



Det här verket har digitaliserats vid Göteborgs universitetsbibliotek och är fritt att använda. Alla tryckta texter är OCR-tolkade till maskinläsbar text. Det betyder att du kan söka och kopiera texten från dokumentet. Vissa äldre dokument med dåligt tryck kan vara svåra att OCR-tolka korrekt vilket medför att den OCR-tolkade texten kan innehålla fel och därför bör man visuellt jämföra med verkets bilder för att avgöra vad som är riktigt.

This work has been digitized at Gothenburg University Library and is free to use. All printed texts have been OCR-processed and converted to machine readable text. This means that you can search and copy text from the document. Some early printed books are hard to OCR-process correctly and the text may contain errors, so one should always visually compare it with the images to determine what is correct.



Rapport

R55:1975

**Beräkningsregler för
transversalbelastad
trapetsprofilerad tunnplåt
av kolstål, rostfritt stål
och aluminium**

Torsten Höglund

Byggforskningen

TEKNISKA HÖGSKOLAN I LUND
SEKTIONEN FÖR VÄG- OCH VATTEN
BIBLIOTEKET

Beräkningsregler för transversalbelastad trapetsprofilerad tunnplåt av kolstål, rostfritt stål och aluminium

T Höglund

Trapetsprofilerad tunnplåt tillverkas av kallvalsat kolstål av aluminium. Rostfritt stål används i tunnplåtskonstruktioner speciellt utformade för sitt ändamål, dock i allmänhet inte i form av trapetsprofilerad plåt.

Tunnplåtskonstruktioners bärförmåga bestäms i huvudsak av buckling av tryckta konstruktionsdelar. Skillnader i materialens elasticitets- och hållfasthetsgenskaper kan motivera olika typ av kurva för tillåten spänning för tryckt konstruktion eller olika uttryck för effektiv bredd för tryckta tvärsnittsdelar. Bucklingsfenomenen är dock av sådan art att det är sannolikt att ett gemensamt betraktelsesätt skall kunna tillämpas för tunnplåt av olika material.

Gemensamma beräkningsregler för tunnplåt av olika metalliska material skulle underlätta bl a för konstruktörer och granskande myndigheter. Syftet med denna utredning är att undersöka om samma beräkningsmetod kan användas för trapetsprofilerad plåt i såväl kallvalsat kolstål, rostfritt stål som aluminium och om så är fallet föreslå gemensam beräkningsmetod.

Vid bestämning av böjhållfastheten hos trapetsprofilerad tunnplåt av kallvalsat kolstål tillämpas ofta en metod där buckling beaktas genom att räkna med reducerad effektiv bredd hos tryckta tvärsnittsdelar. I de amerikanska bestämmelserna "Specification for the design of cold-formed steel structural members" utgivna av American Iron and Steel Institute (AISI-norm, utgåva 1968) räknas med effektiv bredd för tryckt fläns. Livbuckling förutsätts ej ske om slankheten s/t för livet är mindre än 150 vilket är den största tillåtna slankheten för livet. Undersök-

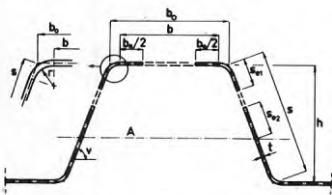


Fig. 1. Effektivt tvärsnitt för trapetsprofilerad plåt enligt Statens Planverks Godkännanderegler nr 3. Tunnplåtskonstruktioner. A = TP-axel vid fullt medverkande liv.

ningar visar att tillämpning av AISI-normens regler för slankheten s/t större än 100 kan leda till resultat på osäkra sidan. I Statens Planverks Godkännanderegler nr 3, Tunnplåtskonstruktioner har detta beaktats genom angivande av en beräkningsmodell med effektiv bredd även för livet när $s/t > 90$ à 100, se fig 2.

Böjhållfastheten hos profilerad tunnplåt av aluminium har vanligtvis bestämts genom provning beroende på att en adekvat beräkningsmetod saknats. Eftersom aluminium inte har någon definierad sträckgräns har det inte ansetts tillfredsställande att anta att gränsen för den överkritiska bärförmågan inträffar när spänningen på en effektiv area uppnår 0,2-gränsen. I förslag till amerikanska normer för profilerad tunnplåt av aluminium "Guide for the design of aluminium formed-sheet building sheathing, 1969, har med stöd av försök därför föreslagits att kritisk spänning σ_k baserad på bruttotvärsnitt sätts lika med ett viktat medelvärde för kritisk spänning σ_{kf} i liv och kritisk spänning σ_{kl} i tryckt fläns enligt formeln

$$\sigma_k = \frac{\sigma_{kf} + \frac{s}{3b_o} \sigma_{kl}}{1 + \frac{s}{3b_o}}$$

där tryckt fläns tänks bestå av själva flänsen med bredden b_o plus 1/6 av avslutande liv med höjden s .

Beräkning baserad på effektiv tvärsnitt enligt Tunnplåtskonstruktioner och beräkning baserad på viktat medel-

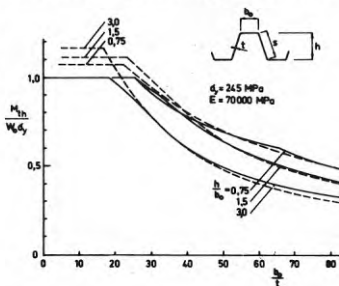


Fig. 2. Jämförelse mellan relativt brottmoment $M_h/W_0 \sigma_y$ beräknat med metod baserad på effektivt tvärsnitt enligt Godkännanderegler nr 3, tunnplåtskonstruktioner (heldragna kurvor) och beräknat med »medelvärmesmetod» enligt ASCE-aluminiumnormförslag 1969 (streckade kurvor).

Bygghorsningen Sammanfattningar

R55:1975

Nyckelord:

tunnplåt, trapetsprofilerad plåt, kolstål, rostfritt stål, aluminium, beräkningsregler, bärförmåga

Rapport R55:1975 hänför sig till anslag 740221-0 (P 345) från Statens råd för byggnadsforskning till Sigma Byggnadskonst AB, Stockholm.

Meddelande nr 115, Institutionen för Byggnadsstatik, Kungl Tekniska Högskolan, Stockholm 1975.

UDK 691.7-415
691.7.71-415
624.046
SfB Nh (29)
ISBN 91-540-2492-7

Sammanfattning av:

Höglund, T, 1975, *Beräkningsregler för transversalbelastad trapetsprofilerad tunnplåt av kolstål, rostfritt stål och aluminium*. (Statens råd för byggnadsforskning.) Stockholm. Rapport R55:1975, 38 s., ill. 14 kr. + moms.

Rapporten är skriven på svenska med svensk och engelsk sammanfattning.

Distribution:

Svensk Byggtjänst,
Box 1403, 111 84 Stockholm
Telefon 08-24 28 60

Grupp: konstruktion

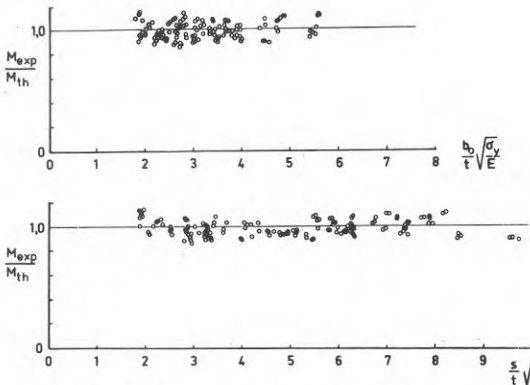


Fig. 3a och b. Kvoten M_{exp}/M_{th} som funktion av a) tryckta flänsens slankhet bestämd av uttrycket $b_0/t\sqrt{\sigma_y/E}$ och b) livets slankhet bestämd av uttrycket $s/t\sqrt{\sigma_y/E}$. Försök på trapetsprofilerade aluminiumplåtar upplagda på 2 stöd
 M_{exp} = vid försök erhållet brottmoment
 M_{th} = enligt fig. 5 beräknat brottmoment
 σ_y = 0,2-gräns, E = elasticitetsmodul

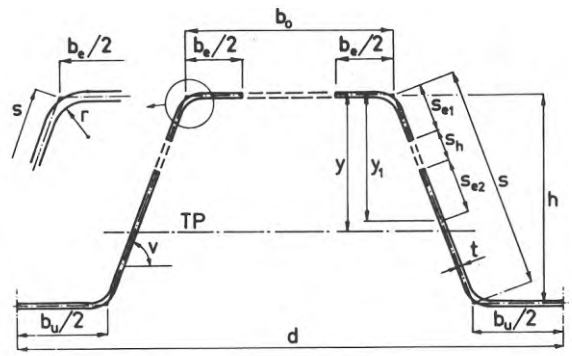


Fig. 4. Förslag till beräkning av böjmomentstånd för effektivt tvärsnitt för böjd trapetsprofilerad plåt av kolstål och aluminium. Effektiv bredd för tryckt fläns

$$b_e = 780 t / \sqrt{\sigma_{su}} \quad \text{för kolstål när } b_0/t \sigma_y/E > 2 \quad (a)$$

$$b_e = 375 t / \sqrt{\sigma_{0,2}} \quad \text{för aluminium } (\sigma_{su} \text{ och } \sigma_{0,2} \text{ i MPa}) \quad (b)$$

dock max b_0 (c)

Effektiv bredd för liv

$$s_{e1} = b_e/2 \quad (d)$$

$$s_{e2} = 1,5 s_{e1} \quad (e)$$

dock max $y_1/\cos v - s_{e1}$
 y_1 anger avstånd till tyngdpunkt vid fullt medverkande liv

värde för kritisk spänning i fläns och liv enligt aluminiumnormförslaget ger resultat som för de flesta tvärsnittsutförningar nära överensstämmer med varandra, se fig 3. Vid mycket tjocka plåtar ($b_0/t < 25$ à 30) ger beräkning baserad på viktat medelvärde något högre brottmoment M_{th} än beräkning baserad på effektivt tvärsnitt. Vid sådana tjocka plåtar överskrids flytspänningen vid enligt medelvärdesmetoden beräknat moment.

Jämförelsen i fig 3 visar att beräkningsmodell baserad på medverkande bredd kan ge rimligt resultat även för ett material utan definierad sträckgräns.

Bla. med hänsyn till möjlighet att utvidga beräkningsmodellen även till tra-

petsprofilerad plåt med avstyvningar i flänsar och liv föreslås i utredningen en beräkningsmodell för såväl stål som aluminium som i huvudsak överensstämmer med modellen i Tunnpåtskonstruktioner dock med vissa förändringar beträffande effektiv bredd av fläns och liv samt beträffande inverkan av bockningsradier i hörn, se fig 5.

Beroende på relativt hög kostnad för rostfritt stål används det i tunnpåtskonstruktioner, där materialets specifika egenskaper – korrosionsbeständighet, utseende etc. är av betydelse. Det finns en stor mängd typer av rostfria stål. De flesta (undantag ferritiskt rostfritt stål) har materialegenskaper som skiljer sig en hel del från kolstålets. Även inom samma typ av rostfritt stål kan egenskaperna variera beroende på olika hårdhet. Så t.ex. har glödगत rostfritt stål liten skillnad i sträckgräns i olika riktningar, låg grad av anisotropi. Vid ökad hårdhet till följd av kallvalsning ökar draghållfastheten med åtföljande minskning av ductiliteten. Med kallvalsningen följer en ökad anisotropi, sträckgränsen är störst vid tryck vinkelrätt mot valsriktningen och lägst vid tryck i valsriktningen och kan skilja uppemot 50 %. Karakteristiskt för rostfritt stål är även den låga proportionalitetsgränsen, speciellt vid tryck.

Det austenitiska rostfria stålets känslighet för kallbearbetning resulterar i att de mekaniska egenskaperna förändras vid bockning, se fig 5.

Trots anisotropi och förändringar av de mekaniska egenskaperna i hörnen har försök på rostfritt material med bl.a. de egenskaper som framgår av fig 5 gett medverkande bredd för tryckt plåt som hyggligt överensstämmer med enligt AISI-norm 1968, beräknad medverkande bredd. I amerikanska bestämmelser tillämpas för tryckt plåt samma medverkande bredd som i AISI-normen för kolstål men med något större säkerhetstal. Vid buckling vid fri kant och knäckning tillämpas däremot kurvor för rostfritt stål som ligger under de för kolstål.

De mycket varierande mekaniska egenskaperna bland olika typer och tillstånd av rostfritt stål gör det svårt att utan besvärande utvidgning inordna dem i en tunnpåtsnorm gemensam för aluminium och stål. Däremot kan rostfritt stål anslutas till normen i form av tillägg.

Referenser

Specifications for the design of cold-formed steel structural members. American Iron and Steel Institute, New York 1968.

Guide for the design of aluminium formed-sheet building sheathing. ASCE Journal St 8 Aug 1969.

Godkännanderegler nr 3, Tunnpåtskonstruktioner. Statens Planverk Stockholm 1974.

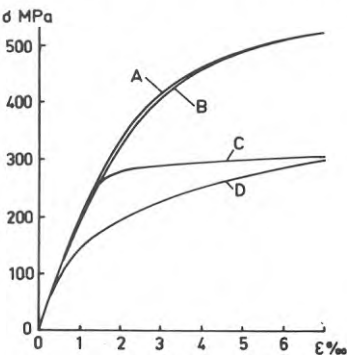


Fig. 5. Effekt av kallformning på spännings-töjningsdiagram för rostfritt material. (Johnson & Winter, 1966.)
 A Bockat hörn dragning
 B Bockat hörn tryck
 C Plan plåt dragning
 D Plan plåt tryck

Design rules for laterally loaded corrugated sheeting of carbon steel, stainless steel and aluminium

T Höglund

Corrugated sheeting is made from cold-rolled carbon steel and aluminium. Stainless steel is used in sheeting structures which are specially designed for their intended purpose, but, as a rule, not in the form of corrugated sheets.

