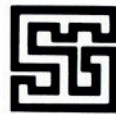


# Koud gevormde profielen

J.W.B. Stark



**Staalcentrum  
Nederland**



**Staalbouwkundig  
Genootschap**



Ir. J.W.B. Stark

KOUDGEVORMDE PROFIELEN

2e druk

## VOORWOORD

De toepassing van koudgeformde produkten van dunne staalplaat in de vorm van buizen, open profielen en vooral geprofileerde platen heeft de laatste tientallen jaren een belangrijke ontwikkeling doorgemaakt. Deze koudgeformde produkten onderscheiden zich in vele opzichten van de traditionele warmgewalste produkten. De verschillen komen deels ook tot uiting in de konstruktieve eigenschappen. Dit heeft tot gevolg dat de voor staalkonstrukties gebruikelijke berekeningsmethoden niet zondermeer van toepassing zijn.

Door het Instituut TNO voor Bouwmaterialen en Bouwconstructies wordt in nationaal en internationaal verband medegewerkt om aangepaste berekeningsmethoden te ontwikkelen en in richtlijnen vast te leggen.

Twee belangrijke mijlpalen bij dit werk bestaan ongetwijfeld uit het gereedkomen van de eerste versie van Europese richtlijnen voor de berekening van koudgeformde profielen en nationale richtlijnen voor de berekening van stalen dakplaten. Omdat deze richtlijnen mede zijn gebaseerd op mechanicakennis waaraan in het onderwijs tot nog toe weinig aandacht werd besteed, is besloten de achtergronden nader toe te lichten in het kader van de cursus "Bijzondere Onderwerpen Staalkonstrukties", die onder auspiciën van het Centrum Bouwen in Staal en het Staalbouwkundig Genootschap is georganiseerd.

Om een verdere spreiding van de kennis mogelijk te maken is besloten de lesstof in een enigszins aangepaste versie als publikatie van het Staalbouwkundig Genootschap uit te geven.

Van de vele medewerkers van het IBBC-TNO, die aan het onderzoek hebben medegewerkt, moet in het bijzonder worden genoemd

Ir A.W. Tomà, die als co-auteur is opgetreden van hoofdstuk 8 en op vele andere punten zeer nuttige adviezen heeft gegeven. Vermelding verdient ook mevr. L.H. Wijnants voor de zorg die zij aan de uitvoering van het manuscript heeft besteed.

De samensteller,  
Ir J.W.B. Stark

VOORWOORD BIJ DE 2e DRUK

In deze 2e druk zijn enige onvolkomenheden gecorrigeerd. De inhoud is verder gelijk aan die van de 1e druk, wat betekent dat recente onderzoekresultaten nog niet werden verwerkt. Besloten is daarmee te wachten totdat de herziening van de Richtlijnen voor de berekening van Stalen Dakplaten (RSD 1974) en de definitieve versie van de Nederlandse Richtlijnen voor Koudgevormde Profielen gereed zijn. Wel is vooruitlopend hierop hoofdstuk 8.3 toegevoegd, waarin enige achtergronden worden behandeld van de Europese richtlijnen (ECCS) voor de berekening van geprofileerde platen. Deze ECCS-richtlijnen zullen als basis dienen voor de herziening van de RSD 1974.

De samensteller,  
Ir. J.W.B. Stark.

Rijswijk, maart 1984



INHOUD

1. INLEIDING
2. SOORTEN PROFIELEN EN TOEPASSINGEN
3. FABRIKAGE EN MATERIAALEIGENSCHAPPEN
4. PLOOIEN VAN DUNNE GEDRUKTE PLAATDELEN
5. OP BUIGING BELASTE STAVEN
6. OP DRUK BELASTE STAVEN
7. VERBINDINGEN
8. GEPROFILEERDE DAKPLATEN
9. LITERATUUR

## 1. INLEIDING

Van oudsher werd voor het vervaardigen van staalkonstrukties gebruik gemaakt van warmgewalste profielen of van uit relatief dikke platen samengestelde profielen, zoals bijvoorbeeld gelaste liggers. De wanddikte van de onderdelen van deze profielen is zelden kleiner dan ca. 6 mm.

De laatste jaren worden voor bepaalde onderdelen in toenemende mate koudgevormde profielen toegepast. Koudgevormde profielen zijn dunwandige profielen die uit strip, plaat of band worden gevormd door middel van een rolvorminstallatie, een buig- of zetpers of een zetbank.

Deze koudgevormde profielen onderscheiden zich van de traditionele warmgewalste profielen in de volgende opzichten:

- Relatief geringe plaatdikten.  
Voor konstruktieve toepassingen varieert de dikte van 0,5 mm tot 6 mm met een ontwikkeling naar 8 mm.
- De wanddikte is over de gehele doorsnede gelijk.
- De wijze van fabricage en de daarmee samenhangende grote vrijheid in de vormgeving.  
De vorm van de doorsnede wijkt dan ook vaak sterk af van die van de traditionele profielen.
- Voor de assemblage komen andere typen verbindingsmiddelen in aanmerking.
- De profielen worden vaak vervaardigd van plaat, die als halffabrikaat reeds voorzien is van een beschermende deklaag (verzinkt, geverfd, kunststof coating).

Het spreekt vanzelf dat deze verschillen ook tot uiting komen in de konstruktieve eigenschappen. De mechanische eigenschappen van het materiaal worden bijvoorbeeld, in belangrijke mate beïnvloed door het koudvervormen. De sterkte- en stijfheidseigenschappen van elementen, die op druk en (of) buiging worden belast, zijn mede afhankelijk van de plaatdikte en de vorm van de doorsnede. De eigen-



schappen van de verbindingen worden beïnvloed door de dikte van de te verbinden plaatdelen en uiteraard door het toegepaste type verbindingsmiddel.

Voor het ontwerp en de berekening van konstrukties uit dunne plaat mogen dan ook niet zonder meer de voor warmgewalste profielen ontwikkelde berekeningsmethoden en voorschriften worden toegepast.

Thans wordt veelal gebruik gemaakt van door de leverancier beschikbaar gestelde gegevens en van buitenlandse voorschriften en wel met name de Amerikaanse [1].

De gebruikers blijken echter behoefte te hebben aan uniforme en objektieve richtlijnen, die aangepast zijn aan de TGB - Staal. Door het IBBC-TNO wordt in samenwerking met leveranciers en gebruikers onderzoek verricht om tot dergelijke richtlijnen te komen. Een eerste resultaat van dit onderzoek zijn de inmiddels gereedgekomen "Richtlijnen voor de berekening van Stalen Dakplaten - RSD 1974" [2].

In deze publikatie is de nadruk gelegd op de behandeling van de berekeningsmethoden voor de profielen en de verbindingsmiddelen. Voor de volledigheid wordt echter eerst een overzicht gegeven van de gangbare soorten profielen en hun toepassingen en vervolgens wordt enige aandacht besteed aan de fabrikagemethoden en de invloed hiervan op de materiaaleigenschappen.

Hoewel koudgevormde profielen een zeer uitgebreid toepassingsgebied hebben, zoals bijvoorbeeld voor transportmiddelen, huishoudelijke apparatuur, magazijnstellingen, onderdelen voor bruggen en voor vangrails, blijft de behandeling beperkt tot de konstruktieve toepassing in gebouwen.

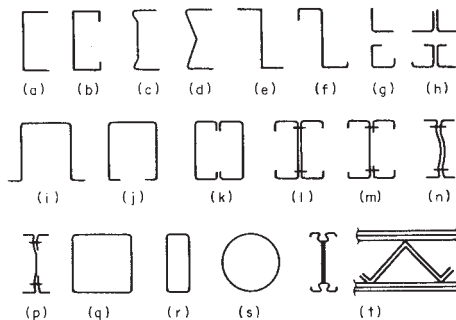
## 2. SOORTEN PROFIELEN EN TOEPASSINGEN

Naar de vorm kunnen koudgevormde profielen worden onderverdeeld in twee hoofdgroepen:

- Staafvormige elementen.
- Plaatvormige elementen.

### 2.1. Staafvormige elementen

Deze profielen vormen de bouwelementen voor lichte staalkonstrukties. Zij kunnen worden gebruikt voor bijvoorbeeld gordingen, stijl- en regelwerken, vloerliggers, vakwerkliggers of onderdelen daarvan en kolommen. Er zijn complete bouwsystemen in de handel voor ondermeer hallen, kantoren en scholen, waarvan zowel de draagconstructie, het stijl- en regelwerk, de wanden als het dak uit koudgevormde profielen zijn opgebouwd. Soms zijn deze profielen naar staalgewicht weliswaar duurder dan overeenkomstige warmgewalste profielen, maar door het gevolgde fabricageprocédé is er een grotere vrijheid in vormgeving van het profiel. Dit kan leiden tot gunstiger stijfheids/gewichts- en sterkte/gewichtsverhoudingen, waardoor toch een concurrerend produkt wordt verkregen. Van belang is in dit verband ook dat de profielen veelal met een oppervlaktebehandeling worden geleverd. Voor sommige toepassingen, zoals bijvoorbeeld voor gordingen, kunnen de profielen op de juiste lengtemaat worden geleverd. Eventueel reeds voorzien van gaten en compleet met alle montagehulpstukken.



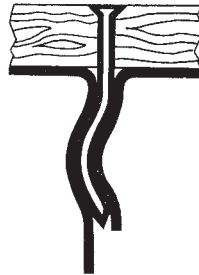
afb. 1. Enige soorten koudgevormde profielen.

In afbeelding 1 worden enige veel voorkomende typen profielen getoond.

Onderscheid kan worden gemaakt in open en gesloten profielen. Deze laatste bezitten een grote torsiestijfheid. Specifiek voor de koudgevormde profielen zijn de korte omgezette randen van de flenzen (zie afb. 1.b, f, g). Door deze omgezette randen wordt de plooiestabiliteit en daarmee de opneembare drukkracht van de flenzen aanzienlijk vergroot (zie ook hoofdstuk 4).

De  $\square$ - en  $\square$ -profielen hebben door hun asymmetrische vorm de neiging om te torderen indien ze op buiging belast worden. Voor zwaarder belaste onderdelen worden deze profielen daarom wel twee aan twee samengevoegd waardoor of een koker (k) of een soort I-profiel ontstaat (l).

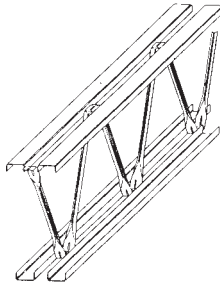
De profielen n en p hebben als bijzonderheid dat zij spijkerbaar zijn, waardoor ze in sommige gevallen bijzonder geschikt zijn voor lichte vloerbalken en gordingen (zie afb. 2).



afb. 2. Spijkerbaar profiel.

Ook vierkante, rechthoekige en ronde buisprofielen (q, r, s) zijn als koudgevormd profiel in de handel.

Tenslotte zijn vermeldenswaardig de uit koudgevormde profielen samengestelde vakwerkliggers (t). Een voorbeeld hiervan is de X-ligger, die volledig automatisch uit 5 strippen bandstaal wordt vervaardigd (afb. 3).



afb. 3. De "X-ligger".

