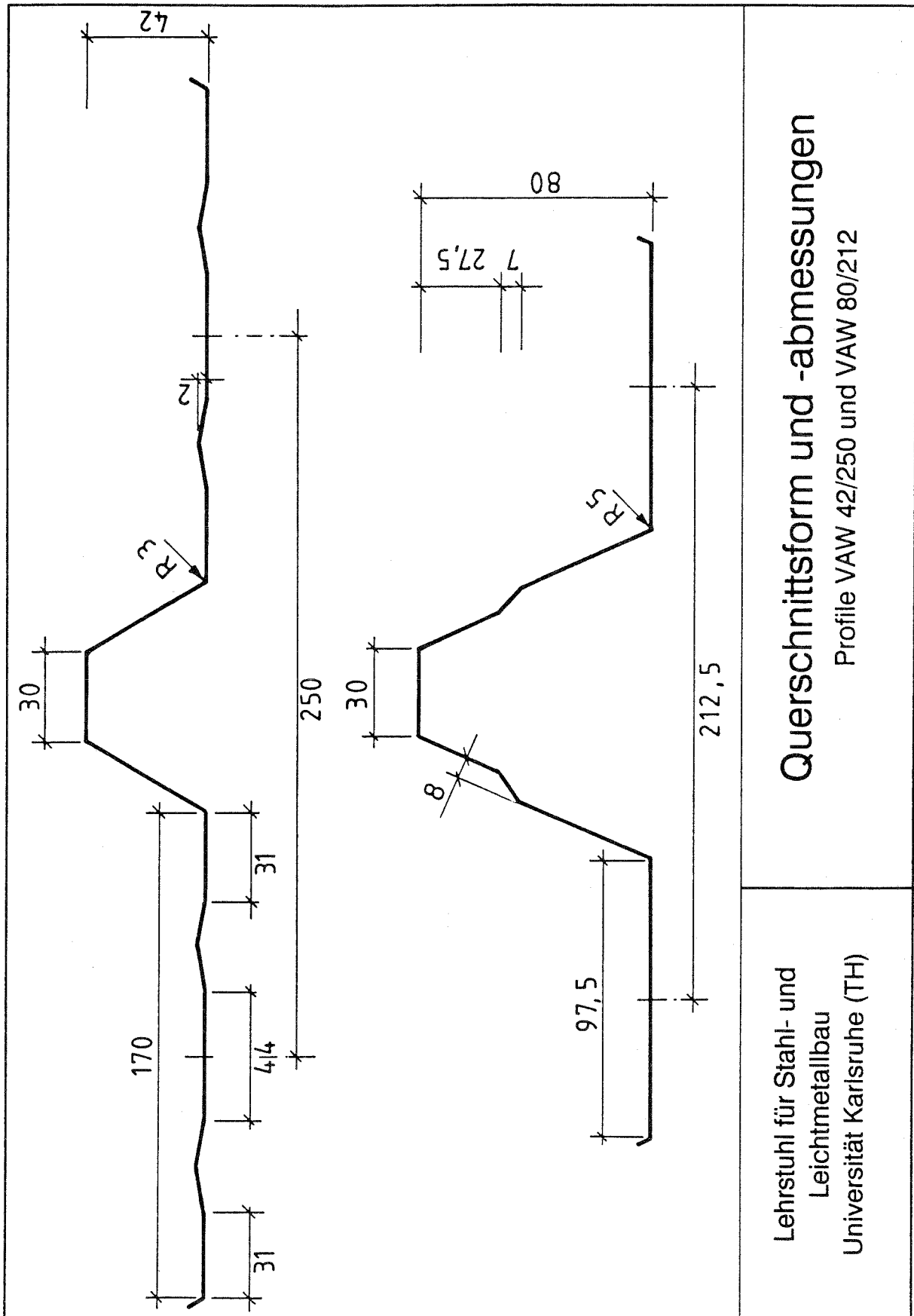
Profile SIDAL 1028 und SIDAL 1045



Lehrstuhl für Stahl- und
Leichtmetallbau
Universität Karlsruhe (TH)

Querschnittsform und -abmessungen

Profile VAW 124/29 und VAW 150/45



Querschnittsform und -abmessungen
 Profile VAW 42/250 und VAW 80/212

Lehrstuhl für Stahl- und
 Leichtmetallbau
 Universität Karlsruhe (TH)