The loadbearing capacity of sheeting structures is mainly determined by buckling of parts in compression. Owing to the differences in the elasticity and strength properties of the materials, there may be a need for different types of curves for the permitted stress in a structure in compression, or different expressions for the effective widths of parts of the cross section which are in compression. However, the character of the buckling phenomenon is such that it is likely that the same approach can be employed in regard to sheeting made of different materials.

Among other things, common design rules for sheeting made of different metallic materials would facilitate the work of designers and examining authorities. The aim of this investigation was thus to find whether the same design method can be used for corrugated sheeting of carbon steel, stainless steel and aluminium, and if so, to propose a common design method.

In determining the flexural strength of corrugated sheeting made of cold-rolled carbon steel, a method is often employed in which buckling is taken into consideration by reducing the effective width of parts of the cross section in compression. In the American regulations "Specification for the design of coldformed steel structural members" published by the American Iron and Steel Institute (AISI Specification, 1968 edition), calculation is based on the effective width of the flange in compression. It is assumed that buckling will

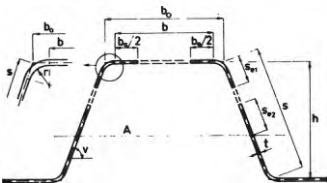


Fig. 1. Effective cross section for corrugated sheeting according to Rules for general approvals No 3. Light gage cold formed metal structures of the National Swedish Board of Urban Planning. A = neutral axis when the web is fully effective.

not take place if the slenderness s/t of the web is less than 150, which is the maximum permissible slenderness of unstiffened webs. Investigations show that application of the rules in the AISI Specification in the case of slenderness values s/t greater than 100 can lead to small safety against collaps. In Rules for general approvals No 3 of the National Swedish Board of Urban Planning, "Light gage cold-formed metal structures, 1974", this has been taken into account by specification of an analytical model in which even the web has an effective width when $s/t > 90-100$. See FIG. 2.

The bending strength of corrugated aluminium sheeting has generally been determined by test because of the lack of an adequate method of calculation. Since aluminium does not have a sharply defined yield point it has not been considered satisfactory to simply assume that the limit of post-buckling strength occurs when the stress on the effective area reaches the 0.2 proof stress. In the draft American standards for corrugated aluminium sheeting, "Guide for the design of aluminium formed-sheet building sheathing", 1969, it was therefore proposed on the basis of tests that the critical stress σ_{cr} based on the gross cross section is put equal to a weighted mean value of the critical stress σ_{cw} in the web and the critical stress σ_{cf} in the flange in compression, according to the formula

$$\sigma_{cr} = \frac{\sigma_{cw} + \frac{s}{3b_o} \sigma_{cf}}{1 + \frac{s}{3b_o}}$$

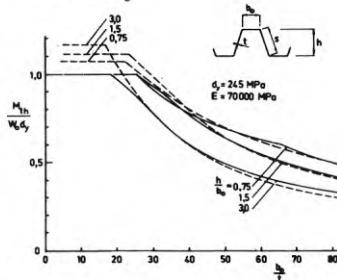


Fig. 2. Comparison of relative ultimate moment M_{th}/W_oO_y , calculated according to the method based on the effective cross section according to Rules for general approvals No 3 (full lines), and that calculated according to the "mean value method" as specified in the draft ASCE aluminium code of 1969 (dashed lines).

Swedish Building Research Summaries

R55:1975

Key words:

sheeting, corrugated profil. carbon steel, stainless steel, aluminium, design-rules, loadbearing capacity

Report R55:1975 refers to Grant 740221-0 (P 345) from the Swedish Council for Building Research to Sigma Byggkonsult AB, Stockholm.

UDC 691.7-415
691.7.71-415
624.046
SfB Nh (29)
ISBN 91-540-2492-7

Summary of:

Höglund, T, 1975, *Beräkningsregler för transversalbelastad trapetsprofilrad tunnplåt av kolstål, rostfritt stål och aluminium*. Design rules for laterally loaded corrugated sheeting of carbon steel, stainless steel and aluminium. (Statens råd för byggnadsforskning.) Stockholm. Rapport R55:1975, 38 s., ill. 14 kr. + moms.

The report is in Swedish with summaries in Swedish and English.

Distribution:

Svensk Byggtjänst,
Box 1403, S-111 84 Stockholm,
Sweden

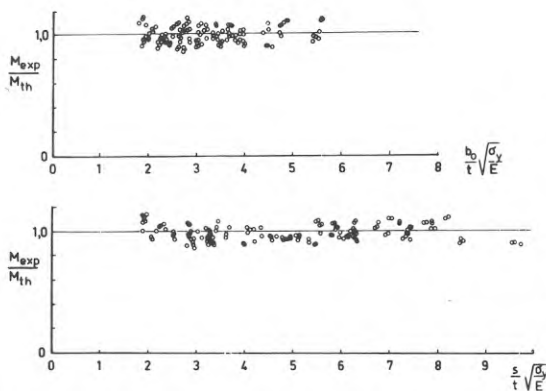


Fig. 3a and 3b. The ratio M_{exp}/M_{th} as a function of
 a) the slenderness of the flange in compression, determined by the expression $b_o/t\sqrt{\alpha_y/E}$, and
 b) the slenderness of the web, determined by the expression $s/t\sqrt{\alpha_y/E}$.

Tests on corrugated aluminium sheeting supported at two points.

M_{exp} = ultimate moment observed in the tests

M_{th} = ultimate moment calculated according to Fig. 5.

α_y = 0.2 proof stress, E = modulus of elasticity

where the flange in compression is taken to consist of the flange itself, of width b_o , plus one sixth of the adjacent web of depth s .

Design based on effective cross section according to "Light gage coldformed metal structures, 1974" and design based on the weighted mean value of the critical stress in the flange and web according to the draft aluminium standard, provides results which are in close agreement for most cross sections, see FIG. 3. For very thick sheeting ($b_o/t < 25-30$), design based on the weighted mean gives a somewhat higher ultimate moment M_{th} than the design based on the effective cross section. In the case of such thick sheeting, the yield stress is exceeded for the bending moment calculated according to the mean value method.

The comparison in FIG. 3 shows that

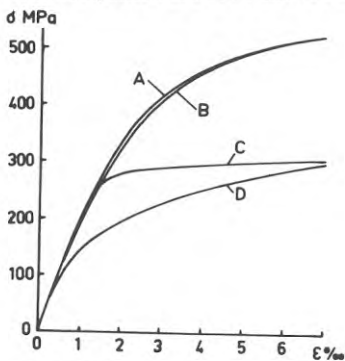


Fig. 5. Effect of cold working on the stress-strain diagram for stainless steel material. (Johnson & Winter, 1966).

- A Corner, tension
- B Corner, compression
- C Flat sheet, tension
- D Flat sheet, compression

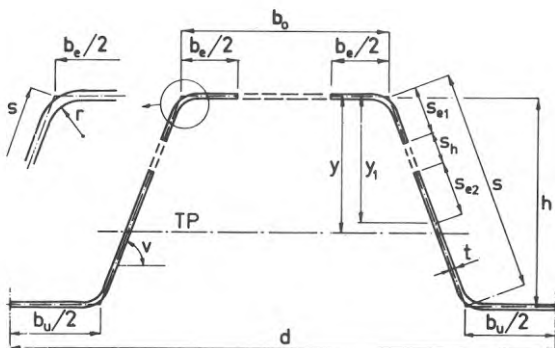


Fig. 4. Proposed effective cross section for corrugated sheeting of carbon steel and aluminium.

Effective width of flange in compression

$$b_e = 780 t / \sqrt{\alpha_y} \quad \text{for carbon steel when } b_o/t\sqrt{\alpha_y/E} > 2 \quad (a)$$

$$b_e = 375 t / \sqrt{\alpha_{0.2}} \quad \text{for aluminium} \quad (b)$$

but not greater than b_o . (c)

Effective width of web

$$s_{e1} = b_e/2 \quad (d)$$

$$s_{e2} = 1.5 s_{e1} \quad (e)$$

but not greater than $y_1/\cos v - s_{e1}$
 y_1 is the depth of the neutral axis when the web is fully effective

the analytical model based on the effective width can provide acceptable results even for a material without a definite yield point.

In order to extend the analytical model so as to cover also corrugated sheeting provided with stiffeners in the flanges and the webs, the report proposes an analytical model for both steel and aluminium which is in general agreement with the model in "Light gage coldformed metal structures, 1974" but with certain modifications regarding the effective widths of flange and web, and the effect of corner bend radius, see FIG. 4.

Owing to the relatively high cost of stainless steel, it is used in sheeting structures where the specific properties of the material — its corrosion resistance, appearance, etc. — are of significance. There are a great many different types of stainless steel. Most of these have material properties which are quite different from those of carbon steel. Even for the same type of stainless steel, the properties may vary depending on the hardness. For instance, annealed stainless steel has a yield point which varies only a little in different directions, i.e. it has a low degree of anisotropy. As the hardness is increased by cold rolling, the tensile strength rises and there is a corresponding decrease in ductility. Cold rolling is accompanied by increased anisotropy, the yield point is highest in compression in a direction perpendicular to the direction of rolling, and lowest in the direction of rolling, there being a difference as much as 50%. The low limit of proportionality, especially in compression, is also a characteristic of stainless steel.

The susceptibility of austenitic stain-

less steel to cold working causes changes in its mechanical properties when it is bent. See FIG. 5.

In spite of anisotropy and the changes in mechanical properties at the corners, tests on stainless steels with properties as shown in FIG. 5 gave values of the effective width which are in fairly good agreement with the effective width calculated according to the 1968 AISI Specification. In the American regulations, the same effective width is employed for sheeting in compression as in the AISI Specification for carbon steel, but with a somewhat larger factor of safety. On the other hand, in the event of buckling along an unsupported edge and in column buckling, the curves applied for stainless steel are below those for carbon steel.

Owing to the very variable mechanical properties of different types and states of stainless steel, it is difficult to incorporate stainless steels in a common code for aluminium and steel sheeting, without making this unwieldy. Regulations relating to stainless steels can however be appended to such a code.

References

Specifications for the design of coldformed steel structural members. American Iron and Steel Institute, New York, 1968.

Guide for the design of aluminium formed-sheet building sheathing. American Soc. Civ. Eng. Journal St 8, August 1969.

Rules for general approvals No 3, Light gage cold-formed metal structures National Swedish Board of Urban Planning, Stockholm 1974.

R55:1975

BERÄKNINGSREGLER FÖR TRANSVERSALBELASTAD
TRAPETSProfilerAD TUNNPLÅT AV KOLSTÅL,
ROSTFRITT STÅL OCH ALUMINIUM

av Torsten Höglund

Meddelande nr 115, Institutionen för Byggnadsstatik,
Kungl. Tekniska Högskolan, Stockholm 1975.

Denna rapport hänförs sig till forskningsanslag 740221-0 (P345)
från Statens råd för byggnadsforskning till Sigma Byggkonsult AB,
Stockholm.

Statens råd för byggnadsforskning, Stockholm
ISBN 91-540-2492-7
LiberTryck Stockholm 1975

FÖRORD

Föreliggande undersökning har aktualiserats av pågående arbete med utarbetande av tunnplåtsnormer inom *Statens Stålbyggnadskommittés tunnplåtsgrupp*.

Kostnaderna för undersökningen har bestritts av forskningsanslag från *Statens Råd för Byggnadsforskning* och anslag från *Statens Stålbyggnadskommitté*.

Resultat av försök på trapetsprofilerad aluminiumplåt har ställts till författarens förfogande av *Gränges Aluminium AB*.

Björn Sjöström har bidragit vid bearbetning av försöksresultat. Utskrift av manuskript har utförts av *Barbro Ahlgren*.