Deze liggers zijn bijzonder geschikt voor dakliggers speciaal in combinatie met trapeziumvormig geprofileerde staalplaten als dakhuid.

Om een idee te geven van de verkrijgbare afmetingen van de koudgevormde profielen kunnen de volgende globale grenzen worden aangehouden:

- voor de wanddikte : van 1,5 mm tot 6 mm , in  
uitzonderingsgevallen tot 8 mm,
- voor de profielhoogte: van 50 mm tot 300 mm, in  
uitzonderingsgevallen tot 450 mm.

## 2.2. Plaatvormige elementen

De plaatvormige elementen worden toegepast voor gevels, daken en vloeren. De platen worden geprofileerd om voldoende sterkte en stijfheid te verkrijgen, die nodig zijn omdat de platen naast een afsluitende functie ook een dragende functie hebben.

In afbeelding 4 zijn enige veel voorkomende soorten profielen gegeven.

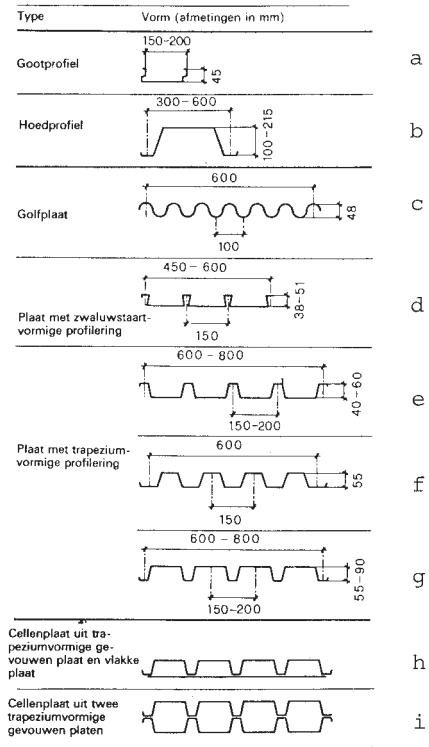
- a en b Enkelvoudige profielen.
- c t/m g Platen met meerdere golven over de breedte.
- h en i Samengestelde platen.

De trapeziumvormige profile-ring wordt het meest toegepast.

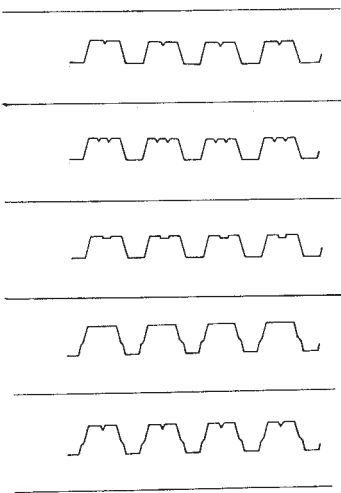
De plaatdikte kan variëren van 0,5 mm tot 1,75 mm.

De platen worden geleverd in breedten van 0,30 tot 0,90 m.

De platen worden meestal op maat gesneden, gebundeld aangevoerd.



afb. 4. Enige soorten plaatvormige profielen.



afb. 5. Enige vormen van "dimpels".

Soms worden in de vlakke plaatdelen langsribbels zogenaamde "dimpels" gewalst om de weerstand tegen plooiën te verbeteren (vergelijk omgezette randen van de profielen genoemd in 2.1.). Enige soorten dimpels zijn getoond in afbeelding 5.

Bij de toepassing van geprofileerde platen voor gevels is de esthetische functie primair.

Voor het opnemen van windbelasting zijn echter ook enige sterkte en stijfheid van belang. In gevels worden daarom overwegend platen met een profilering van geringe hoogte toegepast. Met het oog op de esthetische functie zijn de platen met een geverfd of gecoat oppervlak het meest gangbaar. Bij daken is de dragende functie in het algemeen belangrijker en daarom worden daar platen met een hoger profiel toegepast. De platen kunnen aan de bovenzijde al of niet voorzien zijn van een isolerende laag en men spreekt dan respektievelijk van een warm of een koud dak. Dakplaten worden veelal van een verzinkt oppervlak voorzien.

Naast de afsluitende en dragende functie kunnen dak- en gevelplaten ook een bijdrage leveren in de stabiliteit van de draagconstructie. De platen bezitten een grote stijfheid in het vlak van het dak of de gevel en kunnen door de zogenaamde schijfwerking de functie van het traditionele wind- of stabiliteitsverband geheel of gedeeltelijk overnemen.

De geprofileerde platen kunnen al of niet in combinatie met beton ook in vloeren worden verwerkt. Het beton vormt de bovenzijde van de vloer en wordt op de plaat gestort. Op eenvoudige wijze kunnen in deze vloersystemen kanalen voor bijvoorbeeld kabels en luchtbehandeling worden aangebracht.

Er bestaan drie systemen:

a. Zelfdragende betonvloeren.

De geprofileerde staalplaat doet uitsluitend dienst als verloren bekisting voor de betonvloer.

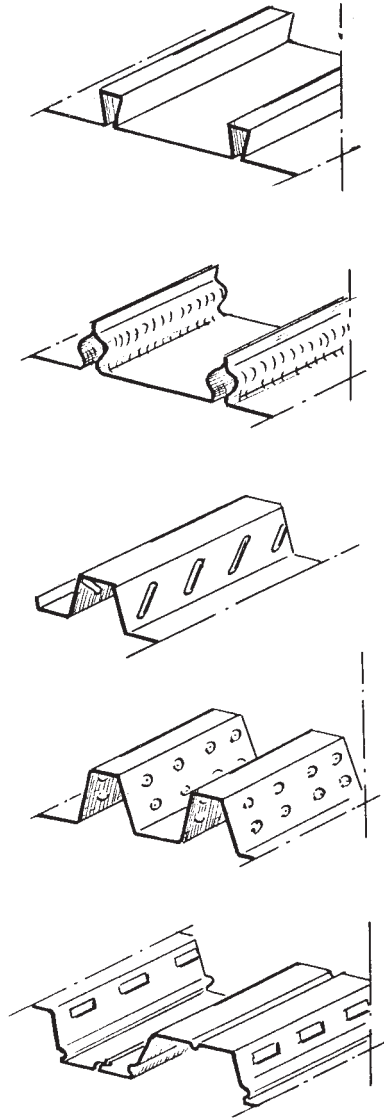
b. Zelfdragende stalen vloeren.

De geprofileerde platen vormen de draagconstructie en het beton doet slechts dienst als drukverdelende en afwerklaag.

c. Samenwerkende vloeren  
(Staalplaatbeton  
vloeren)

Bij de konstruktievormen a en b worden de materialen staal en beton niet optimaal benut. Wanneer de staalplaat schuifvast aan het beton wordt verbonden, ontstaat een samenwerkende konstruktie die materiaaleconomisch beter is. Op deze wijze doet de geprofileerde staalplaat dienst als bekisting en veldwapening van de betonplaat. De samenwerking kan worden verzekerd door de staalplaten bijvoorbeeld zwaluwstaartvormig te vouwen of door deukjes in de plaat aan te brengen (zie afb. 6).

Voor de berekening van dit type vloeren wordt verwezen naar [15].



afb. 6. Enige typen platen  
voor staalplaat-betonvloeren.

### 3. FABRIKAGE EN MATERIAALEIGENSCHAPPEN

#### 3.1. Het koud vervormen

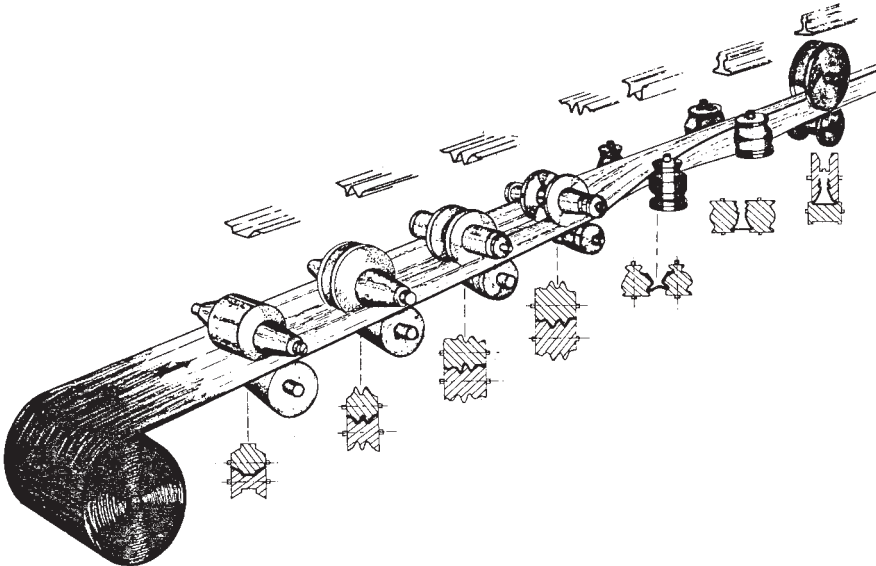
Het profileren van staalplaat kan op verschillende manieren gebeuren. De profielen voor konstruktieve doeleinden als besproken in hoofdstuk 2 worden praktisch uitsluitend vervaardigd met een van de volgende methoden:

- rolvormen of walsen,
- persen,
- zetten.

Andere methoden als dieptrekken en extruderen worden voor deze profielen zelden toegepast.

#### Rolvormen

Het rolvormproces is schematisch weergegeven in afb. 7.



afb. 7. Schematische voorstelling rolvormprocédé.



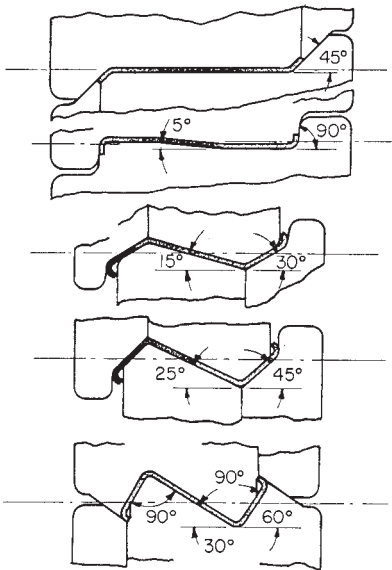
De rollen band kunnen door de staalfabrieken op de juiste breedte worden geleverd. Dit is uiteraard slechts mogelijk indien voldoende hoeveelheden worden afgenomen. Daarom worden vaak de rollen als breedband op standaardbreedte afgenomen. Deze worden dan eerst in lengterichting gedeeld (geslit) op de juiste breedte (ontwikkelde plaatbreedte). De zo verkregen strip wordt kontinu tussen een aantal opeenvolgende walsparen gevoerd, waarbij een steeds voortschrijdende vervorming van het vlakke plaatmateriaal wordt verkregen.