Stockholm i maj 1975

Torsten Höglund

INNEHÅLL

BETECKNINGAR	5
INLEDNING	6
BÖJD TRAPETSProfilerad PLÅT	7
Allmänt	7
Jämförelse med försök	11
Aluminium	11
Kallvalsat kolstål	23
Förslag till beräkningsmetod för kallvalsat kolstål och aluminium	27
Rostfritt stål	29
SAMMANFATTNING	30
REFERENSER	31
BILAGA 1 Beräkning av böjd trapetsprofilerad stålplåt enligt Godkännanderegler nr 3, Tunnplåtskonstruktioner	33
BILAGA 2 Beräkning av böjd trapetsprofilerad aluminiumplåt enligt ASCE aluminium- normförslag 1969	35
BILAGA 3 Formler för beräkning av böjmotstånd för effektivt tvärsnitt för böjd tra- petsprofilerad plåt av kallvalsat kol- stål och aluminium. Förslag	37

BETECKNINGAR

A	area
a	profilindelning
b_e	effektiv bredd
b_o	bredd av överfläns
b_u	bredd av underfläns
E	elasticitetsmodul
h	profilhöjd
I	yttröghetsmoment
i_r	böckningsradiens inverkan på effektiv bredd
l	spännvidd
M_{exp}	brottmoment erhållet vid försök
M_{th}	beräknat brottmoment
P_{exp}	upplagsreaktion eller koncentrerad last vid brott
P_{th}	beräknad intryckningslast
q_{exp}	fördelad last vid brott
r	inre böckningsradie
s	livhöjd
s_{e1}	effektiv del av livet i anslutning till tryckt fläns
s_{e2}	effektiv del av livet i anslutning till neutrala lagret
t	plåttjocklek
v	spetsig vinkel mellan liv och fläns
y_1	avstånd från tryckt fläns till tyngdpunktsaxel för effektivt tvärsnitt med fullt medverkande liv
y	avstånd från tryckt fläns till tyngdpunktsaxel för effektivt tvärsnitt vid böjning
W_o	böjmotstånd för bruttotvärsnitt
W_e	böjmotstånd för effektivt tvärsnitt
α	$= \sqrt{\sigma_{su}/\sigma_{el}}$ parameter
λ_f	$= \frac{b_o}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}$ uttryck för slankheten av tryckt fläns
λ_l	$= \frac{s}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}$ uttryck för slankheten av liv
$\sigma_{d 0,2}$	0,2-gräns erhållet ur dragprov
$\sigma_{t 0,2}$	0,2-gräns erhållet ur tryckprov
σ_y	flytspänning, gränsspänning
σ_{su}	undre sträckgränsspänning
σ_{el}	tryckspänning för bucklingslast enligt elasticitetsteori

INLEDNING

Trapetsprofilerad tunnplåt tillverkas av kallvalsat kolstål och av aluminium. Rostfritt stål används i tunnplåtskonstruktioner speciellt utformade för sitt ändamål, dock i allmänhet inte i form av trapetsprofilerad plåt.

Tunnplåtskonstruktioners bärförmåga bestäms i huvudsak av buckling av tryckta konstruktionsdelar. Skillnader i materialens elasticitets- och hållfasthetsegenskaper framförallt deras arbetskurva kan motivera olika knäck-kurvor eller olika uttryck för effektiv bredd för tryckta konstruktionsdelar. Bucklingsfenomenen är dock av sådan art att det är sannolikt att ett gemensamt betraktelsesätt skall kunna tillämpas för tunnplåt av olika material.

Gemensamma beräkningsregler för tunnplåt av olika metalliska material skulle underlätta bl.a. för konstruktörer och granskande myndigheter. Syftet med denna utredning är att undersöka om samma beräkningsmetoder kan användas för trapetsprofilerad plåt i såväl kallvalsat kolstål, rostfritt stål som aluminium. Utredningen inleds med en jämförelse mellan dimensioneringsregler för trapetsprofilerad plåt enligt några länders normer eller normförslag. Därefter jämförs några olika varianter av den beräkningsmetod som ges i *Statens Planverks Godkännanderegler nr 3, tunnplåtskonstruktioner* med resultat av försök på transversalbelastad trapetsprofilerad plåt av aluminium och kallvalstat kolstål.

Förslag till gemensam beräkningsmetod för aluminium och kallvalsat kolstål ges. Specifika egenskaper för rostfritt stål diskuteras.

BÖJD TRAPETSPROFILERAD PLAT

Allmänt

Vid bestämning av böjhållfashten hos trapetsprofilerad tunnplåt av kallvalsat kolstål tillämpas ofta en metod där buckling beaktas genom att räkna med reducerad effektiv bredd hos tryckta tvärsnittsdelar. I de amerikanska bestämmelserna "Specification for the design of cold-formed steel structural members" utgivna av American Iron and Steel Institute (*AISI-norm*, utgåva 1968) räknas med effektiv bredd för tryckt fläns. Livbuckling förutsätts ej ske om slankheten s/t för liven är mindre än 150 vilket är den största tillåtna slankheten för liven. Undersökningar (*Larsson, 1972, Thomasson, 1974* och andra) har visat att tillämpning av AISI-normens regler för slankheten s/t större än 100 leder till resultat på osäkra sidan. I *Statens Planverks Godkännanderegler nr 3, tunnplåtskonstruktioner* har detta beaktats genom angivande av en beräkningsmodell med medverkande effektiv bredd även för liven när $s/t > 90$ ä 100, se fig 2 och bilaga 1.

Böjhållfastheten hos profilerad tunnplåt av aluminium har vanligtvis bestämts genom provning beroende på att en adekvat beräkningsmetod saknats. Eftersom aluminium inte har någon definierad sträckgräns har det inte ansetts tillfredsställande att anta att gränsen för den överkritiska bärförmågan inträffar när spänningen på en effektiv area uppnår 0,2-gränsen (*Jombock & Clark, 1968*).

I förslag till amerikanska normer för profilerad tunnplåt av aluminium "Guide for the design of aluminium formed sheet building sheathing", ASCE, 1969, (betecknas i förslaget *ASCE-aluminium-normförslag 1969*) har med stöd av försök redovisade i *Jombock & Clark, 1968* därför föreslagits att kritisk spänning σ_k baserad på bruttotvärsnittet sätts lika med ett vägt medelvärde för kritisk spänning $\sigma_{k,l}$ i liv och kritisk spänning $\sigma_{k,f}$ i tryckt fläns enligt formeln

$$\sigma_k = \frac{\sigma_{k,f} + \frac{s}{3b_0} \sigma_{k,l}}{1 + \frac{s}{3b_0}}$$

där tryckt fläns tänks bestå av själva den plana flänsen med bred-

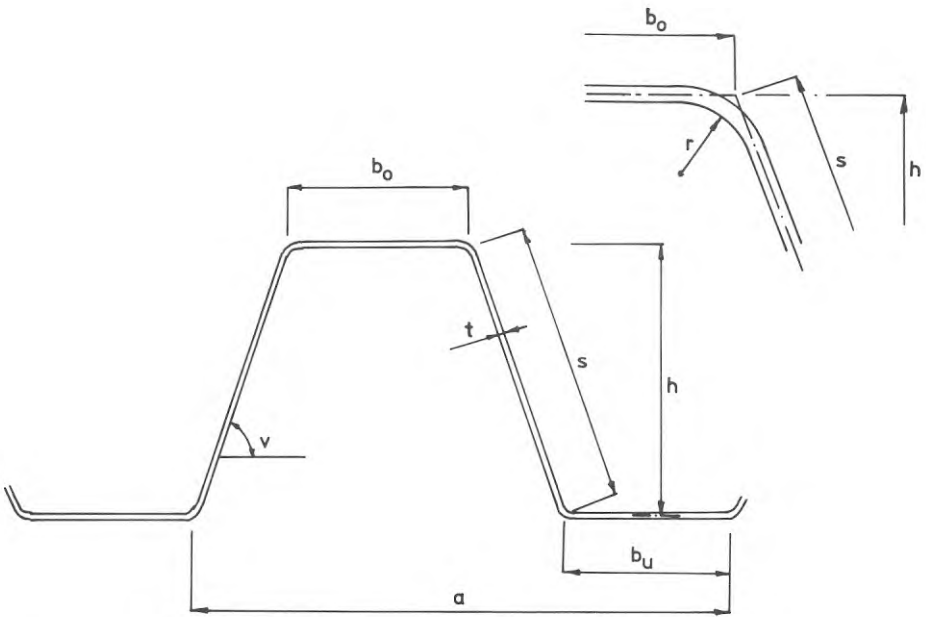


Fig 1 Trapetsprofilerad plåt. Beteckningar för tvärsnitt

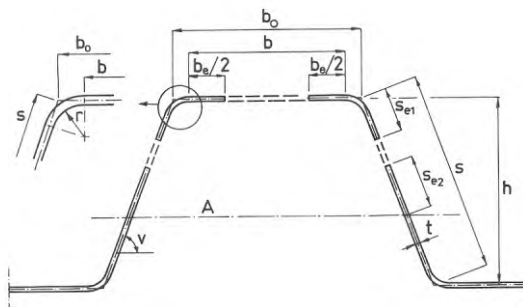


Fig 2 Effektivt tvärsnitt för trapetsprofilerad plåt enligt Godkännanderegler nr 3, tunnplåtskonstruktioner

A = TP-axel vid fullt medverkande liv

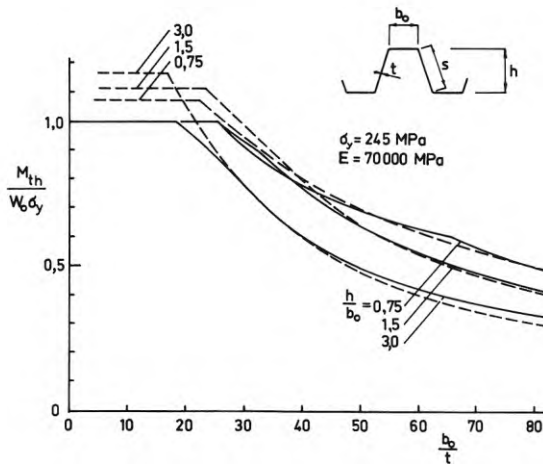


Fig 3 Jämförelse mellan relativt brottmoment $M_{th}/W_0\sigma_y$ beräknat med metod baserad på effektivt tvärsnitt enligt Godkännanderegler nr 3, tunnplåtskonstruktioner (heldragna kurvor) och beräknat med "medelvärdesmetod" enligt ASCE-aluminiumnormförslag 1969 (streckade kurvor).

Vid bestämning av bärförmåga enligt "medelvärdesmetod" har kritisk spänning för fläns $\sigma_{k,f}$ och liv $\sigma_{k,l}$ valts enligt fig 4.

Vid bestämning av effektivt tvärsnitt har medverkande bredd för tryckt fläns valts $b_e = 25,7t$, vilket nära svarar mot kurvan för $\sigma_{k,f}/\sigma_{0,2}$ i fig 4. Effektiva delar av liv har satts enligt bilaga 1.

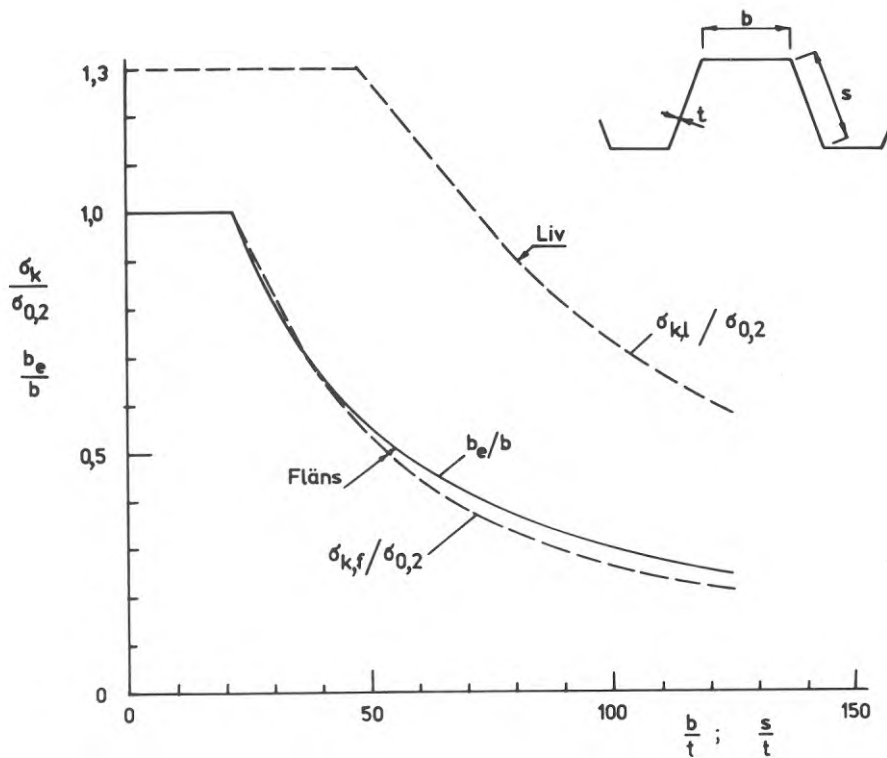


Fig 4 Kritisk spänning $\sigma_{k,l}$ i liv och kritisk spänning $\sigma_{k,f}$ i fläns som funktion av $\sigma_{0,2}$ och s/t resp b/t enligt ASCE Aluminiumnormförslag 1969 (streckade kurvor) samt b_e/b enligt AISI-norm 1968 tillämpad på aluminium (heldragen kurva).

Kurvorna för $\sigma_{k,l}$ och $\sigma_{k,f}$ gäller för ej artificiellt åldrad aluminiumprodukt $\sigma_{0,2} = 246$ MPa, $E = 70000$ MPa enligt formler i bilaga 2.

Kurvan för b_e svarar mot ekv

$$b_e = 1,9 \sqrt{E/\sigma_y} t (1 - 0,418 t/b_0 \sqrt{E/\sigma_y})$$

med $\sigma_y = 246$ MPa och $E = 70\ 000$ MPa

den b_0 plus $1/6$ av anslutande liv med höjden s , se bilaga 2.

Beräkning baserad på effektivt tvärsnitt enligt Godkännanderegler nr 3 och beräkning baserad på viktat medelvärde för kritisk spänning i fläns och liv enligt ASCE-aluminiumnormförslag 1969 ger resultat som för de flesta tvärsnittsutförningar nära överensstämmer med varandra, se fig 3. Vid mycket hög och smal profilform, $h/b_0 > 2$, ger beräkning baserad på effektivt tvärsnitt något högre brottmoment M_{th} än beräkning baserad på viktat medelvärde. Vid mycket tjocka plåtar ($b_0/t < 25$ ä 30) är förhållandet det motsatta. Vid sådana tjocka plåtar överstiger enligt medelvärdemetoden beräknad spänning flytspänningen $\sigma_y = \sigma_{0,2}$.

Jämförelsen i fig 3 visar att även om en beräkningsmodell baserad på medverkande bredd kan anses otillfredsställande för ett material utan definierad sträckgräns så kan en sådan modell ge rimliga resultat för sådant material. För övrigt är en sådan modell inte heller så självklar för material med utpräglad sträckgräns eftersom brottet i tryckt plåt ofta inte uppkommer när längsspänningarna i kanterna uppnår sträckgränsen utan uppkommer när plåten veckas i fältet, jämför *Nylander, 1974*.

Jämförelse med försök

Aluminium

Belastningsförsök på trapetsprofilerad aluminiumplåt har utförts av *Jombocik & Clark, 1968* samt *Larsson, 1974*.

Försökens omfattning i stort beskrivs nedan. För detaljstudium av försöken hänvisas till originalrapporter.

Alla 42 provplåtarna enligt *Jombocik & Clark, 1968* var uttagna ur samma 1,0 mm aluminiumplåt Alcad 3004 - H16. $\sigma_{t 0,2} = 210$ MPa vid tryck och $\sigma_d 0,2 = 221$ MPa vid dragning. $E = 71000$ MPa. Provstyckena

bestod av en profilvåg. Spännvidd 0,3 - 1,5 m. Profilerna var symmetriska med $b_u = b_o$ varierande mellan 12 och 60 mm. Livhöjden s varierade mellan 20 och 120 mm.

Försöken enligt *Larsson, 1974* utfördes på hela plåtbredder bestående av ungefär 10 vågor. Materialet bestod i huvuddelen av proven av Gränges Aluminium-kvalitet SM 55 78 - 98 och SM 55 78 - 18 några prov av SM 65 26 - 18 och 65 08 - 18. $\sigma_{0,2}$ varierades mellan 200 och 300 MPa och $E \approx 70\ 000$ MPa. Materialets proportionalitetsgräns ligger på ungefär 60% av 0,2-gränsen. Plåttjockleken varierade mellan 0,5 och 1,0 mm, tryckta flänsens bredd mellan 20 och 100 mm, profilhöjden också mellan 20 och 100 mm. De flesta försöksplåtarna hade symmetrisk profilform, för ungefär 40 av de totalt 310 försöken var över- och underfläns olika breda, $0,5 < b_o/b_u < 2$. Försöken omfattar ungefär 110 tre-stödsförsök och resten två-stödsförsök. Lasten bestod i de flesta fall av två linjelaster i varje fält. Upplagslängden över mittstöd varierades mellan 45 och 100 mm.

Brottmomenten M_{exp} vid försöken har jämförts med beräknat brottmoment M_{th} enligt modellen i Godkännanderegler nr 3, tunnplåtskonstruktioner jämför fig 2. Olika uttryck för effektiv bredd och gränsspänning σ_y har därvid provats. Här redovisas tre alternativ.

Alt. A Effektiv bredd för tryckt fläns enligt AIS 196 :

$$b_e = 1,9 \sqrt{E/\sigma_y} \cdot t (1 - 0,418 t/b_o \sqrt{E/\sigma_y})$$

Effektiv bredd för liv:

$$s_{e1} = 0,76t \sqrt{E/\sigma_y}$$

$$s_{e2} = 1,447 s_{e1}$$

$\sigma_y = \sigma_{t\ 0,2} = 0,2$ -gränsen vid tryckprov

$\sigma_{t\ 0,2}$ har för försöken enligt *Larsson, 1974* antagits vara lika med 0,85 ggr 0,2-gränsen erhållet ur dragprov.

För försöken enligt *Jomboc & Clark, 1968* är $\sigma_{t\ 0,2}$ för tryckprov lika med 0,95 $\sigma_{d\ 0,2}$ för dragprov.

Inverkan av hörnradier försummas dvs b_e och s_{e1} räknas från skärningspunkten mellan livets och tryckta flänsens medellinjer.

Alt. B Effektiv bredd för tryckt fläns:

$$b_e = 1,52t\sqrt{E/\sigma_y}$$

Effektiv bredd för liv:

Lika alt. A bortsett från annat värde på σ_y

$$\sigma_y = \sigma_d 0,2 = 0,2\text{-gränsen erhållet ur dragprov.}$$

Inverkan av hörnradier försummas.

Alt. C Effektiv bredd för tryckt fläns:

$$b_e = 1,45t\sqrt{E/\sigma_y} + 2i_r$$

Effektiv bredd för liv:

$$s_{e1} = b_e/2$$

$$s_{e2} = 1,447 \cdot s_{e1}$$

där $\sigma_y = \sigma_d 0,2 = 0,2\text{-gränsen erhållet ur dragprov}$

$$i_r = r(\tan \frac{v}{2} - \sin \frac{v}{2}), \text{ se fig 5}$$

v = den spetsiga vinkeln mellan livets och flänsarnas plan

r = bockningsradien

Likson vid alt. A och B räknas b_e från skärningspunkten mellan livets och tryckta flänsens medellinjer, se fig 5.

Jämförelser redovisas i fig 6 - 8. M_{br}/M_{th} är i fig 6a, 7a och 8a avsatt som funktion av tryckta flänsens slankhet bestämd av uttrycket $\lambda_f = b_0/t\sqrt{\sigma_y/E}$ och i fig 6b, 7b och 8b avsatt som funktion av livets slankhet enligt uttrycket $\lambda_\ell = s/t\sqrt{\sigma_y/E}$. Jämförelsen för 3-stödsplåtar redovisas endast för alt. B.

För alt. A är samtliga försök för 2-stödsplåtar redovisade. Av figurerna framgår att alt. A ger resultat på säkra sidan framförallt för plåt med litet λ_f och λ_ℓ .

För $\lambda_f < 1,5$ och $\lambda_\ell < 1,85$ är hela tvärsnittet verksamt. Vid så små slankheter överstiger spänningen beräknad på bruttotvärsnittet ofta 0,2-spänningen. För alt. B och C är endast resultat för plåtar med $\lambda_f > 1,5$ eller $\lambda_\ell > 1,85$ redovisade i diagrammen.

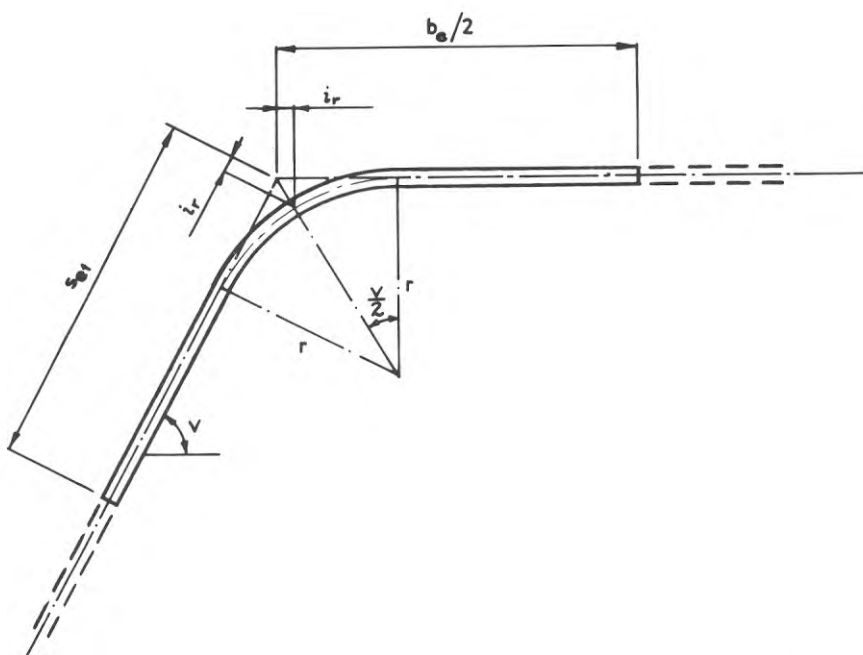


Fig 5 Beaktande av bockningsradie enligt beräkning alt. C

Medelvärde \bar{x} och standardavvikelsen s för $M_{\text{exp}}/M_{\text{th}}$ för profilerade plåtar med $\lambda_f > 1,5$ och $\lambda_\ell > 1,85$ anges i tabell 1. Vid plåtar med sådana relativt slanka tvärsnittsdelar ger beräkning enligt samtliga alternativ god anpassning till försöksresultaten vid plåtar upplagda på två stöd.

Tabell 1 Medelvärde \bar{x} och standardavvikelse s för $M_{\text{exp}}/M_{\text{th}}$ för försök på trapetsprofilerad plåt av aluminium $\lambda_f > 1,5$ och $\lambda_\ell < 1,85$

Referens		Alt. A	Alt. B	Alt. C
Jombock & Clark 1968	\bar{x}	1,03	1,05	0,99
26 försök	s	0,04	0,04	0,03
Larsson 1974. Plåt upplagd på <u>2 stöd</u> . 163 försök	\bar{x}	1,02	0,97	0,98
	s	0,06	0,06	0,06
Larsson 1974. Plåt upplagd på <u>3 stöd</u> . 106 försök	\bar{x}	-	1,06	-
	s	-	0,10	-

Vid plåtar på tre stöd erhålls resultat på säkra sidan och spridningen blir ganska stor om M_{exp} förutsätts vara lika med momentet för mittstödet beräknat under förutsättning att plåten har konstant styvhet längs hela sin längd ($M_{\text{exp}} = q_{\text{exp}} \ell^2/8$ vid jämnt fördelad last). Genom styvhetsreduktion framförallt över mittstödet minskar stödmomentet vilket alltså inte beaktats i jämförelsen i fig 8. Bärförmågan påverkas även av upplagskraften som för en del av försöken är ungefär halva intryckningslasten för liven beräknad enligt Godkännanderegler nr 3, tunnplåtskonstruktioner, se fig 9a. Ett rationellt beaktande av båda dessa förhållanden torde kunna ge bättre anpassning till försöksresultaten.

Om exempelvis stödmomentet reduceras till $M_{\text{exp.stöd}} = (0,75+0,25 I_{\text{stöd}}/I_{\text{fält}}) \cdot q_{\text{exp}} \ell^2/8$ hamnar försöksresultaten enligt fig 9b. $I_{\text{stöd}}$ och $I_{\text{fält}}$ är tröghetsmomentet över stöd och fält bestämt för effektivt tvärsnitt.

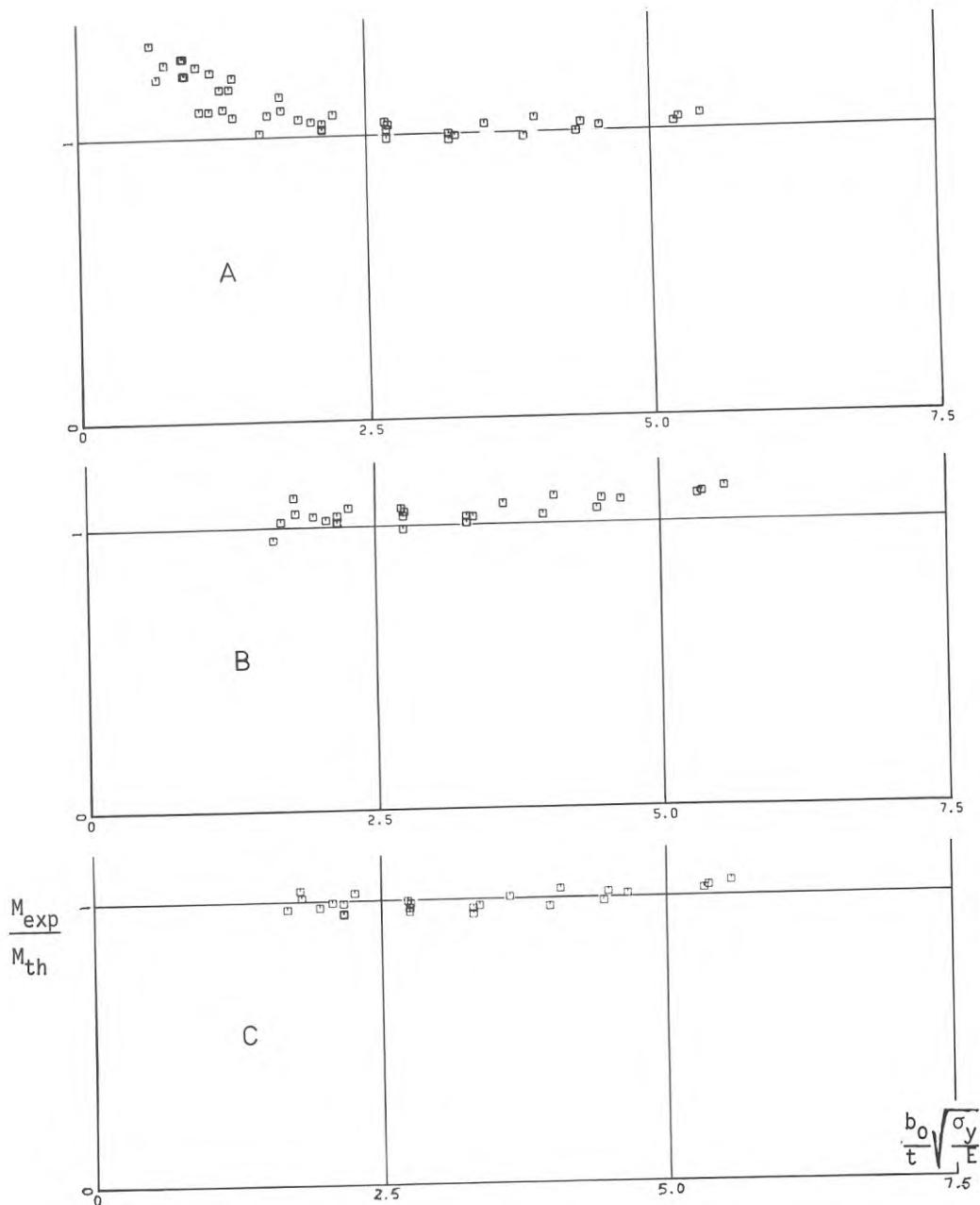


Fig 6a Kvoten M_{exp}/M_{th} som funktion av tryckta flänsens slankhet bestämd av uttrycket $b_0/t\sqrt{\sigma_y/E}$. Försök enligt *Jombock & Clark, 1968* på trapets-profilerad aluminiumplåt.