De twee walsen van een walspaar fungeren als mal en contramal. Het aantal benodigde walsparen (walsstappen) is afhankelijk van de vorm van het profiel en de dikte en de materiaalkwaliteit van de plaat. Een Z-profiel tot een dikte van 2 mm kan bijvoorbeeld gewalst worden in ongeveer vijf stappen (zie afb. 8). Als het profiel

4 mm dik is zijn echter acht tot twaalf stappen nodig.

De lengte van het produkt is in beginsel onbeperkt. De profielen worden automatisch op de gevraagde lengte geknipt of gezaagd.

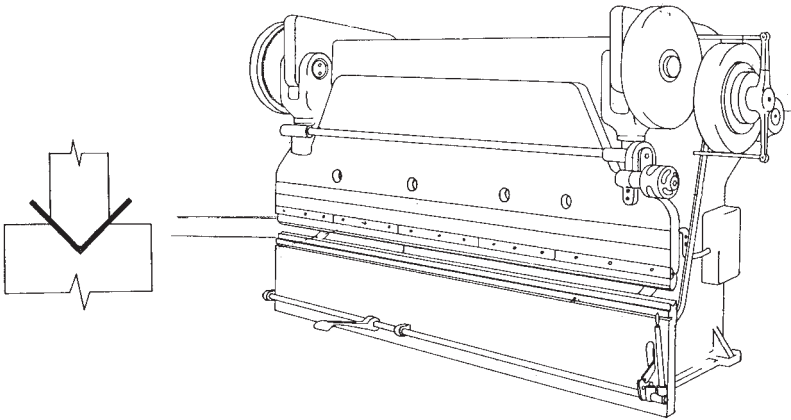
De hoogte van het profiel bedraagt in het algemeen niet meer dan 300 mm. Het voordeel van het walsen ten opzichte van andere methoden is de hoge produktiekapaciteit. Om een idee te geven: de snelheid ligt in de orde van 25 m/min en de produktie in de orde van 1000 m/uur.



afb. 8. Walsen van een Z-profiel.

### Persen

Met de buig- of zetpers wordt de gewenste profilering verkregen door een aantal vervormingen na elkaar in de staalplaat te drukken. Elke vervorming wordt in één slag van de pers bereikt. Afbeelding 9 geeft een schematisch beeld van een dergelijke buigpers.



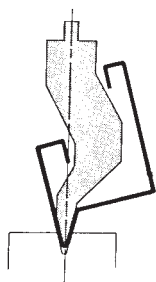
afb. 9. Buigpers.

De vorm van het profiel moet zodanig zijn dat iedere vouw met de stempel bereikt kan worden. Voor ingewikkelder profielen worden wel speciale stempels toegepast (zie afb. 10).

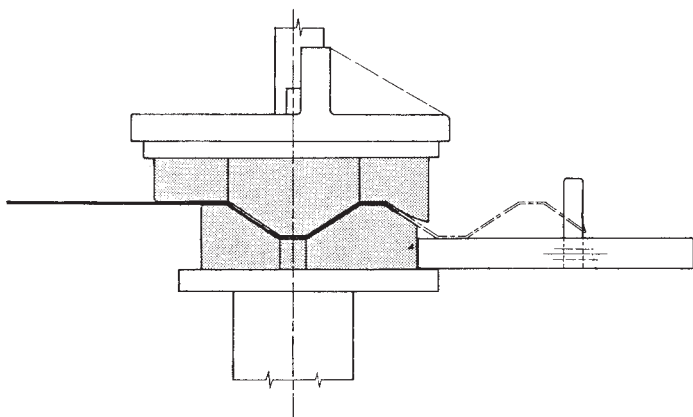
Gesloten profielen kunnen met de buigpers niet worden gemaakt.

Afbeelding 11 toont een buigpers voor de vervaardiging van geprofileerde platen waarmee vier vouwen gelijktijdig kunnen worden geperst.

De maximale lengte van de profielen wordt bepaald door het vermogen van de machine en is uiteraard afhankelijk van de plaatdikte en de materiaalkwaliteit.



afb. 10. Speciale vorm stempel.



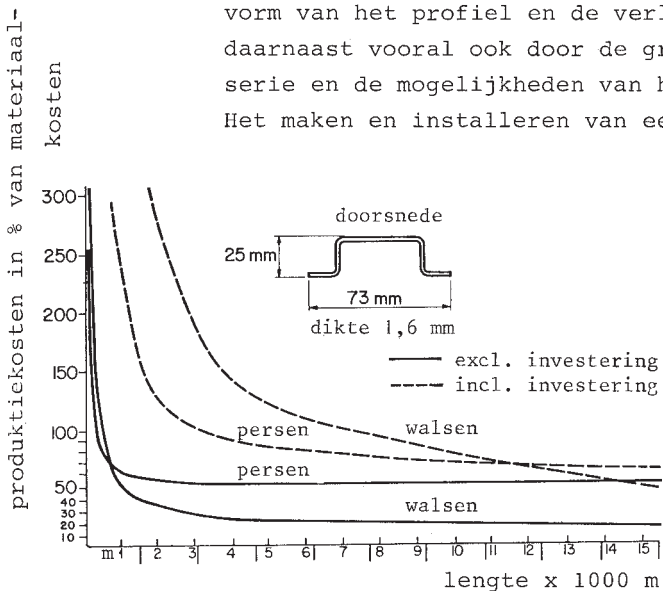
afb. 11. Buigpers voor het vervaardigen van geprofileerde platen.

Gewoonlijk ligt de maximale lengte in de buurt van de 3 m, hoewel er machines bestaan die profielen kunnen vouwen tot 10 m lengte.

De keuze tussen walsen en persen wordt bepaald door de vorm van het profiel en de verlangde profiellengten, maar daarnaast vooral ook door de grootte van de te produceren serie en de mogelijkheden van het betreffende bedrijf.

Het maken en installeren van een set walsrollen is namelijk

zeer kostbaar. Uit de grafieken in afbeelding 12 kan een indruk worden verkregen van de relatie tussen de kosten voor resp. walsen en persen voor een bepaald type profiel. De vergelijking is gegeven voor het geval het gereedschap beschikbaar is en voor het geval het gereedschap over de betreffende serie moet worden afgeschreven.



afb. 12. Relatie tussen kosten voor walsen en persen.

### Zetten

Met de zetbank wordt het plaatmateriaal door het draaien van een buigbalk ten opzichte van een rechte drukbalk (liniaal) gebogen. Elke bewerking wordt na de andere uitgevoerd. Op deze wijze kunnen ook relatief gekompliceerde vormen worden gefabriceerd. Deze werkwijze is bijzonder geschikt voor het produceren van kleine aantallen profielen. De investering aan apparatuur is gering. De nauwkeurigheid is afhankelijk van de machine en van de uitvoering. De lengte van het profiel is beperkt. De werking van een zetbank is schematisch weergegeven in afbeelding 13.



afb. 13. Schematische voorstelling van de werking van een zetbank

### 3.2. Toegepaste materialen

#### Soorten staalplaat

Koudgewalste profielen worden gemaakt van staalplaat. Staalplaat is in verschillende vormen en kwaliteiten te verkrijgen en wel:

- warmgewalste zwarte plaat (met walshuid),
- warmgewalste gebeitste plaat (blank),
- koudgewalste plaat (blank),
- beklede plaat, bijvoorbeeld verzinkt, veraluminiumd, met lak of kunststof bekleed.

Naar de walsmethode en de afmetingen wordt ook wel de volgende onderverdeling gehanteerd:

- warmgewalste plaat dikker dan 3 mm,
- warmgewalste dunne plaat in dikten van 1,5 mm tot 3 mm,
- koudgewalste breedband (op rollen) in dikten van 0,3 t/m 3 mm en met een breedte groter dan 500 mm,
- koudgewalste plaat in dikten van 0,3 t/m 3 mm,
- koudgewalst bandstaal in dikten van 0,3 t/m 3 mm en in breedten tot maximaal 500 mm.

#### De vervaardiging van staalplaat en bandstaal

De in de staalfabriek gegoten blokken worden verhit tot ca. 1300°C en in gloeiende toestand uitgewalst tot plakken met een dikte van 150 mm tot 250 mm. Deze plakken worden vervolgens, eveneens in gloeiende toestand, uitgewalst tot brede banden van ca. 1,5 mm tot 12 mm dik. Een kleinere dikte dan 1,5 mm kan met warmwalsen niet worden verkregen.

Een deel van deze brede banden wordt geknipt tot warmgewalste platen of overlangs gesneden (geslit) tot smallere banden, die in breedten van 500 mm en minder warmgewalst bandstaal wordt genoemd.

Warmgewalst bandstaal wordt ook wel direkt in een smalband-walserij uit zogenaamde knuppels gewalst. Om dunnere staalplaat te kunnen maken is het noodzakelijk de stalen platen koud te walsen.

Voor de fabricage van koudgewalste platen gaat men uit van warmgewalst breedband op rollen (zogenaamde coils), die eerst door beitsen van de walshuid worden ontdaan. Vervolgens worden ze onder hoge walsdruk en tegelijkertijd onder trekspanning koud uitgewalst tot een minimale dikte van ongeveer 0,2 mm.

Na het koudwalsen wordt de opgerolde breedband gegloeid, omdat het materiaal door het koudwalsen een te grote

hardheid heeft gekregen, waarbij ook de rek te klein is geworden.

Vervolgens wordt het materiaal door middel van walsen (skin-pass) iets verhard, waarbij tegelijkertijd de gewenste ruwheid of gladheid van het oppervlak wordt verkregen. Hierna kan het materiaal nog van een of andere laag worden voorzien.

Het produkt wordt geleverd als breedband, bandstaal of in plaatvorm.

#### Materiaaleigenschappen

Het materiaal voor koudgevormde profielen moet natuurlijk voldoen aan de algemene eisen voor staal voor konstruktieve doeleinden.

Het zal duidelijk zijn dat aan het uitgangsmateriaal van koudgevormde profielen met name hoge eisen dienen te worden gesteld ten aanzien van:

- De vervormbaarheid  
bepaald door: waarde van de breukrek,  
grootte van de treksterkte  
respektievelijk vloeigrens.
- De verouderingsgevoeligheid.

Voor de kwaliteitseisen van het uitgangsmateriaal zijn de volgende normen van toepassing:

- Voor warmgewalste plaat met een minimale dikte van 3 mm (en bij overeenkomst vanaf 2 mm dikte):  
Euronorm 25.
- Voor warmgewalste en koudgewalste plaat van minder dan 3 mm: Euronorm 32.

De eigenschappen van de profielen worden beïnvloed door de wijze van vervaardigen.

Op twee aspecten zal hier meer in detail worden ingegaan, n.l.:

- De materiaalkeuze in verband met lassen in de nabijheid van koudvervormde zones;
- De versteviging van het materiaal (verhoging van de rekgrens) door het koudvervormen.