A b_e enl AISI, 1969, $s_{e1} = 0,76t\sqrt{E/\sigma_y}$, $\sigma_y = 0,95 \sigma_d$ 0,2 för dragprov

B $b_e = 1,52t\sqrt{E/\sigma_y}$, $s_{e1} = 0,76t\sqrt{E/\sigma_y}$, $\sigma_y = \sigma_d$ 0,2 för dragprov

C $b_e = 1,45t\sqrt{E/\sigma_y} + 2i_r$, $s_{e1} = b_e/2$, $\sigma_y = \sigma_d$ 0,2 för dragprov

Vid alt. A är samtliga försök avprickade, vid alt. B och C endast försök för vilka $b_0/t\sqrt{E/\sigma_y} > 1,52$.

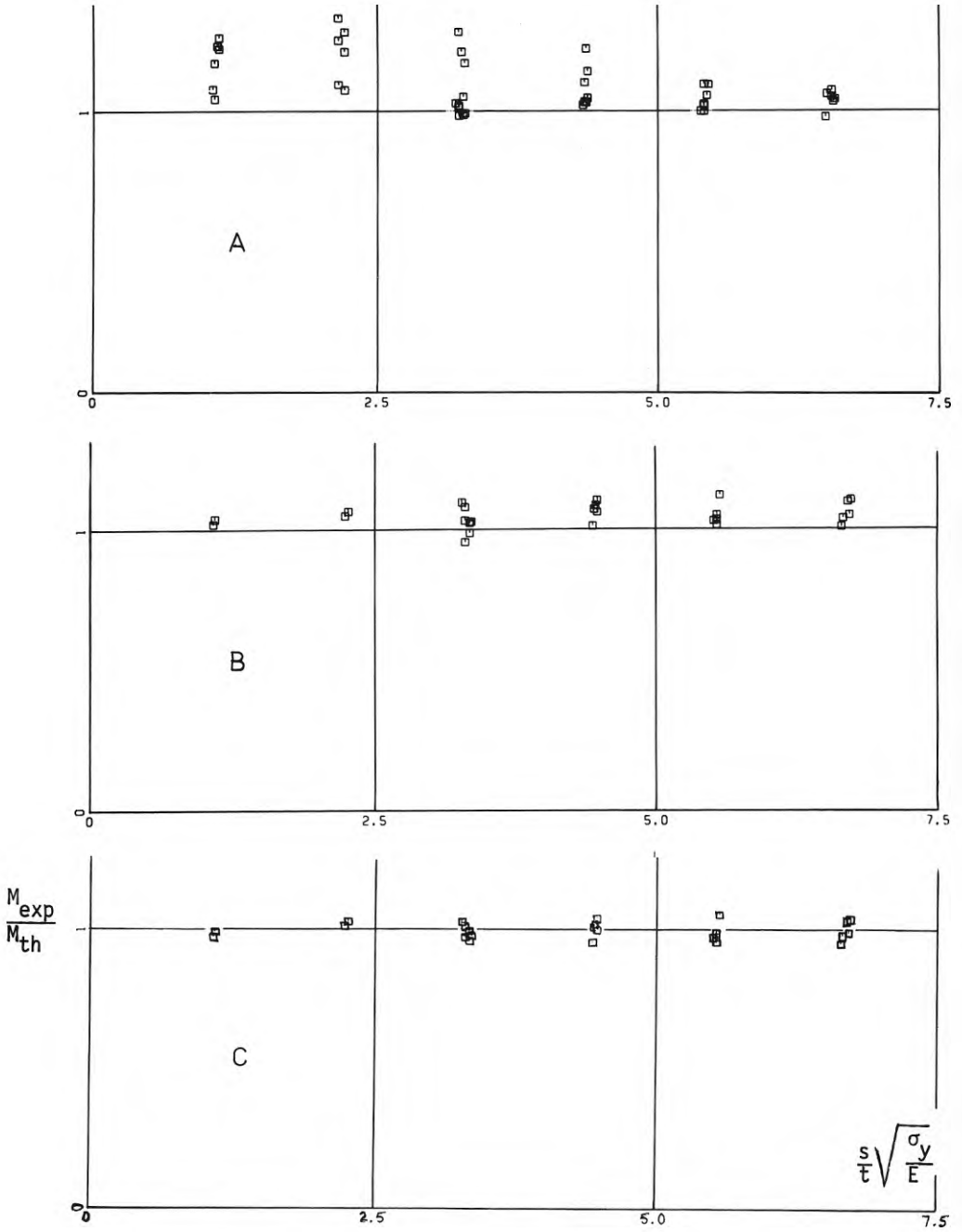


Fig 6b Kvoten M_{exp}/M_{th} som funktion av livets slankhet bestämd av uttrycket $s/t\sqrt{\sigma_y/E}$. Samma försök som i fig 6a

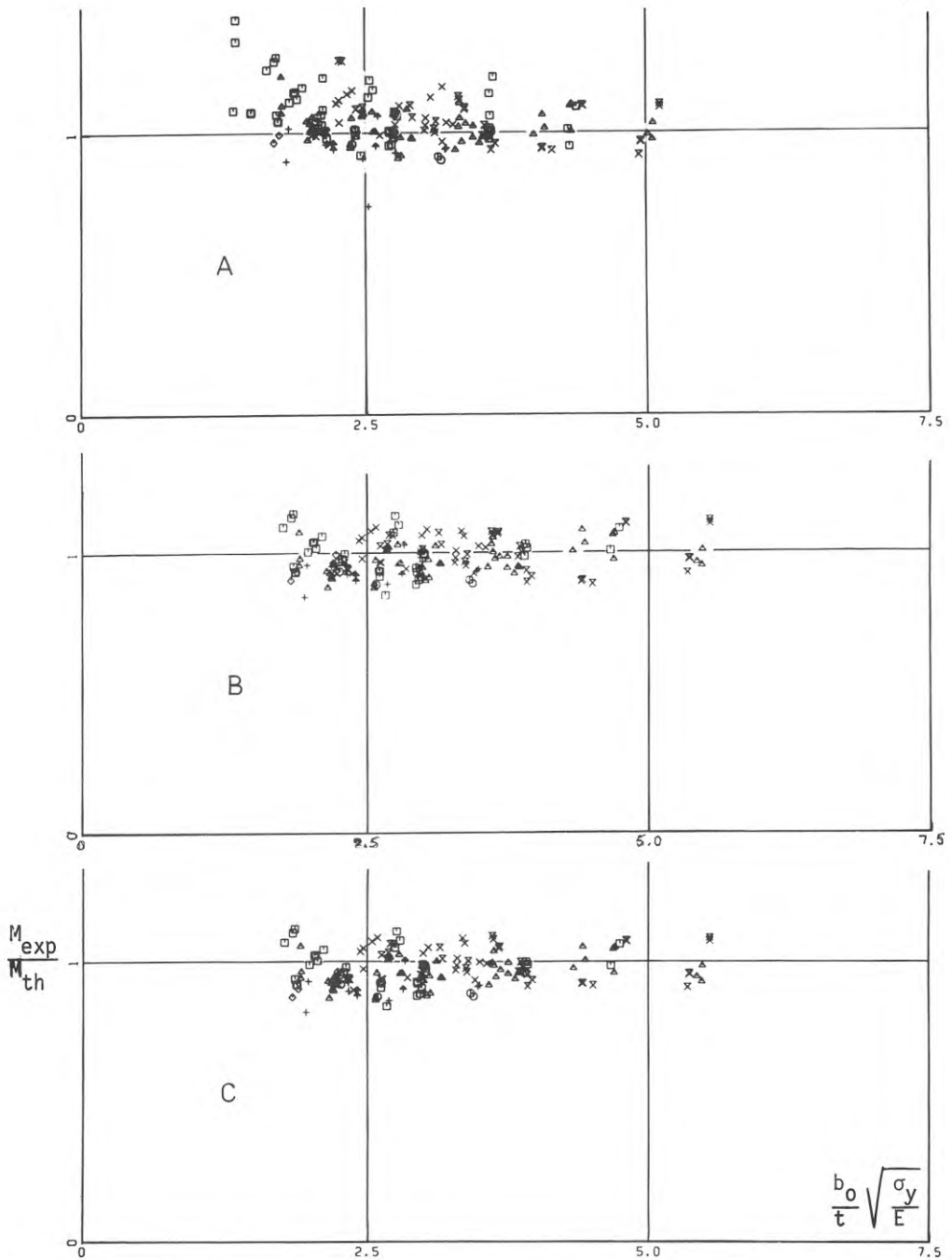


Fig 7a Kvoten M_{exp}/M_{th} som funktion av tryckta flänsens slankhet bestämd av uttrycket $b_0/t\sqrt{\sigma_y/E}$. Försök enligt Larsson, 1974 (på trapets-profilerade aluminiumplåtar upplagda på 2 stöd)

A b_e enligt AISI, 1969, $s_{e1} = 0,76t\sqrt{E/\sigma_y}$. $\sigma_y = 0,85\sigma_d$ 0,2 för dragprov

B $b_e = 1,52t\sqrt{E/\sigma_y}$, $s_{e1} = 0,76t\sqrt{E/\sigma_y}$. $\sigma_y = \sigma_d$ 0,2 för dragprov

C $b_e = 1,45t\sqrt{E/\sigma_y} + 2i_r$, $s_{e1} = b_e/2$ $\sigma_y = \sigma_d$ 0,2 för dragprov

Vid alt. A är samtliga försök avprickade, vid alt. B och C försök för vilka $s/t \sqrt{E/\sigma_y} > 1,85$

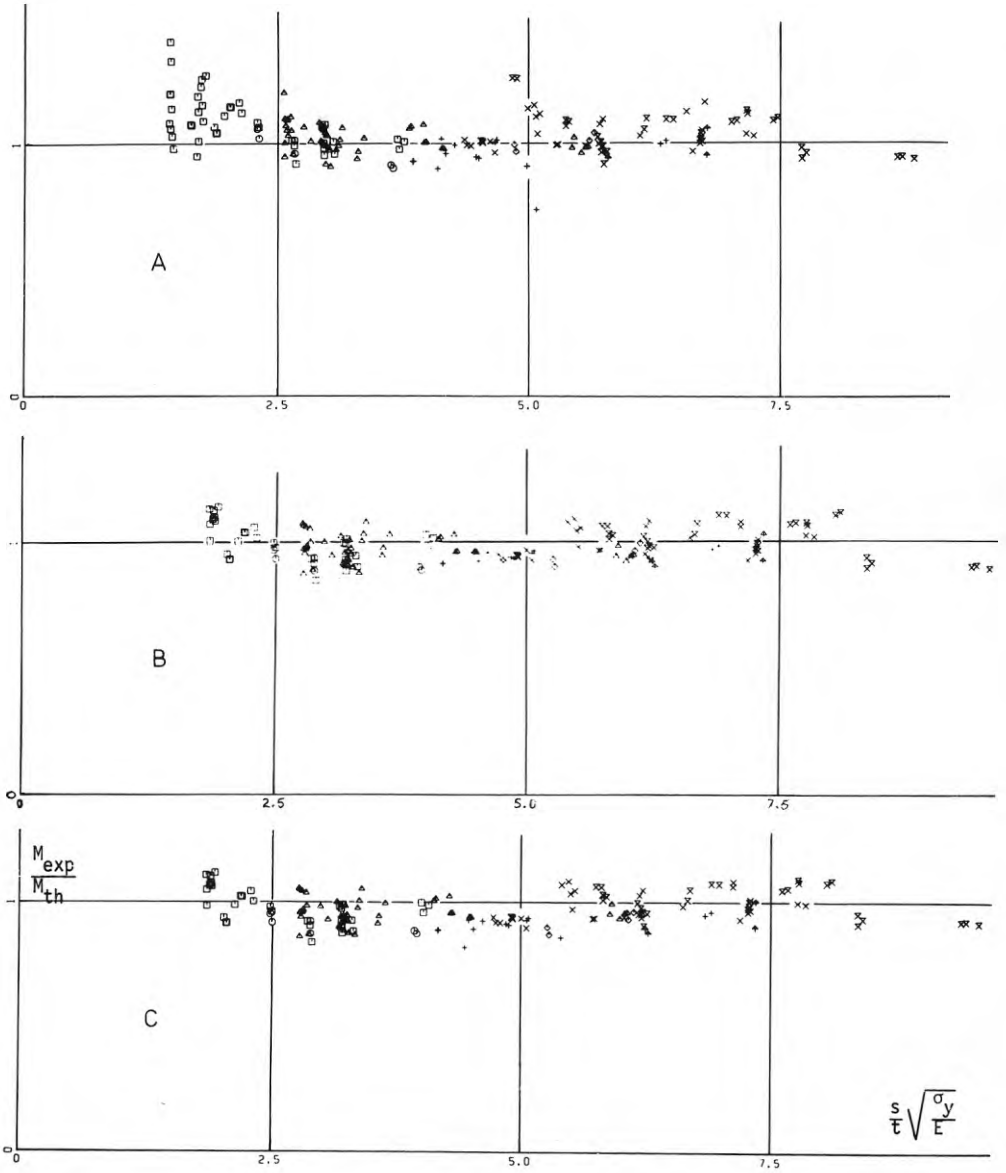


Fig 7b Kvoten M_{exp}/M_{th} som funktion av livets slankhet bestämd av uttrycket $s/t\sqrt{\sigma_y/E}$. Samma försök som i fig a