### 3.3. Materiaalkeuze in verband met lassen

Door het lassen in de nabijheid van koudvervormde zones kan, afhankelijk van het toegepaste materiaal, het gevaar voor brosse breuk aanzienlijk vergroot worden. Om dit gevaar voldoende klein te houden moet daarom, rekening houdende met de mate van koudvervorming (grootte van de plastische rek), de materiaalkeuze met zorg geschieden.

Voor deze keuze kan in principe gebruik gemaakt worden van de desbetreffende CECM aanbevelingen.

De daar gegeven onderverdeling is echter voor de dunne plaatmaterialen wat grof.

In Duitsland wordt daarom door het "Fachverband Deutscher Kaltprofilhersteller - FDK" wel de in onderstaande tabel gegeven verfijning gehanteerd\*).

r/t	$\epsilon$ %	t mm	kwaliteit
$\geq 2,5$	$\leq 17$	$\leq 8$	Fe 510 C
$\geq 2,0$	$\leq 20$	$\leq 6$	
$\geq 1,5$	$\leq 25$	$\leq 8$	Fe 360 B of C
$\geq 1,0$	$\leq 33$	$\leq 6$	

-----  
\*) De in de herziene versie van de "Voorschriften voor de vervaardiging van stalen gebouwen (VVSG) opgenomen eisen zijn hierop gebaseerd.

### 3.4. Materiaalverstevinging door koudvervormen

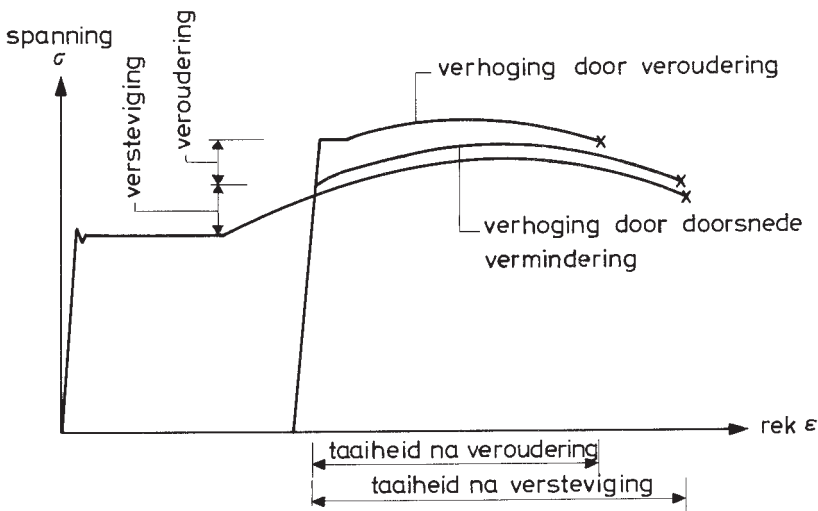
De eigenschappen van een trekstaaf worden beïnvloed door de staaf eerst koud te rekken tot in het verstergingsgebied.

De effecten zijn:

- Een eventueel vloeitrajekt is verdwenen.
- De rekgrens is toegenomen.
- De treksterkte is toegenomen doch in mindere mate dan de rekgrens.
- De breukrek is afgenomen.

De effecten van verstevinging (strain-hardening) kunnen afhankelijk van het soort staal nog worden versterkt, doordat een zekere mate van veroudering (strain-aging) optreedt.

De genoemde effecten zijn schematisch weergegeven in afbeelding 14.



afb. 14. Invloed van koudvervormen op het  $\sigma$ - $\epsilon$ -diagram

Een ander belangrijk verschijnsel is het zogenaamde "Bauschinger effect". Wanneer de hiervoor beschreven koud gerekte staaf in langsrichting op druk wordt belast, dan blijkt de toename van de rekgrens veel



geringer te zijn of zelfs in het geheel niet op te treden (Bauschinger effect). Werkt de drukkracht echter in een richting loodrecht op de oorspronkelijke vervormingsrichting, dan blijkt de rekgrens aanzienlijk toegenomen te zijn, doch daarentegen is de toename bij trek weer veel geringer of afwezig (omgekeerd Bauschinger effect).

Op grond van de hiervoor beschreven verschijnselen bij een eenvoudige trekstaaf kunnen de effecten die zich voordoen bij onderdelen van profielen worden verklaard. Hierbij wordt onderscheid gemaakt tussen de vlakke delen van het profiel en de vouwen (hoeken).

#### vlakke delen

Bij gezette en geperste profielen treedt praktisch geen versteviging op in de vlakke delen.

Bij koudgewalste profielen treedt afhankelijk van de walsvolgorde en de walsdruk wel een zekere mate van versteviging op. Dit wordt enerzijds veroorzaakt door een zekere mate van plastische deformatie in dikterichting als gevolg van de walsdruk en anderzijds doordat een uiteindelijk vlak gedeelte in de verschillende fasen van het walsproces veelal wat heen en weer wordt gebogen.

Bij koudgevormde rechthoekige buisprofielen kan dit laatste aspect een belangrijke rol spelen. Bij het vormen van het halfprodukt "ronde buis" wordt het materiaal praktisch gelijkmatig over de doorsnede plastisch vervormd, terwijl ook in dikterichting enige deformatie optreedt door de persdruk of walsdruk.

Bij het vervormen van de ronde buis tot een rechthoekig profiel worden de hoeken in sterkere mate verder vervormd, terwijl de vlakke delen in tegengestelde richting gebogen worden. Ook in deze fase treden in dikterichting deformaties op.

Uit het bovenstaande zal het duidelijk zijn dat de mate

van versteviging van vlakke profieldelen afhankelijk is van de geometrie van de doorsnede, maar daarnaast vooral ook van het produktieprocédé.

In verband hiermede wordt voor vlakke delen veelal uitgegaan van de rekgrens van het uitgangsmateriaal, tenzij voor een bepaald produkt door regelmatig steekproefsgewijze controleproeven een stelselmatige verhoging kan worden aangetoond.

### Vouwen (hoeken)

Bij het vormen van een hoek worden de buitenste vezels tangentiaal gerekt en radiaal gestuikt, terwijl de binnenste vezels tangentiaal gestuikt worden en radiaal gerekt. Dit geldt voor alle fabrikagemethoden.

Al deze vervormingen gebeuren loodrecht op de lengterichting van het profiel, dat wil zeggen loodrecht op de richting waarin bij het gebruik veelal de belangrijkste spanningen werken. Aangetoond kan worden dat voor axiale belasting geen Bauschinger effect aanwezig is. Het gedrag onder trek- resp. drukbelasting is dus praktisch gelijk.

De belangrijkste grootheden die de mate van versteviging blijken te beïnvloeden zijn:

- De verhouding  $\frac{\sigma_t}{\sigma_e}$  van het uitgangsmateriaal.
- De mate van koudvervormen die wordt bepaald door  $\frac{R_i}{t}$ .

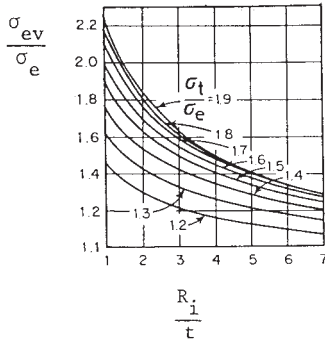
Op grond van proeven heeft Karren de volgende formule afgeleid voor de verhoging van de rekgrens:

$$\frac{\sigma_{ev}}{\sigma_e} = \frac{B_v}{\left(\frac{R_i}{t}\right)^m} \quad (1a)$$

$$\text{waarin: } B_v = 3,69 \frac{\sigma_t}{\sigma_e} - 0,82 \left(\frac{\sigma_t}{\sigma_e}\right)^2 - 1,79 \quad (1b)$$

$$m = 0,192 \frac{\sigma_t}{\sigma_e} - 0,068 \quad (1c)$$

In afbeelding 15 is het verband tussen  $\frac{\sigma_{ev}}{\sigma_e}$  en  $\frac{R_i}{t}$  grafisch uitgezet voor enige waarden van  $\frac{\sigma_t}{\sigma_e}$ .



afb. 15. Toename van  $\sigma_e$  als functie van  $\frac{R_i}{t}$  en  $\frac{\sigma_t}{\sigma_e}$ .

Een eenvoudiger methode is door Lind en Shroff voorgesteld, op basis van de volgende overwegingen:

- Een plaat die in een scherpe hoek gebogen wordt heeft grote rekken en dus een sterke toename van de rekgrens over een klein oppervlak.
- Wordt dezelfde plaat met een grote straal omgezet, dan zijn de rekken kleiner en dus ook de toename van  $\sigma_e$  is minder, maar deze treedt over een groter gebied op.
- De toename van de rekgrens is praktisch omgekeerd evenredig met de buigstraal, terwijl het desbetreffende oppervlak evenredig is met de straal.

Het produkt is dus nagenoeg konstant.

- De toename van de rekgrens is verder nagenoeg evenredig met:
  - de hoek waarover gebogen wordt,
  - de plaatdikte,  $\sigma_t$
  - de verhouding  $\frac{\sigma_t}{\sigma_e}$ .

- De toename van de rekgrens is afhankelijk van de methode van koud vervormen.

In de Europese Richtlijnen (Draft June 1983) is de volgende rekenregel gegeven voor de verhoging van de vloeigrens:

$$\sigma_{ev} = \sigma_e + C (\sigma_t - \sigma_e) \frac{Dt^2}{A}$$

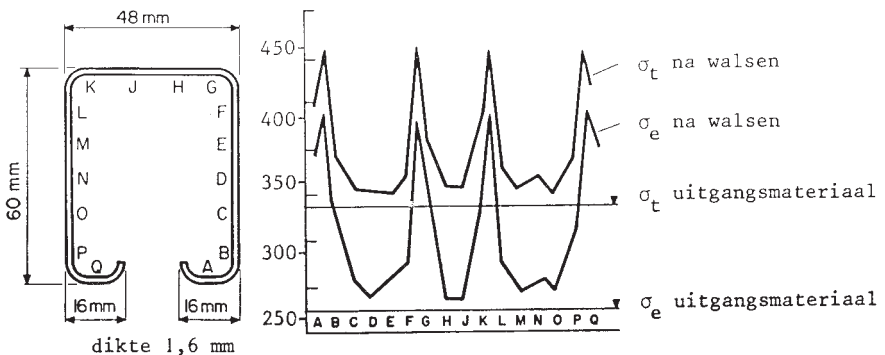
waarin:

- $\sigma_{ev}$  = berekende gemiddelde rekenwaarde voor de vloeispanning van het koudgevormde profiel
- $\sigma_e$  = rekenwaarde voor de vloeispanning van het uitgangsmateriaal
- $\sigma_t$  = treksterkte van het uitgangsmateriaal
- t = materiaaldikte
- A = oppervlakte van de doorsnede van het koudgevormde profiel
- C = coëfficiënt afhankelijk van het fabricageproces:  
C = 7 bij koud walsen  
C = 5 bij andere vormmethoden
- D = coëfficiënt afhankelijk van de omzet hoek ( $\theta$ ) en het aantal hoeken (n)

$$D = \sum_{i=1}^n \left(2 - \frac{\theta_i}{90}\right) \text{ voor } 90^\circ \leq \theta_i \leq 135^\circ$$

Voor hoeken kleiner dan  $90^\circ$  geldt  $\theta_i = 90^\circ$ .