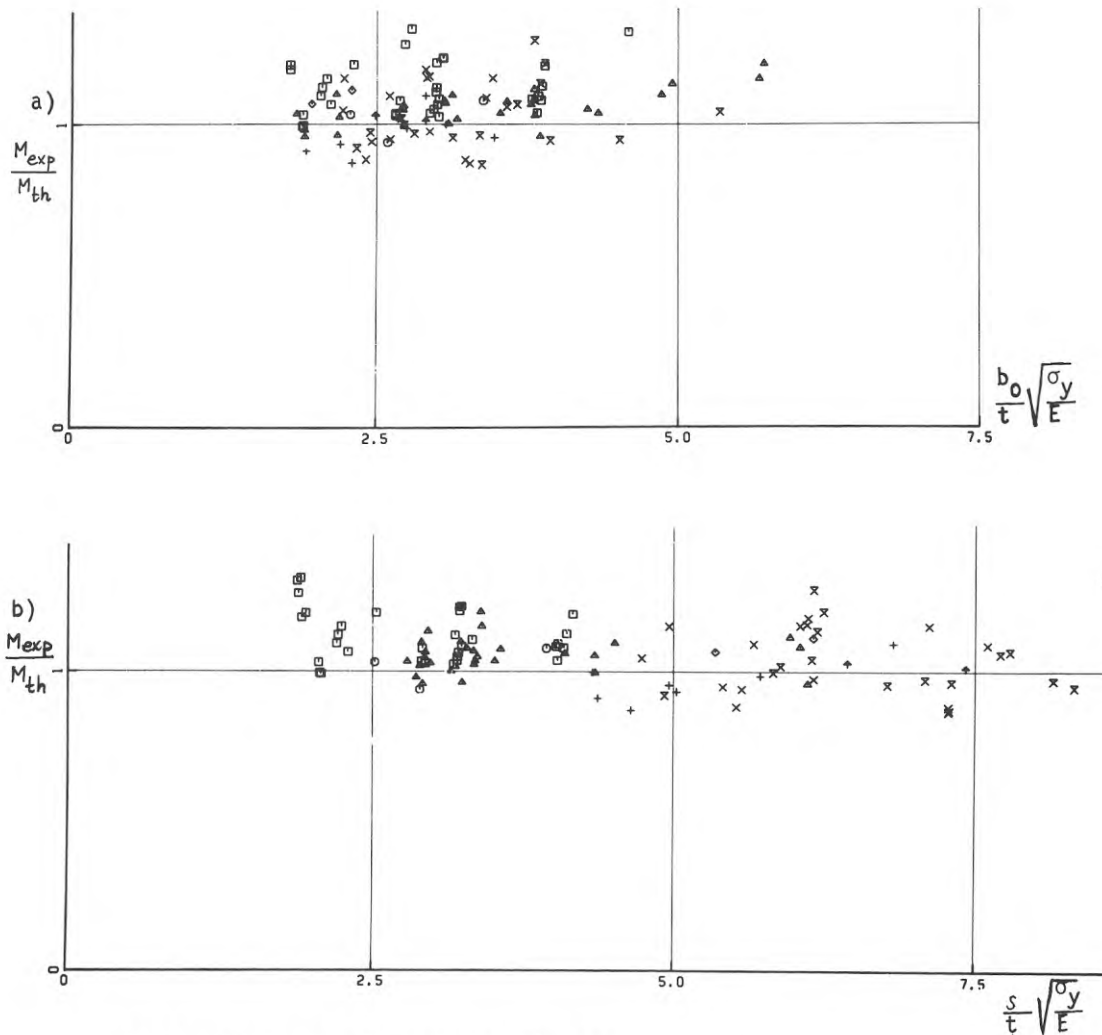


Fig 8 Kvoten M_{exp}/M_{th} som funktion av

a) tryckta flänsens slankhet bestämd av uttrycket $b_0/t\sqrt{\sigma_y/E}$ och

b) livets slankhet bestämd av $s/t\sqrt{\sigma_y/E}$.

Försök enligt *Larsson, 1974* på trapetsprofilerade aluminiumplåtar upplagda på 3 stöd. Medverkande bredd för tryckt fläns och liv enligt alt. B, se fig 7a.

M_{exp} är stödmoment beräknat under förutsättning att styvheten är lika över stöd och i fält dvs $M_{exp} = q_{exp}l^2/8$ där q_{exp} är fördelad last vid brott

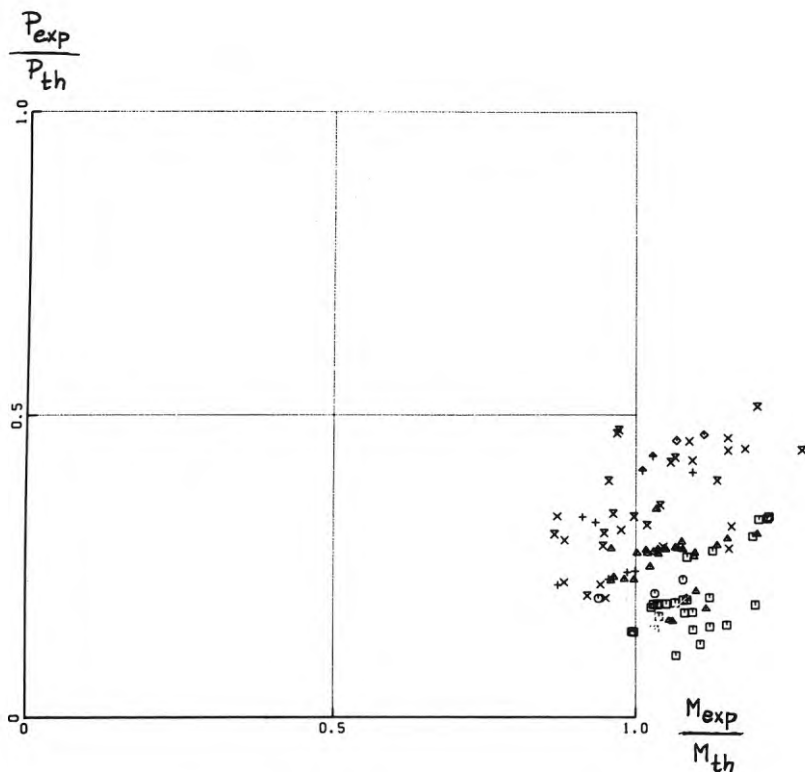


Fig 9a Försöksresultat enligt Larsson, 1974 på trapetsprofilerade aluminiumplåt upplagda på 3 stöd avsatta i interaktionsdiagram med M_{exp}/M_{th} som ordinata och P_{exp}/P_{th} som abscissa. M_{exp} och P_{exp} bestämda utan hänsyn till styvhetsvariation längs plåtarna, dvs

$$M_{exp} = 0,125 q_{exp} l^2 ; P_{exp} = 1,25 q_{exp} l^2$$

M_{th} = beräknat brottmoment enligt alt. B

P_{th} = intryckningslast enligt Godkännanderegler nr 3 tunnplåtskonstruktioner

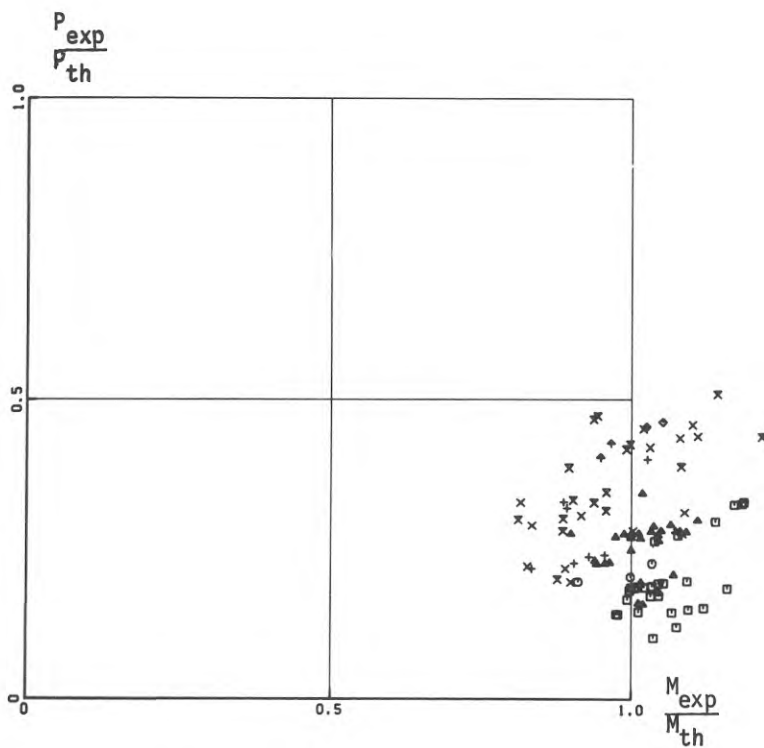


Fig 9b Samma försök och representation som i fig 9a. Styvhetsvariation längs plåtarna har beaktats genom beräkning av M_{exp} enligt den empiriska formeln

$$M_{exp} = (0,75 + 0,25 I_{stöd}/I_{fält}) \cdot q_{exp} l^2 / 8$$

där $I_{stöd}$ och $I_{fält}$ är tröghetsmomentet för effektivt tvärsnitt över stöd och i fält

Kallvalsat kolstål

Jämförelse mellan M_{exp} och M_{th} redovisas endast för försök refererade i *Thomasson, 1973*, fig 10a och b.

Sättet att beakta bockningsradier kan ha relativt stor inverkan på beräknad bärförmåga. Enligt Godkännanderegler nr 3, tunnplåtskonstruktioner räknas effektiv bredd för tryckt fläns från övergången mellan plan fläns och krökt hörn medan effektiv bredd för liv räknas från skärningspunkten mellan livets och flänsens medellinjer. Enligt *Thomasson, 1973* erhålls för denna modell för $M_{\text{exp}}/M_{\text{th}}$ medelvärdet 0,99 och standardavvikelsen 0,064.

För att belysa inverkan av bockningsradien har alternativa sätt att räkna prövats. Tre alternativ redovisas.

Alt. A_S Effektiv bredd för såväl fläns som liv räknas från skärningspunkten mellan de plana profildelarnas medellinjer b_e , s_{e1} och s_{e2} enligt Godkännanderegler nr 3, tunnplåtskonstruktioner, jämför bilaga 1.

Alt. B_S Effektiv bredd räknas på samma sätt som i alt. A_S .

$$b_e = 1,71 \sqrt{E/\sigma_{su}} t$$

$$s_{e1} = b_e/2$$

$$s_{e2} = 1,447 s_{e1}$$

Alt. C_S Effektiv bredd räknas på samma sätt som i alt. A_S .

$$b_e = 1,67 \sqrt{E/\sigma_{su}} t + 2i_r$$

$$s_{e1} = b_e/2$$

$$s_{e2} = 1,447 s_{e1}$$

Alt. A_S svarar mot alt. A för aluminiumplåt bortsett från insatt värde på spänningen i uttrycken för effektiv bredd. Alt. B_S och C_S svarar mot alt. B och C för aluminiumplåt. Koefficienterna framför rotuttrycket i b_e är dock ungefär 12% större i alt. B_S