Om een indruk te geven van de invloed van het koudvervormen op respectievelijk  $\sigma_e$  en  $\sigma_t$  zijn in onderstaande afbeelding 16 de gemeten waarden voor een bepaald profiel gegeven.



afb. 16. Gemeten waarden van  $\sigma_e$  en  $\sigma_t$  voor een koudgevormd profiel.

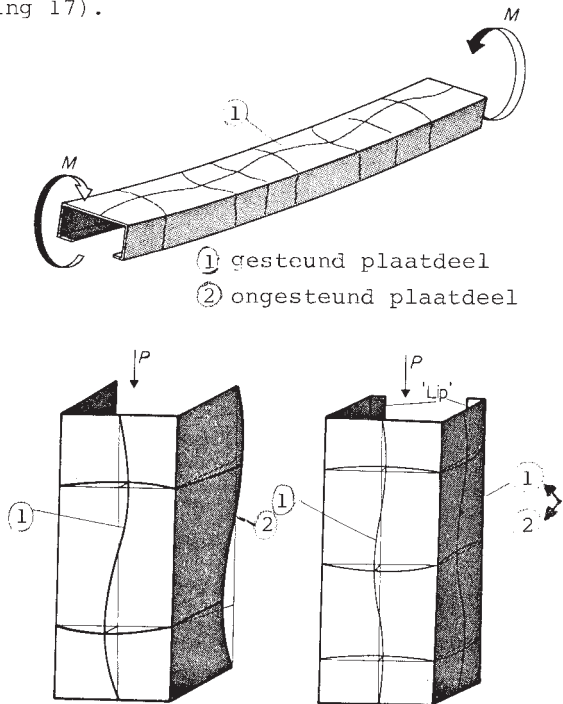
#### 4. PLOOIEN VAN DUNNE GEDRUKTE PLAATDELEN

##### 4.1. Algemeen

Een van de kenmerkende eigenschappen van koudgeformde profielen is dat de wanddikte relatief gering is. De breedte/dikte-verhoudingen van de samenstellende plaatdelen zijn dus meestal groot. Dit houdt in dat deze elementen, wanneer ze onderworpen worden aan drukkrachten, zullen plooiën bij spanningen die aanzienlijk lager zijn dan de vloeispanning.

Gedrukte plaatdelen komen in praktisch alle profielen die belasting moeten overdragen voor. Een paar voorbeelden zijn getoond in afbeelding 17. In de TGB 1972-Staal wordt onderscheid gemaakt tussen gesteunde en ongesteunde plaatdelen. Voor de uniformiteit worden hier dezelfde benamingen toegepast (zie afbeelding 17).

Bij toepassing van de TGB 1972-Staal mag de spanning in de reken-toestand ( $\gamma P_{kar}$ ) niet groter zijn dan de kritieke plooispanning ( $\sigma_{kr}$ ). Dit criterium zal voor koudgeformde profielen meestal maatgevend zijn. Het is echter bekend dat de belasting op dergelijke dunne plaalementen na het bereiken van  $\sigma_{kr}$ , afhankelijk van de randvoorwaarden en de belasting, nog aanzienlijk kan toenemen. Dit verschijn-



afb. 17. Enige voorbeelden van gedrukte plaatdelen.

sel wordt de na-kritische sterkte genoemd. In dit opzicht is het gedrag van gedrukte plaa-telementen dus sterk afwijkend van het gedrag van gedrukte staven, die in het algemeen na het bereiken van de knikkracht bezwijken. Voor een economische toepassing van koudgevormde profielen is het noodzakelijk om van de na-kritische sterkte gebruik te maken.

Voor de beoordeling van een konstruktie is niet alleen de sterkte doch ook de stijfheid van belang. Na het begin van plooiën neemt de stijfheid van een gedrukt plaat-element af. Voor een verantwoord gebruik van de na-kritische sterkte moet deze afname van de stijfheid ook bepaald kunnen worden. Dit is vooral van belang wanneer de gedrukte plaa-telementen onderdeel uitmaken van gedrukte staven. Door de afname van de stijfheid na het plooiën kan de stabiliteit van de gehele staaf nadelig beïnvloed worden. In dat geval treedt interactie op tussen plooiën en knikken (zie afbeelding 18).

Daarnaast moet de vermindering van de stijfheid natuurlijk bekend zijn om een juiste voorspelling van de optredende vervormingen van konstrukties en konstruktie-onderdelen te kunnen geven.

In de volgende paragraaf zal eerst voor een beter begrip het gedrag van een lange scharnierend gesteunde plaat onder een gelijkmatig verdeelde belasting worden besproken. De eigenschappen worden steeds vergeleken met het meer bekende geval van de op druk belaste staaf.

Daarna worden in 4.3. rekenregels gegeven voor gesteunde en ongesteunde plaa-telementen en voor plaatdelen die door middel van dimpels of lippen zijn verstijfd.



afb. 18. Illustratie van interactie tussen plooiën en knikken.

4.2. Kwalitatieve bespreking van het na-kritische gedrag van een gedrukte plaat

4.2.1. Ideaal vlakke plaat

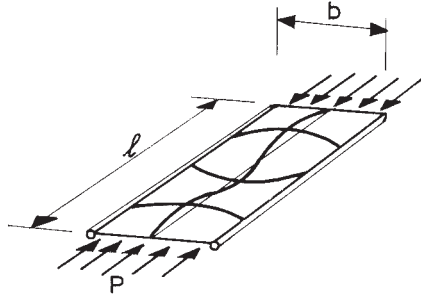
De kritieke plooi kracht van de in afbeelding 19 geschetste ideaal vlakke plaat kan worden bepaald met de volgende formule:

$$P_{kr} = \frac{k\pi^2 E t^3}{12(1-\nu^2)b} \quad (2)$$

waarin:

$$k = \left(\frac{\ell}{mb}\right)^2 + 2 + \left(\frac{mb}{\ell}\right)^2$$

$m$  = aantal halve golven in langsrichting.



afb. 19. Langs twee randen scharnierend opgelegde lange plaat.

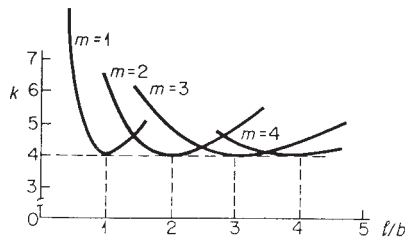
De kritieke plooi spanning bedraagt dus:

$$\sigma_{kr} = \frac{k\pi^2 E}{12(1-\nu^2)(b/t)^2} \quad (3)$$

In afbeelding 20 is de waarde van  $k$  uitgezet als functie van de plaatlengte/plaatbreedte. Hieruit is te zien dat voor  $\ell/b > 1$  de plaat in ongeveer vierkante plooi velden wil uitplooiën en dat voor de faktor  $k$  een ondergrens wordt gevonden gelijk aan:

$$k = 4$$

Voor andere belastinggevallen en andere randvoorwaarden kan formule (2) ook worden toegepast, doch dan heeft  $k$  een andere waarde (zie par. 4.3).



afb. 20. Verband tussen  $k$  en  $\ell/b$ .

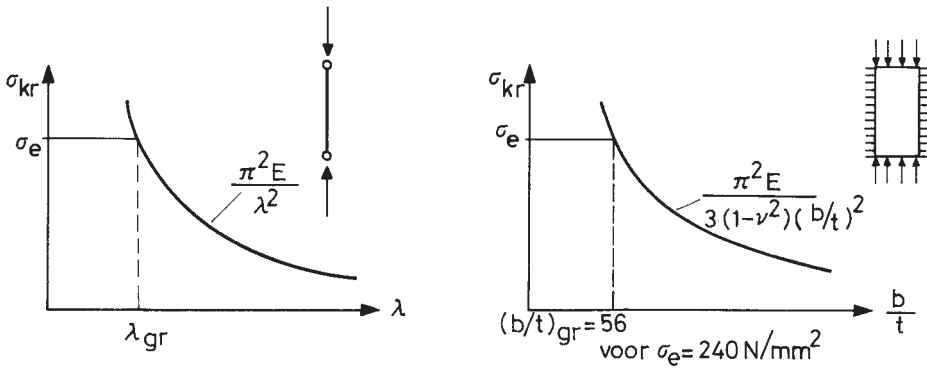
Voor het in afbeelding 19 geschetste geval met  $k = 4$  gaan de formules (2) en (3) dus over in:

$$P_{kr} = \frac{\pi^2 E t^3}{3(1-\nu^2)b} \quad (2a)$$

en

$$\sigma_{kr} = \frac{\pi^2 E}{3(1-\nu^2)(b/t)^2} \quad (3a)$$

Let op de gelijkenis tussen de formule 3a en de formule van Euler voor de gedrukte staaf. (zie afbeelding 21).

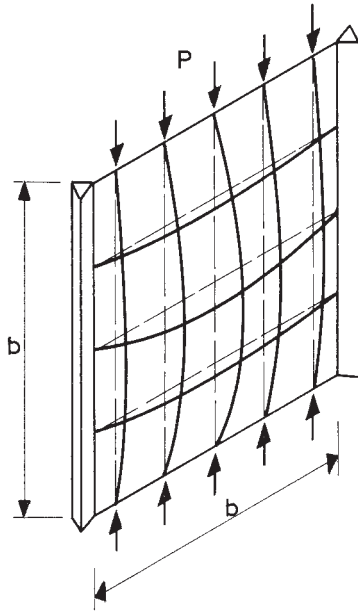


afb. 21. Critieke spanning van een staaf en een plaat als functie van de slankheid.

In beide gevallen gelden de formules alleen in het elastische gebied. De waarde van  $\sigma_{kr}$  wordt dus naar boven begrensd door  $\sigma = \sigma_e$ .

In tegenstelling tot een gedrukte staaf kan een plaat na het bereiken van  $P_{kr}$  nog meer belasting dragen mits  $P_{kr} < P_e = bt\sigma_e$ . Dit kan worden geïllustreerd aan de hand van het gedachtenmodel geschetst in afbeelding 22.