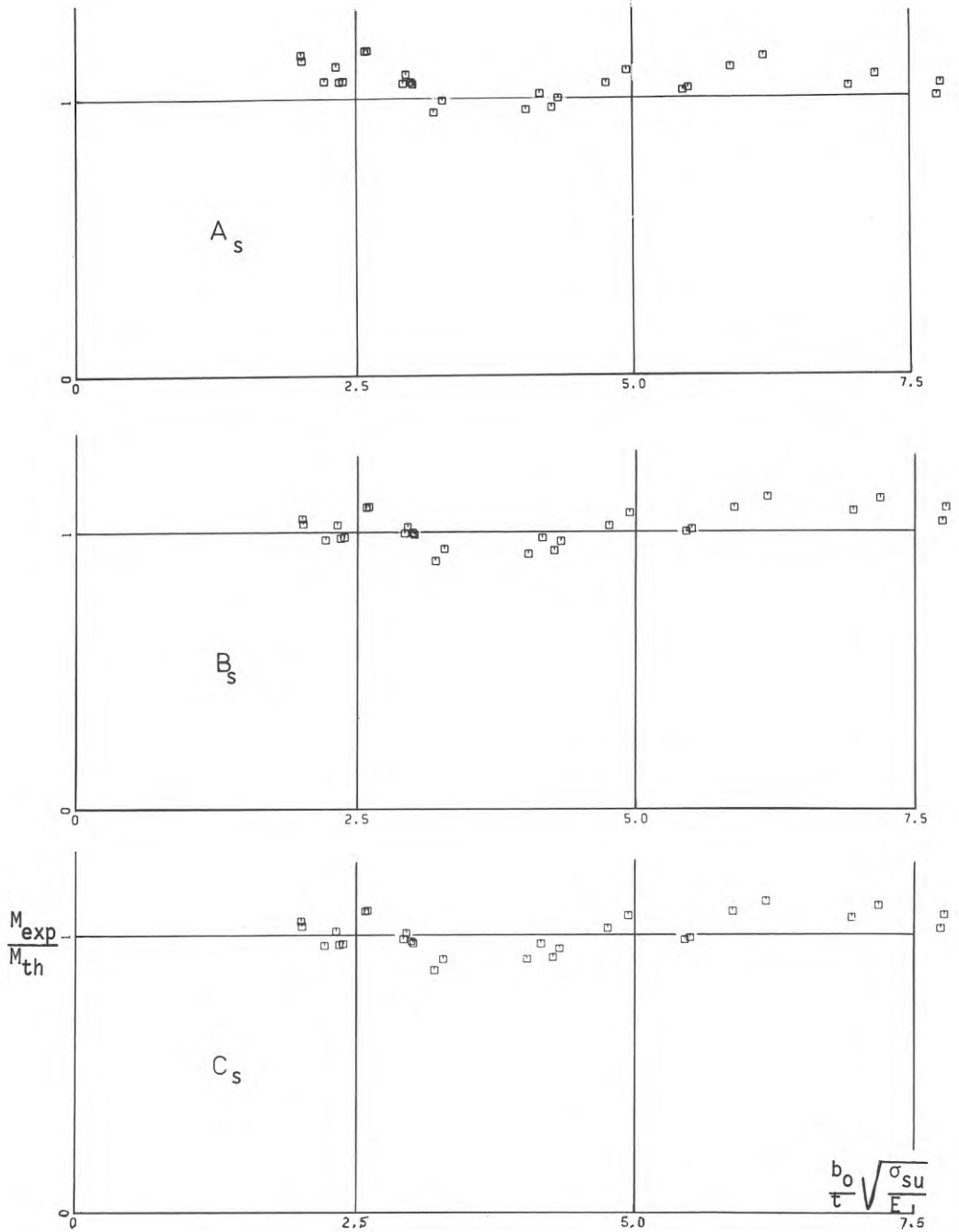


Fig 10a Kvoten M_{exp}/M_{th} som funktion av tryckta flänsens stabilitet bestämd av $b_0/t\sqrt{\sigma_{su}/E}$. Försök enligt Thomasson, 1973, på trapetsprofilerad stålplåt.

$$A_s: b_e \text{ enl AISI, 1969, } s_{e1} = 0,76t\sqrt{E/\sigma_{su}}$$

$$B_s: b_e = 1,71t\sqrt{E/\sigma_{su}}, \quad s_{e1} = b_e/2$$

$$C_s: b_e = 1,67t\sqrt{E/\sigma_{su}} + 2i_r, \quad s_{e1} = b_e/2$$

$$i_r = r(\tan v/2 - \sin v/2)$$

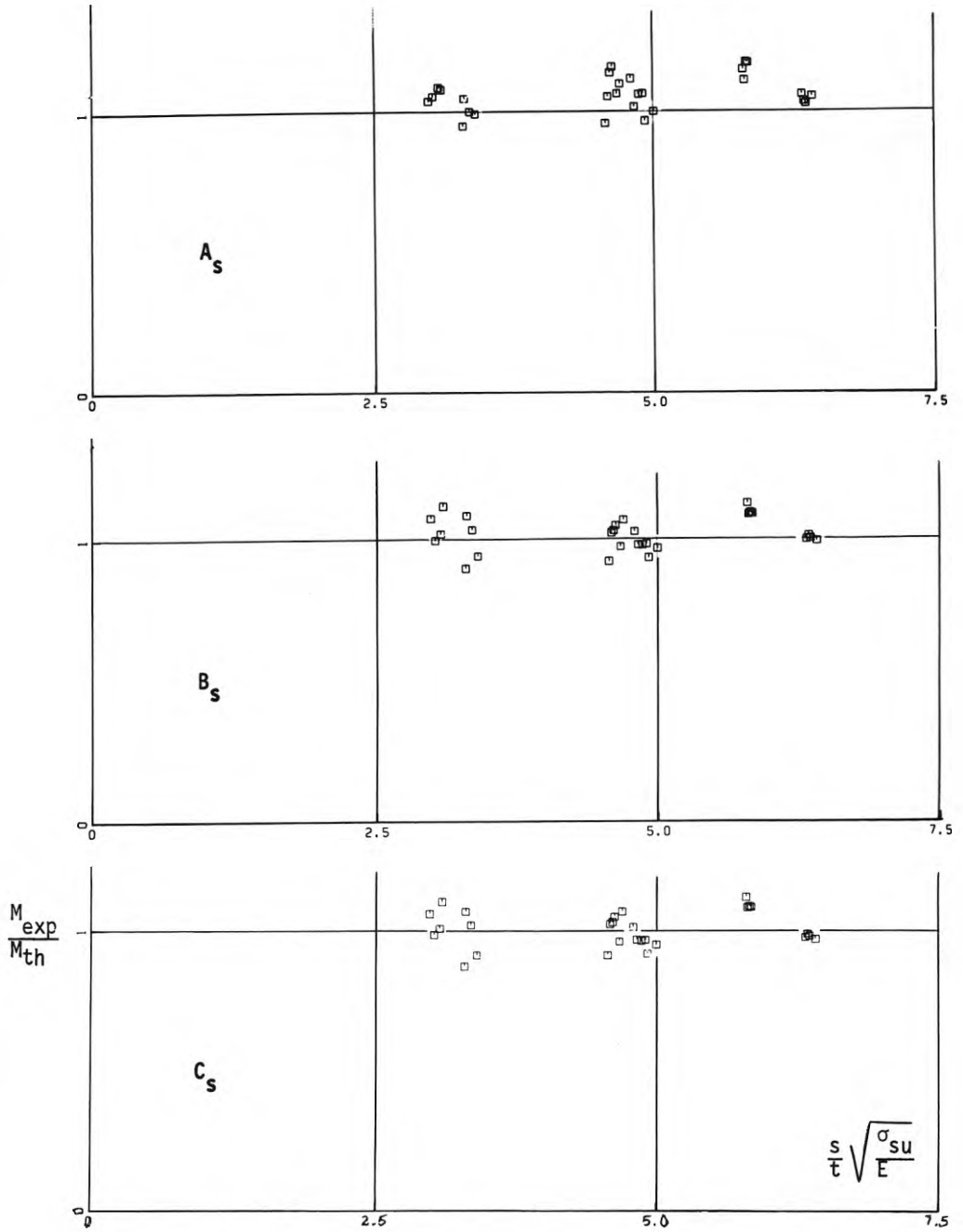
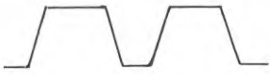

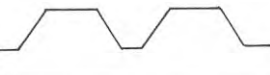
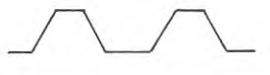

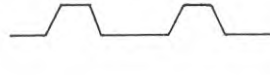


Fig 10b Kvoten M_{exp}/M_{th} som funktion av livets slankhet bestämd av uttrycket $s/t\sqrt{\sigma_{SU}/E}$. Samma försök som i fig 10a

och C_s än i alt. B och C. M_{exp}/M_{th} samt medelvärde \bar{x} och standardavvikelse s framgår av tabell 2. Alt. B_s ger bästa anpassningen till dessa försök.

Tabell 2 M_{exp}/M_{th} för försök enligt *Thomasson, 1973*, på trapets-profilerad plåt av kallvalsat kolstål

Prov nr	Profiltyp	$\frac{b_0}{t}$	$\frac{s}{t}$	A_s	B_s	C_s
1		141	162	1,04	1,01	0,99
2		140	163	1,03	1,00	0,98
3		106	123	1,02	0,98	0,97
4		103	116	0,96	0,92	0,91
5		98	113	0,97	0,93	0,92
6		99	115	1,00	0,97	0,95
7		76	163	1,05	0,99	0,97
8		76	160	1,06	1,00	0,98
9		59	122	1,12	1,03	1,01
10		56	119	1,06	0,97	0,96
11		54	112	1,06	0,98	0,97
12		55	113	1,06	0,98	0,97
13		153	144	1,15	1,13	1,12
14		146	144	1,11	1,09	1,09
15		113	107	1,10	1,07	1,07
16		109	105	1,05	1,02	1,03
17		64	145	1,17	1,09	1,09
18		65	145	1,17	1,09	1,09
19		46	105	1,14	1,03	1,03
20		46	106	1,16	1,05	1,05
21		192	83	1,00	1,03	1,02
22		193	82	1,05	1,08	1,07
23		165	71	1,08	1,12	1,10
24		159	68	1,04	1,07	1,06
25		80	83	0,99	0,94	0,91
26		78	80	0,95	0,90	0,87
27		67	69	1,06	1,00	0,99
28		68	70	1,09	1,02	1,01
Medelvärde \bar{x}				1,06	1,02	1,01
Standardavvikelse s				0,062	0,056	0,065

Förslag till beräkningsmetod för kallvalsat kolstål och aluminium

Som nämnts inledningsvis är det önskvärt att ha samma beräkningsformler för såväl stål som aluminium. Jämförelserna visar att identiska regler bara med skillnad i elasticitetsmodul och sträckgräns under vissa förutsättningar ger tillfredsställande resultat.

Modellen i *Godkännanderegler nr 3, tunnplåtskonstruktioner* kan ligga till grund för såväl stål som aluminium. Aluminium- och stålplåt kan skiljas antingen genom att för aluminium sätta in en 0,2-gräns vid tryck (mindre än den vid drag) i uttrycken för effektiv bredd eller genom användning av olika effektiv bredd för aluminium och stål.

0,2-gräns och σ_{su} vid tryck är svår att experimentellt bestämma för tunna plåtar. Enligt *ASCE-aluminiumnormförslag, 1968* varierar kvoten mellan 0,2-gränserna $\sigma_{t 0,2}$ för tryckprov och $\sigma_{d 0,2}$ för dragprov mellan 0,8 och 0,95. Försök utförda vid Flygtekniska försöksanstalten (*Bergqvist, 1972*) för den aluminiumlegering som de flesta försöken i *Larsson, 1974* är utförd av visar att $\sigma_{t 0,2}$ snarare är större än $\sigma_{d 0,2}$. Med hänsyn till svårigheter att bestämma $\sigma_{t 0,2}$ syns det vara enklare och kanske även riktigare att välja $\sigma_{d 0,2}$ som referensspänning men ha olika koefficienter i uttrycken för b_e och s_e .

Användning av en effektiv bredd för tryckt fläns av formen

$$b_e = \text{koeff.} \sqrt{E/\sigma_{su}} t$$

ger minst lika bra anpassning till försöksresultaten som effektiv bredd enligt AISI-normen.

Värdet på koefficienten föreslås 1,71 för stål och 1,42 för aluminium svarande mot gränsvärdet $\alpha_0 = 0,9$ resp $\alpha_0 = 0,75$ för hela tryckta flänsen medverkande ($\alpha = \sqrt{\sigma_{su}/\sigma_{e\ell}}$, jfr StBK-K2 fig 2:1).

Effektiv bredd föreslås räknas från skärningspunkten mellan de plana tvärsnittsdelarnas medellinjer dvs ingen hänsyn tas till bockningsradier ($i_r = 0$). Vissa svårigheter att vid tillverkningen erhålla

plana tvärsnittsdelar och pågående undersökningar vid Inst. för Byggnadsstatik, KTH (*Ingvarsson, 1975*) visar att egenspanningar uppkommer vid bockning, egenspanningar som skulle kunna ge lägre bärförmåga vid större bockningsradier och alltså motverka den positiva inverkan av avrundat hörn.

Insatt värde på elasticitetsmodulen ger

$$b_e = 780 t / \sqrt{\sigma_{su}} \quad \text{för stål}$$

$$b_e = 375 t / \sqrt{\sigma_d} \quad \text{för aluminium dock max } b_o$$

där spänningen insätts i sorten MPa. Formeln för stål är verifierad genom försök endast för $b_o / t \sqrt{\sigma_{su} / E} > 2$.

Effektiv bredd för liv väljs förslagsvis

$$s_{e1} = b_e / 2$$

$$s_{e2} = 1,45 s_{e1}.$$

Här föreslagen beräkningsmetod ger ungefär samma tillåten last för stålplåt som i Godkännanderegler nr 3 och ger för aluminiumplåt med slanka tvärsnittsdelar upp till 6% större tillåten last än i gällande typgodkännande T 955/71.

Formler för beräkning av böjmotstånd för effektivt tvärsnitt ges i bilaga 3.

Rostfritt stål

Beroende på relativt hög kostnad för rostfritt stål används det i tunnplåtskonstruktioner där materialets specifika egenskaper - korrosionsbeständighet, utseende etc. är av betydelse. Det finns en stor mängd typer av rostfria stål. De flesta (undantag ferritiskt rostfritt stål) har materialegenskaper som skiljer sig avsevärt från kolstålets. De rostfria stålen skiljer sig också inom sig en hel del. Även inom samma typ av rostfritt stål kan egenskaperna variera beroende på olika hårdhet. Så t.ex. har glödgat rostfritt stål liten skillnad i sträckgräns i olika riktningar, låg grad av anisotropi. Vid ökad hårdhet till följd av kallvalsning ökar draghållfastheten med åtföljande minskning av ductiliteten. Med kallvalsningen följer en ökad anisotropi, sträckgränsen är störst vid tryck vinkelrätt mot valsriktningen och lägst vid tryck i valsriktningen och kan skilja uppemot 50%. Karakteristiskt för rostfritt stål är även den låga proportionalitetsgränsen, speciellt vid tryck.