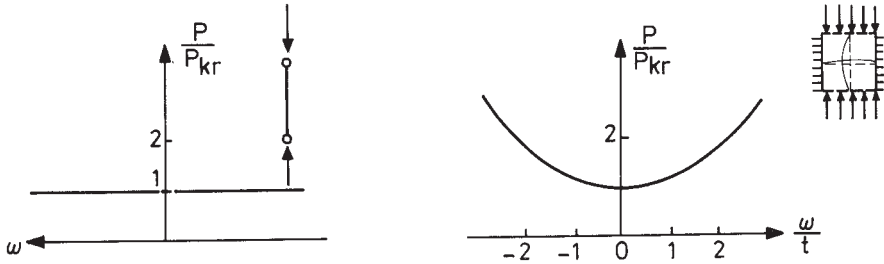


afb. 22. Gedachtenmodel ter illustratie van het na-critisch gedrag

Hiervóór is reeds aangetoond dat een lange plaat uit wil plooiën in ongeveer vierkante plooienvelden. Het geschetste model vervangt een vierkant plooienveld van de lange plaat in afbeelding 19. Dit veld is in het model als het ware opgedeeld in plaatstrippen. Zolang de waarde van  $P_{kr}$  niet is bereikt, zijn de plaatstrippen nog recht en is de belasting gelijk verdeeld over de vijf verticale strippen. Zo gauw  $P_{kr}$  wordt bereikt, willen de verticale strippen uitknikken, doch dit wordt verhinderd door de horizontale strippen die bij toenemende uitbuiging als hangkabels gaan werken (membraankrachten). De plaatstrip in het hart van de plaat buigt het meest uit. Dit betekent dat in uitgebogen stand de vijf plaatstrippen niet langer een gelijke belasting dragen.

De extra belasting boven  $P_{kr}$  wordt voor een belangrijker deel opgenomen door de strippen langs de randen dan door de relatief slappe staven in het midden.

Het verband tussen de belasting  $P$  en de uitbuiging  $w$  is gegeven in afbeelding 23.

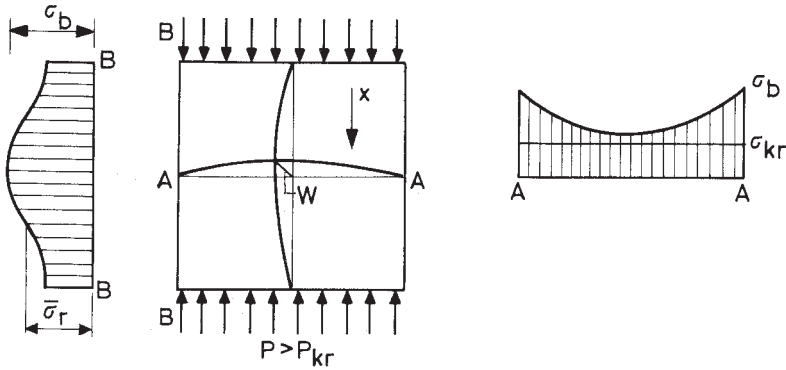


afb. 23. Verband tussen belasting en uitbuiging voor een staaf en een plaat

De berekening van het verband tussen  $P$  en  $w$  is ingewikkeld. Door Walker is de volgende benaderingsformule afgeleid, die voldoende nauwkeurig is voor waarden van  $P$  tot ongeveer  $4 \times P_{kr}$ .

$$\frac{w}{t} = 2,1 \left( \frac{P}{P_{kr}} - 1 \right)^{\frac{1}{2}} + 0,02 \left( \frac{P}{P_{kr}} - 1 \right)^{\frac{3}{2}} \quad (4)$$

Bij de bespreking van het strippenmodel is al gebleken dat de spanningen na het plooiën van de plaat niet meer gelijkmatig over de breedte verdeeld zijn. De spanningsverdeling langs de opgelegde rand en in een dwarsdoorsnede over de golftop zijn schematisch weergegeven in afbeelding 24.



afb. 24. Verdeling van de  $\sigma_x$ -spanningen

Voor de maximale randspanning  $\sigma_b$  is de volgende benaderingsformule afgeleid (voor  $P > P_{kr}$ ):

$$\frac{\sigma_b}{\sigma_{kr}} = \frac{P}{P_{kr}} + 2,83 \left( \frac{P}{P_{kr}} - 1 \right) + 0,52 \left( \frac{P}{P_{kr}} - 1 \right)^2 \quad (5)$$

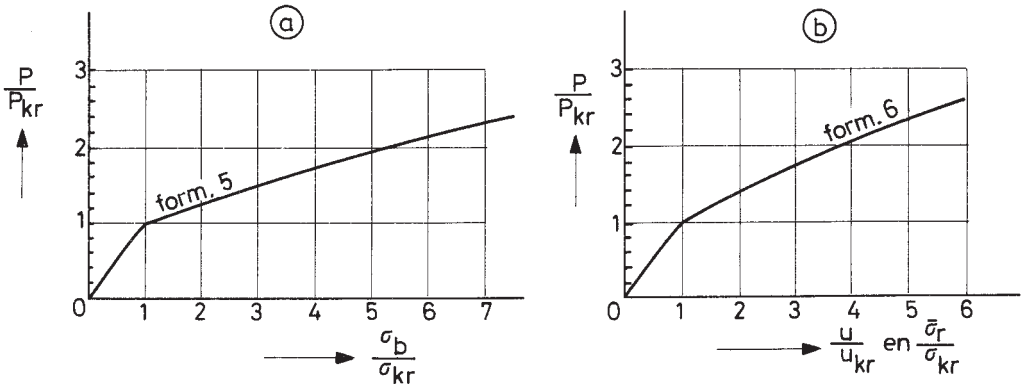
De verkorting  $u$  van de plaat is evenredig met de gemiddelde randspanning  $\bar{\sigma}_r$ . Het verband tussen  $P$  en  $u$  respectievelijk  $\bar{\sigma}_r$  kan worden bepaald met de volgende benaderingsformule (voor  $P > P_{kr}$ ):

$$\frac{u}{u_{kr}} = \frac{\bar{\sigma}_r}{\sigma_{kr}} = \frac{P}{P_{kr}} + 1,45 \left( \frac{P}{P_{kr}} - 1 \right) + 0,38 \left( \frac{P}{P_{kr}} - 1 \right)^2 \quad (6)$$

hierin is:  $u_{kr} = \sigma_{kr} / E = P_{kr} / Et$

In afbeelding 25 zijn bovenstaande betrekkingen grafisch weergegeven.

Deze betrekkingen gelden alleen zolang het materiaal zich elastisch gedraagt, dat wil zeggen zolang de maximale randspanning  $\sigma_b$  kleiner is dan de vloeispanning  $\sigma_e$ . Aangetoond is dat de reserve aan draagkracht na het begin van vloeien bij de beschouwde typen platen niet



afb. 25. Grafische voorstelling van de betrekkingen (5) en (6).

groot is. Omdat bovendien de berekening van de na-kritische sterkte in het elasto-plastische gebied zeer ingewikkeld is, wordt als maximale belasting  $P_{\max}$  gedefinieerd: die belasting waarbij  $\sigma_b$  juist gelijk is aan  $\sigma_e$ . Uit betrekking (5) kan door  $\sigma_b$  gelijk te stellen aan  $\sigma_e$  de volgende vergelijking voor  $P_{\max}$  worden afgeleid ( $P_e > P_{kr}$ ):

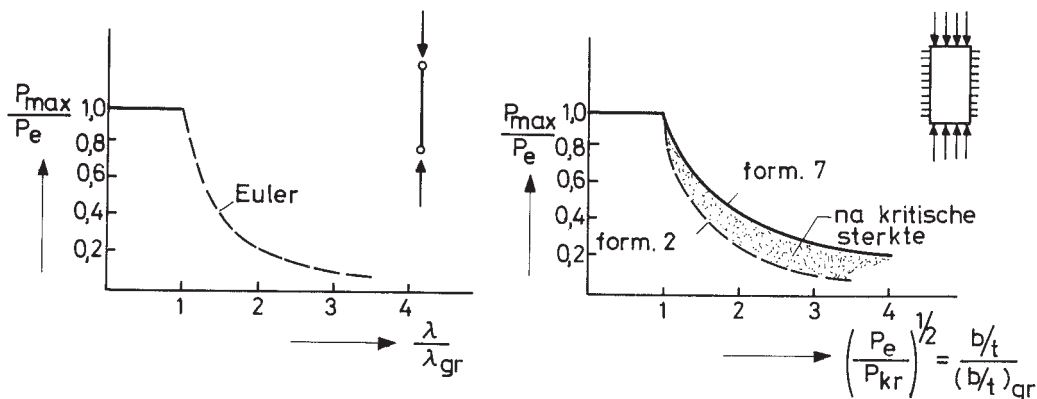
$$\frac{P_{\max}}{P_e} = 0,36 + 0,83 \left( \frac{P_{kr}}{P_e} \right) - 0,19 \frac{(P_{\max}/P_e)^2}{(P_{kr}/P_e)} \quad (7)$$

In afbeelding 26 is  $\frac{P_{\max}}{P_e}$  uitgezet als functie van

$$\sqrt{\frac{P_e}{P_{kr}}} = \frac{b/t}{(b/t)_{gr}} \quad (\text{zie ook afb. 21}).$$

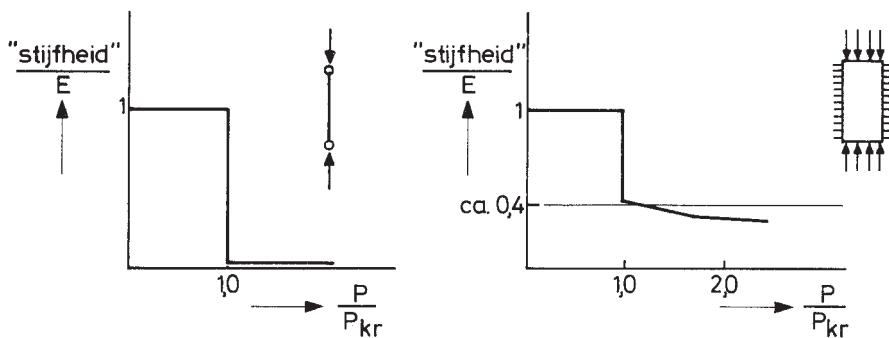
In paragraaf 4.1. is er reeds op gewezen dat naast de sterkte ook de stijfheid van belang is. Het verband tussen de belasting  $P$  en de stijfheid volgt uit betrekking (6) (zie ook afb. 25b).

Het verband is grafisch uitgezet in afbeelding 27.



afb. 26. Verband tussen de maximale belasting en de slankheid voor resp. een staaf en een plaat.

Uit deze figuur blijkt dat de stijfheid van een ideaal vlakke plaat bij het begin van plooiën diskontinu afneemt tot ca. 40% van de oorspronkelijke waarde en bij toename van de belasting verder afneemt. Vergelijk het gedrag van een ideaal rechte drukstaaf, waarvan de stijfheid bij het bereiken van de kniklast diskontinu afneemt tot nul.

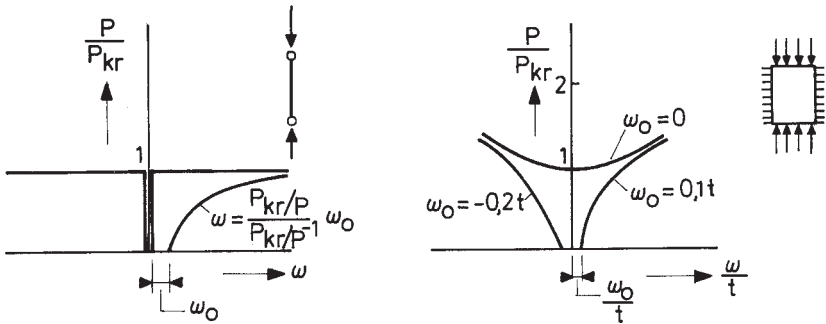


afb. 27. Verband tussen stijfheid en belasting.