Det austenitiska rostfria stålets känslighet för kallbearbetning resulterar i att de mekaniska egenskaperna förändras vid bockning, se fig 11.

Trots anisotropi och förändringar av de mekaniska egenskaperna i hörnen har försök (*Johnson & Winter 1966*) på rostfritt material med bl.a. de egenskaper som framgår av fig 11 gett medverkande bredd för tryckt plåt som hyggligt överensstämmer med enligt *AISI-norm* beräknad medverkande bredd. I beräkningsregler i "Design of Light Gage Cold-Formed Stainless Steel Structural Members, AISI, 1968" tillämpas för tryckt plåt samma medverkande bredd som i AISI-normen för kolstål men med något större säkerhetsstal. Vid buckling vid fri kant och knäckning tillämpas däremot kurvor för rostfritt stål som ligger under de för kolstål.

De mycket varierande mekaniska egenskaperna bland olika typer och tillstånd av rostfritt stål gör det svårt att inordna dem i en tunnplåtsnorm gemensam för aluminium och stål.

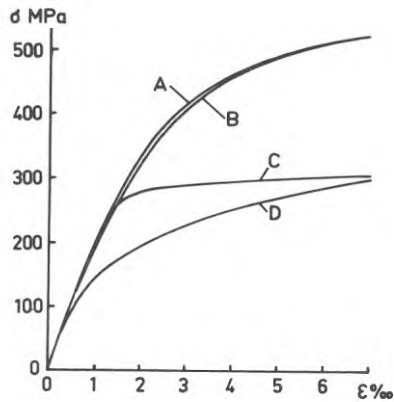


Fig 11 Effekt av kallformning på spännings-töjningsdiagram för rostfritt material i bockat hörn.
(Johnson & Winter, 1966)

- | | | |
|---|-------------|-------|
| A | bockat hörn | drag |
| B | bockat hörn | tryck |
| C | plan plåt | drag |
| D | plan plåt | tryck |

SAMMANFATTNING

Rapporten innehåller jämförelser mellan försök och några olika beräkningsmodeller för transversalbelastad trapetsprofilerad tunnplåt av kallvalsat kolstål och aluminium. Av jämförelserna framgår att en modell där buckling av fläns och liv beaktas genom att räkna med effektiv bredd för såväl tryckt fläns som liv ger god överensstämmelse med försök för såväl stålplåt som aluminiumplåt.

Rostfritt austenitiskt stål uppvisar ofta hög grad av anisotropi varför det sannolikt behövs beräkningsregler för vissa bucklings- och knäckningsfall som avviker från motsvarande regler för kallvalsat kolstål och aluminium.

REFERENSER

- AISI norm 1968, Specification for the design of cold-formed steel structural members. AISI, New York, 1968
- AISI, 1968, Design of Light gage cold-formed stainless steel structural members. AISI, New York, 1968
- ASCE aluminiumnormförslag 1969. Guide for the design of aluminium formed - sheet building sheathing. ASCE Journal St 8 Aug 1969
- Bergqvist, B, Bestämning av spännings-töjningskurvor för jämförande drag- och tryckprovning med plåt av material SIS 4054, SM 5578-98. Flygtekniska försöksanstalten Rapport FFA HU-1492
- Ingvarsson, L, 1975, Cold-Forming Residual Stresses. Effect on Buckling, Proceedings of the Third International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Mo., USA, November, 1975
- Johnson, A.L.& Winter, G, 1966, Behaviour of stainless steel columns and beams. ASCE Journal St 5 Oct 1966
- Jombock, J.R.& Clark, J.W, 1968, Bending strength of aluminium formed sheet members. ASCE Journal St 2, Febr 1968
- Larsson, H, 1972, Trapetsprofilerad stålplåt vid böjning. Inst. för Konstruktionsteknik, Stål- och träbyggnad CTH Göteborg 1972
- Larsson, G, 1974, Provningsresultat från belastningar av profilerad aluminiumplåt. Provningar utförda på uppdrag av Gränges Aluminium AB, Västerås. Ej publicerad rapport, Västerås 1974
- Nyländer, H, 1973, Knäckning och buckling av svetsade lådpelare. Nordiske Forskningsdager for Stålkonstruksjoner, Oslo 1973
- Statens Planverk, Godkännanderegler nr 3 Tunnpåtskonstruktioner. Regler för dimensionering, utförande och kontroll av tunnpåtskonstruktioner, Stockholm 1974
- Thomasson, P-0, 1973, Livbucklingens inverkan på bärformågan hos trapetsprofilerad stålplåt. Nordiske Forskningsdager for Stålkonstruksjoner, Oslo 1973

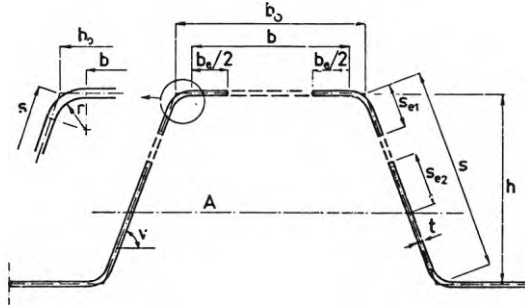
Statens Planverks Typgodkännandebevis T 955/71 för Trapets-
profilerad aluminiumplåt typ TRP, 1973

StBK-K2. Kommentarer till Stålbyggnadsnorm 70, Knäckning,
vippning och buckling. Statens Stålbyggnadskommitté,
Stockholm 1973

AISI = American Iron and Steel Institute

ASCE = American Society of Civil Engineers

Beräkning av böjd trapetsprofilerad stålplåt enligt
Godkännanderegler nr 3, Tunnsplåtskonstruktioner



Beräkningsformler anges för det fall att spänningen i tryckt fläns är dimensionerande.

Effektiv bredd för tryckt fläns

$$b_{e1} = \frac{863t}{\sqrt{\sigma_{su}}} \left[1 - \frac{188}{(b/t)\sqrt{\sigma_{su}}} \right] \quad (\sigma_{su} \text{ i MPa}) \quad (1a)$$

$$\text{dock max } b \quad (1c)$$

Effektiv bredd för liv

$$s_{e1} = \frac{345t}{\sqrt{\sigma_{su}}} \quad (1d)$$

$$s_{e2} = \frac{500t}{\sqrt{\sigma_{su}}} \quad (1e)$$

Beräkning sker därefter enligt bilaga 3 där i ekv (3f) - (3k) b_0 och b_e kan sättas enligt ekv (1l) och (1m) nedan om de krökta delarna i hörnen antas ersatt av förlängning av liv och flänsar till deras skärningspunkter.

$$b_o = b + 2r \tan(v/2) \quad (1l)$$

$$b_e = b_{e1} + 2r \tan(v/2) \quad (1m)$$

där

r = inre krökningsradie enligt fig ovan

v = livens lutning enligt fig ovan

b_{e1} = effektiv bredd enligt ekv (1a) eller (1c)

BILAGA 2

Beräkning av böjd trapetsprofilerad aluminiumplåt enligt ASCE aluminiumnormförslag 1969

Kritisk spänning σ_k för bruttotvärsnittet bestäms enligt formeln

$$\sigma_k = \frac{\sigma_{k,f} + \frac{s}{3b} \sigma_{k,l}}{1 + \frac{s}{3b}}$$

där $\sigma_{k,f}$ är kritisk spänning för tryckt fläns och

$\sigma_{k,l}$ är kritisk spänning för liv bestämt enligt tabell nedan.

Tabellen är ett utdrag ur tabell i ASCE-aluminium normförslag 1969 med några avvikande beteckningar.

	Kritisk spänning för $b/t \leq S_1$ $s/t \leq S_1$	Slankhetsgräns S_1	Kritisk spänning för $S_1 < b/t < S_2$ $S_1 < s/t < S_2$	Slankhetsgräns S_2	Kritisk spänning för $b/t \geq S_2$ $s/t \geq S_2$
Tryckt fläns bredd b	F_{cy}	$\frac{B_p - F_{cy}}{1,6 D_p}$	$B_p - 1,6 D_p b/t$	$\frac{k_1 B_p}{1,6 D_p}$	$\frac{k_2 \sqrt{B_p E'}}{1,6 (b/t)}$
Liv i böjd profil bredd s	$1,3 F_{cy}$	$\frac{B_p - 1,3 F_{cy}}{0,67 D_b}$	$B_p - 0,67 D_b s/t$	$\frac{0,50 B_b}{0,67 D_b}$	$\frac{2,04 \sqrt{B_b E'}}{0,67 (s/t)}$

I tabellen är F_{cy} 0,2-gränsen vid tryck. B_p , D_p , k_1 , k_2 , B_b och D_b är koefficienter som beror av aluminiumlegering och 0,2-gräns.

Exempelvis är för ej artificiellt åldrad produkt

$$B_p = F_{cy} (1 + \sqrt[3]{F_{cy}/7,6})$$

$$D_p = B_p / 20 \sqrt{6 B_p / E'}$$

$$k_1 = 0,50, \quad k_2 = 2,04$$

$$B_b = 1,3 F_{cy} (1 + \sqrt[3]{F_{cy}/7})$$

$$D_b = B_b / 20 \sqrt{6 B_b / E'}$$

Exempel

$$F_{cy} = 35 \text{ ksi} \approx 246 \text{ MPa}$$

$$E = 10100 \text{ ksi} \approx 70000 \text{ MPa}$$

$$B_p = 50, D_p = 0,430, B_b = 66,8, D_b = 0,665 \quad (\text{ksi})$$

$$\text{Fläns: } S_1 = 21,8, S_2 = 36,3$$

$$\sigma_{k,f} = 50 - 0,688 b/t \quad \text{för } 21,8 < b/t < 36,3$$

$$\sigma_{k,f} = 25,9 F_{cy}/(b/t) \quad \text{för } 36,3 \leq b/t$$

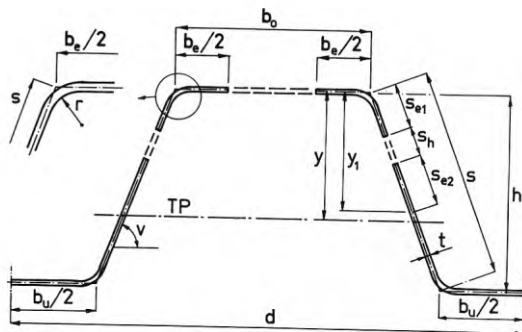
$$\text{Liv: } S_1 = 47,8, S_2 = 75,0$$

$$\sigma_{k,l} = 66,8 - 0,445 s/t \quad \text{för } 47,8 < s/t < 75,0$$

$$\sigma_{k,l} = 71,5 F_{cy}/(s/t) \quad \text{för } 75 \leq s/t$$

Kurvor svarande mot $\sigma_{k,f}$ och $\sigma_{k,l}$ enligt ekv ovan är uppritade i fig 4.

Formler för beräkning av böjmotstånd för effektivt tvärsnitt för böjd trapetsprofilerad plåt av kallvalsat kolstål och aluminium.
Förslag



Beräkningsformler anges för fallet att spänning i tryckta flänsen är dimensionerande. De gäller under förutsättning att bockningsradierna i hörnen är små ($r < 10 t$).

Effektiv bredd för tryckt fläns

$$b_e = 780 t / \sqrt{\sigma_{su}} \quad \text{för kallvalsat kolstål} \quad (3a)$$

$$b_e = 375 t / \sqrt{\sigma_{0,2}} \quad \text{för aluminium } (\sigma_{su} \text{ och } \sigma_{0,2} \text{ i MPa}) \quad (3b)$$

$$\text{dock max } b_o \quad (3c)$$

Formel (3a) är verifierad genom försök endast för $b_o / t \sqrt{\sigma_{su}} / E > 2$.

Effektiv bredd för liv

$$s_{e1} = b_e / 2 \quad (3d)$$

$$s_{e2} = 1,5 s_{e1} \quad (3e)$$

Neutrallager vid medverkande liv

$$y_1 = (b_u + s) / (b_u + b_e + 2s) \cdot h \quad (3f)$$

Neutrallager för effektivt tvärsnitt

Om $s_h = y_1 s/h - s_{e1} - s_{e2} > 0$ är

$$y = \frac{b_u + s - 2s_h(s_h/2 + s_{e1})/s}{b_u + b_e + 2s - 2s_h} \quad (3g)$$

om $s_h < 0$ är hela livet medverkande och $y = y_1$. (3h)

Yttröghetsmoment för effektivt tvärsnitt

För $s_h > 0$ är

$$I_e = t \left\{ b_e y^2 + b_u (h-y)^2 + sh^2/6 + 2s(y-h/2)^2 - s_h^3 (h/s)^2/6 - 2s_h (y - (s_{e1} + s_h/2)h/s)^2 \right\} \quad (3i)$$

För $s_h \leq 0$ är

$$I_e = t(b_e y^2 + b_u (h-y)^2 + sh^2/6 + 2s(y-h/2)^2) \quad (3j)$$

Böjmotstånd för effektivt tvärsnitt

$$W_e = I_e/y \quad (3k)$$

R55: 1975

**Denna rapport avser anslag 740221-0 från Statens råd för
byggnadsforskning till Sigma Byggkonsult AB, Stockholm.**

**Distribution: Svensk Byggtjänst, Box 1403, 111 84 Stockholm
Grupp: konstruktion**

Pris: 14 kronor + moms