#### 4.2.2. De invloed van initiële vervormingen

Ideaal vlakke platen als beschouwd in 4.2.1 bestaan in werkelijkheid niet. Door het fabricageproces zijn altijd initiële vervormingen aanwezig. Door het aanbrengen van belasting nemen deze vervormingen toe. Een abrupte overgang van de vlakke toestand naar de uitgebogen toestand als geschetst in afbeelding 23 treedt dan niet op.

In afbeelding 28 is het verband tussen de belasting en de uitbuiging geschetst voor een plaat met initiële vervormingen (vergelijk afb. 23).



afb. 28. Verband tussen belasting en uitbuiging in het geval van initiële vervormingen.

De werkelijke grootte van de initiële vervormingen en de variatie over het plaatoppervlak zijn voor iedere plaat verschillend (random verdeeld).

Om het probleem voor berekening toegankelijk te maken wordt veelal uitgegaan van de veilige aanname dat de initiële vervormingen qua vorm overeenkomen met de uitbuigingsvorm van een geplooid ideale vlakke plaat ( $z = w_0 \sin \frac{\pi x}{b} \cos \frac{\pi y}{b}$ ).

De maximale initiële afwijking (amplitude) wordt  $w_0$  genoemd. De formule 4 kan voor een initieel vervormde plaat als volgt worden gemodificeerd:

$$\left[ \left( \frac{w}{t} \right)^2 - \left( \frac{w_0}{t} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} = 2,1 \left( \frac{P}{P_{kr}} - 1 + \frac{w_0}{w} \right)^{\frac{1}{2}} + 0,02 \left( \frac{P}{P_{kr}} - 1 + \frac{w_0}{w} \right)^{\frac{3}{2}} \quad (8)$$

of na herleiding en verwaarlozing van de hogere orde termen:

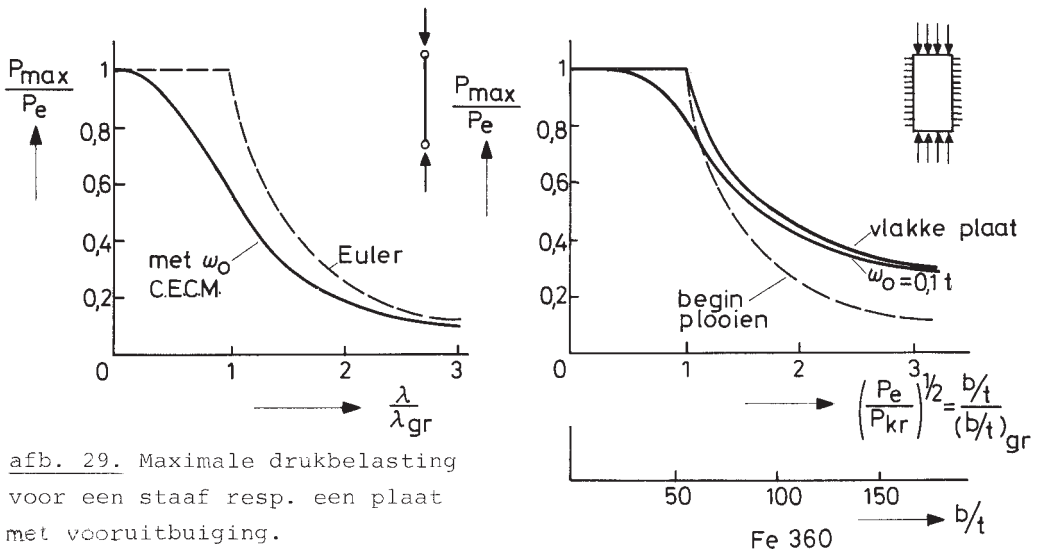
$$\left( \frac{w}{t} \right)^3 - \frac{w}{t} \left[ \left( \frac{w_0}{t} \right)^2 + 4,25 \left( \frac{P}{P_{kr}} - 1 \right) \right] - 4,25 \frac{w_0}{t} = 0 \quad (9)$$

Indien  $w$  bekend is volgt de waarde van de maximale randspanning uit de als volgt gemodificeerde formule (5):

$$\frac{\sigma_b}{\sigma_{kr}} = \frac{P}{P_{kr}} + 2,83 \left( \frac{P}{P_{kr}} - 1 + \frac{w_0}{w} \right) + 0,52 \left( \frac{P}{P_{kr}} - 1 + \frac{w_0}{w} \right)^2 \quad (10)$$

Indien weer aangenomen wordt dat de maximale belasting bereikt is indien de maximale randspanning gelijk is aan de vloeigrens dan kunnen uit de twee vergelijkingen (9) en (10) met  $\sigma_b = \sigma_e$  de waarden van  $P_{max}$  en  $w_{max}$  worden bepaald.

In afbeelding 29 zijnde waarden van  $P_{max}$  uitgezet als functie van  $\frac{b}{t}$  voor een plaat met een vooruitbuiging  $w_0 = 0,1 t$ . Tevens is ingetekend de kromme voor een ideaal vlakke plaat (resp. begin van plooiën en  $P_{max}$ : vergelijk afbeelding 26):

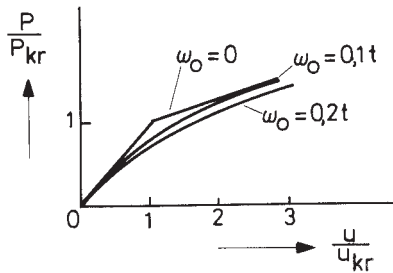


afb. 29. Maximale drukbelasting voor een staaf resp. een plaat met vooruitbuiging.

De verkorting van de plaat en dus ook de stijfheid kunnen worden bepaald met de volgende formule (vergelijk formule (6)):

$$\frac{u}{u_{kr}} = \frac{P}{P_{kr}} + 1,45 \left( \frac{P}{P_{kr}} - 1 + \frac{w_0}{w} \right) + 0,38 \left( \frac{P}{P_{kr}} - 1 + \frac{w_0}{w} \right)^2 \quad (11)$$

Voor drie waarden van de beginuitbuiging is deze betrekking grafisch weergegeven in afbeelding 30.



afb. 30. Verband tussen de belasting en de verkorting voor enige waarden van de vooruitbuiging  $w$ .

Uit afbeelding 30 blijkt dat de abrupte afname in stijfheid bij  $P = P_{kr}$ , die in 4.2.1 voor vlakke platen gevonden werd, door aanwezigheid van vooruitbuigingen niet op zal treden.



4.3. REKENREGELS VOOR DUNNE GEDRUKTE PLAATDELEN

4.3.1. Berekening van de kritieke plooispanning

In 4.2. is aangetoond dat voor dunne gedrukte plaalementen de draagkracht niet wordt bepaald door het bereiken van de kritieke plooispanning  $\sigma_{kr}$ .

Dit betekent niet dat de waarde van  $\sigma_{kr}$  niet van belang zou zijn. Uit de formules in 4.2. blijkt immers dat  $\sigma_{kr}$  bekend moet zijn om de optredende spanningen en de vervormingen in het na-kritische stadium te kunnen berekenen.

De waarde van  $\sigma_{kr}$  volgt uit formule (3):

$$(3): \sigma_{kr} = \frac{k\pi^2 E}{12(1-\nu^2) \left(\frac{b}{t}\right)^2}$$

In deze formule is k de z.g. plooi-factor waarvan de waarde bepaald wordt door de rand-voorwaarden en de wijze van belasting van de plaat. Voor een aantal gevallen is de waarde van k gegeven in tabel 1.

Tabel 1: waarden van de plooi-factor k				
belasting		randvoorwaarde		k
I druk			ongesteund	0,4
				1,25
			gesteund	4
				5,5
		7		
II buiging			ongesteund	0,9
				2,1
			gesteund	23,9
				25,8
				39,5
		41,8		
III afschuiving			gesteund	5,4
				9

Voor andere gevallen wordt verwezen naar NEN 3851 (TGB 1972 - Staal) en de verschillende handboeken m.b.t. plooiën van platen.

Bij de in tabel 1 gegeven gevallen blijven de gesteunde randen loodrecht op het plaatvlak volledig recht (star opgelegd). Hieraan wordt in werkelijkheid niet altijd voldaan. Dit kan worden geïllustreerd met het voorbeeld van de gedrukte flens van een trapeziumvormig gevouwen dakplaat.

In afbeelding 31 is een golf van de plaat getekend waarbij aangenomen wordt dat de bovenflens gedrukt is.

Bij relatief grote afrondingen is het van belang voor de plooierekening het vlakke deel tussen de afrondingen te beschouwen. Dit plaatdeel kan worden geschematiseerd als een lange plaat die aan de randen verend is ondersteund en verend is ingeklemd.

De veerconstanten van de translatieveer en de rotatieveer zijn afhankelijk van de stijfheid van het lijf met de aansluitende onderflens, zoals eenvoudig te zien is aan de schematisering als gegeven in afb. 31.

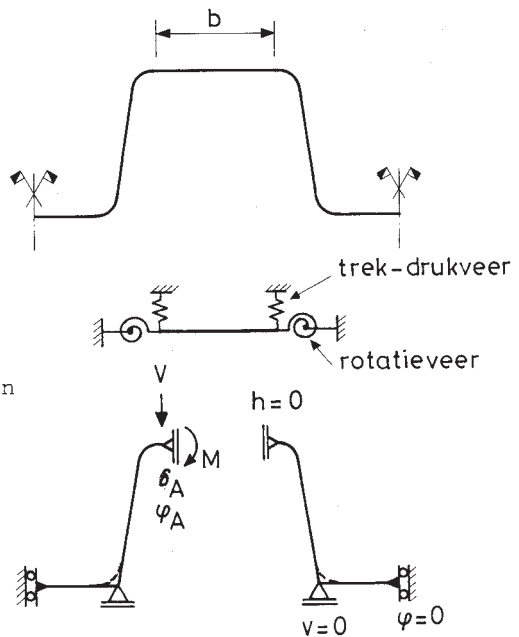
Deze veerconstanten worden op de volgende wijze dimensieloos gemaakt:

$$\bar{\varphi} = \frac{b}{\pi} \frac{\varphi}{D}$$

$$\bar{\delta} = \left(\frac{b}{\pi}\right)^3 \frac{\delta}{D}$$

$$\text{waarin: } D = \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)}$$

Voor een bepaalde waarde van  $\bar{\varphi}$  en  $\bar{\delta}$  kan de waarde van  $k$  in tabel 2 worden gevonden.



$$\text{veerconstante } \delta = \frac{V}{\delta_A}$$

$$\text{veerconstante } \varphi = \frac{M}{\varphi_A}$$

afb. 31. Schematisering van de drukflens van een dakplaat.

Tabel 2: waarden van de plooi-factor  $k$  voor een verend ingeklemde en ondersteunde plaat

$\bar{\delta}$	0,5	1	2	3	4	6	10	15	20	30	$\infty$
0	1.107	1.524	2.037	2.367	2.602	2.918	3.260	3.472	3.590	3.717	4.000
0,25	1.108	1.529	2.055	2.399	2.650	2.994	3.381	3.629	3.771	3.926	4.279
0,5	1.108	1.531	2.066	2.421	2.683	3.048	3.469	3.746	3.907	4.085	4.500
1	1.108	1.535	2.082	2.450	2.727	3.121	3.590	3.910	4.101	4.317	4.835
2	1.109	1.539	2.097	2.481	2.774	3.201	3.728	4.104	4.335	4.602	5.274
3	1.109	1.541	2.105	2.498	2.799	3.245	3.806	4.216	4.473	4.775	5.557
4	1.109	1.542	2.110	2.508	2.815	3.272	3.856	4.290	4.565	4.892	5.756
5	1.109	1.542	2.114	2.515	2.826	3.291	3.892	4.342	4.631	4.977	5.905
7	1.109	1.544	2.119	2.525	2.842	3.320	3.946	4.425	4.735	5.113	6.154
10	1.109	1.544	2.122	2.531	2.851	3.337	3.978	4.472	4.796	5.194	6.308
15	1.109	1.545	2.125	2.537	2.861	3.335	4.012	4.526	4.866	5.287	6.489
$\infty$	1.109	1.546	2.131	2.551	2.884	3.397	4.094	4.655	5.035	5.519	6.971

#### 4.3.2. Berekeningsmethoden voor gesteunde plaatdelen

Er bestaan verschillende benaderingsmethoden om het gedrag van een gedrukt plaatdeel analytisch te beschrijven. De drie meest bekende zullen hierna worden besproken.

##### a. Methode van Dawson en Walker 3

Deze methode sluit het best aan bij de theoretische benadering zoals behandeld in 4.2.

Met behulp van de formules (9) en (10) kan de maximale drukkracht worden berekend door  $\sigma_b$  gelijk te stellen aan  $\sigma_e$ . Voorwaarde hiervoor is dat voor de vooruitbuiging  $W_0$  een waarde wordt aangenomen. Dawson en Walker nemen dan dat in een dikke plaat kleinere vooruitbuigingen aanwezig zullen zijn dan in een dunne plaat met dezelfde breedte.

In verband hiermede geven zij de volgende formule voor  $W_0$ :

$$\frac{W_0}{t} = 0,2 \frac{P_e}{P_{kr}} \quad (12)$$

De plaatstijfheid volgt uit formule (11).

De gegeven formules zijn afgeleid voor platen die aan de rand scharnierend zijn opgelegd. Het is nog niet bewezen dat deze ook voor andere sterk afwijkende randvoorwaarden mogen worden toegepast (zie ook 4.3.3.).

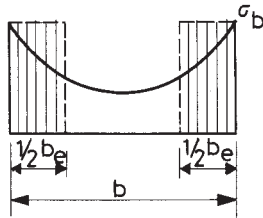
Het oplossen van de vergelijkingen vraagt veel rekenwerk doch dit kan worden ondervangen door grafieken op te stellen voor

$$\frac{P_{\max}}{P_e} \quad (\text{zie afb. 29})$$

$$\text{resp.} \quad \frac{u}{u_{kr}} \quad (\text{zie afb. 30})$$

b. Methode van Winter [1]

Bij deze methode wordt de werkelijke spanningsverdeling over een golftop van de geplooidde plaat vervangen door een geschematiseerde spanningsverdeling als aangegeven in afbeelding 32.



afb. 32. Medewerkende breedte.

De kromlijnige spanningsverdeling wordt dus vervangen gedacht door een gelijkmatige spanningsverdeling over een gedeelte van de doorsnede, waarbij de grootte van de spanning gelijk is aan de maximale randspanning. Het gedeelte van de doorsnede waarin de fictieve constante spanning heerst wordt medewerkende breedte ( $b_e$ ) genoemd.

Deze methode is voor het eerst geïntroduceerd door von Karman in 1932. Deze nam aan dat de medewerkende breedte van een plaat gelijk is aan die plaatbreedte waarbij de kritieke plooispanning juist gelijk is aan de vloeispanning. De waarde van  $b_e$  kan dan als volgt worden gevonden:

$$(3a) \rightarrow \sigma_{kr} = \frac{\pi^2 E}{3(1-\nu^2) \left(\frac{b_e}{t}\right)^2} = \sigma_e$$

$$b_e = 1,9 t \sqrt{\frac{E}{\sigma_e}} \quad (13)$$

als  $b > b_e$  :

$$(3_a) \rightarrow \sigma_{kr} = \frac{\pi^2 E}{3(1-\nu^2) \left(\frac{b}{t}\right)^2}$$

$$b = 1,9 t \sqrt{\frac{E}{\sigma_{kr}}} \quad (14)$$

$$(13)(14) \rightarrow \frac{b_e}{b} = \sqrt{\frac{\sigma_{kr}}{\sigma_e}} \quad (15)$$

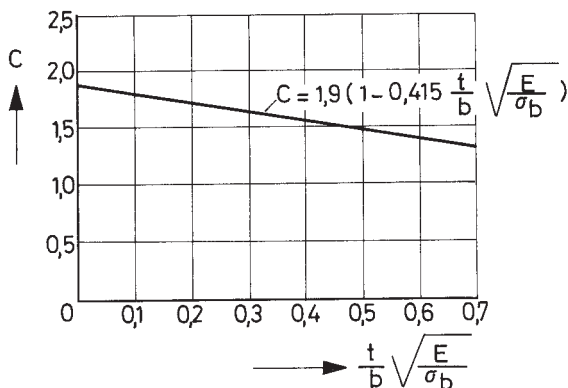
Volgens Winter is formule (13) ook toepasbaar voor randspanningen  $\sigma_b$  die kleiner zijn dan de vloeispanning terwi hij bovendien voor het getal 1,9 een gemodificeerde factor C heeft voorgesteld.

Formule (13) gaat dan over in de volgende uitdrukking:

$$b_e = C t \sqrt{\frac{E}{\sigma_b}} \quad (16)$$

Hierin is C een factor die lineair afhankelijk is van de parameter:

$$\frac{t}{b} \sqrt{\frac{E}{\sigma_b}} \quad (\text{zie afb. 33})$$



afb. 33. De waarde van de factor C volgens Winter.

De formule (16) gaat hiermee over in:

$$b_e = 1,9 t \sqrt{\frac{E}{\sigma_b}} \left[ 1 - 0,415 \frac{t}{b} \sqrt{\frac{E}{\sigma_b}} \right] \quad (17)$$

Na herleiding kan deze formule in dezelfde vorm geschreven worden als formule (15):

$$\frac{b_e}{b} = \sqrt{\frac{\sigma_{kr}}{\sigma_b}} (1 - 0,22 \sqrt{\frac{\sigma_{kr}}{\sigma_b}}) \quad (18)$$

Uit deze formule kan worden afgeleid dat de eerste plooiën ontstaan bij een spanning  $\sigma = \sigma_b = 0,45 \sigma_{kr}$ . Voor  $\sigma_b \leq 0,45 \sigma_{kr}$  geldt  $b_e = b$ .

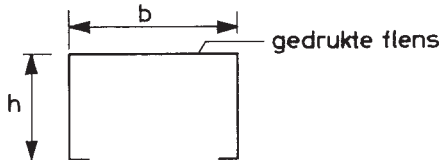
De plaat werkt dus volledig mee tot aan  $\sigma_e$  wanneer

$$\frac{b}{t} \leq \sqrt{0,45} \left(\frac{b}{t}\right)_{gr} = 0,67 \left(\frac{b}{t}\right)_{gr}$$

Voor de betekenis van  $\left(\frac{b}{t}\right)_{gr}$  wordt verwezen naar afb. 21.

c. Methode van Rhodes en Harvey [4]

Deze berekeningsmethode is afgeleid uit de beschouwing van scherp gezette  $\square$  profielen.



afb. 34. Door Rhodes en Harvey beschouwde type profiel

Aangenomen wordt dat de flens volledig meewerkt zolang:

$$\sigma \leq \sigma_{kr} = k \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2) \left(\frac{b}{t}\right)^2}$$

Voor de beschouwde omega en C profielen wordt de volgende formule voor k gegeven:

$$k = 5,23 + 0,16 \frac{b}{h}$$

Deze formule is afgeleid uit proeven.

Indien  $\sigma > \sigma_{kr}$  dan wordt evenals bij de vorige methode uitgegaan van een medewerkende breedte  $b_e$  (zie afb. 32).

Voor de bepaling van  $b_e$  wordt de volgende eenvoudige formule gegeven:

$$\frac{b_e}{b} = a \frac{\sigma_{kr}}{\sigma_b} + c \quad (19)$$

Voor de beschouwde profielen geldt volgens de auteurs

$$a = 0,7 \text{ en } c = 0,3$$

De formule (19) gaat met deze waarden over in:

$$\frac{b_e}{b} = 0,7 \frac{\sigma_{kr}}{\sigma_b} + 0,3 \quad (20)$$

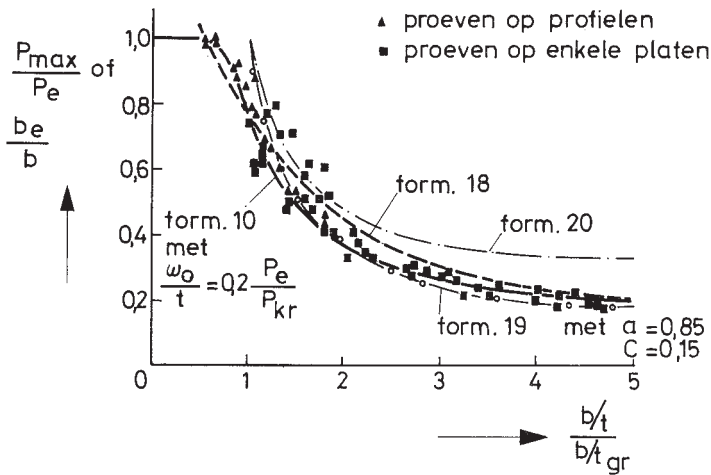
De waarden van a en c zijn bepaald uit theoretische resultaten van computer-berekeningen en getoetst aan proeven. Volgens de auteurs mag de methode ook worden gebruikt voor andere profielvormen indien de waarde van  $\sigma_{kr}$  wordt bepaald volgens de in 4.31 gegeven methode. Hierna zal echter worden aangetoond dat dan voor a en c andere waarden dienen te worden gekozen.

Een groot voordeel van deze methode is dat  $\sigma_b$  lineair voorkomt in formule (20).



Hierdoor blijkt het voor een op buiging belaste doorsnede mogelijk een gesloten uitdrukking op te stellen voor het verband tussen  $\sigma_b$  en M (zie 4 )

In onderstaande afb. 35 zijn de resultaten die met de verschillende methodes verkregen worden grafisch weergegeven (vergelijk afb. 29).



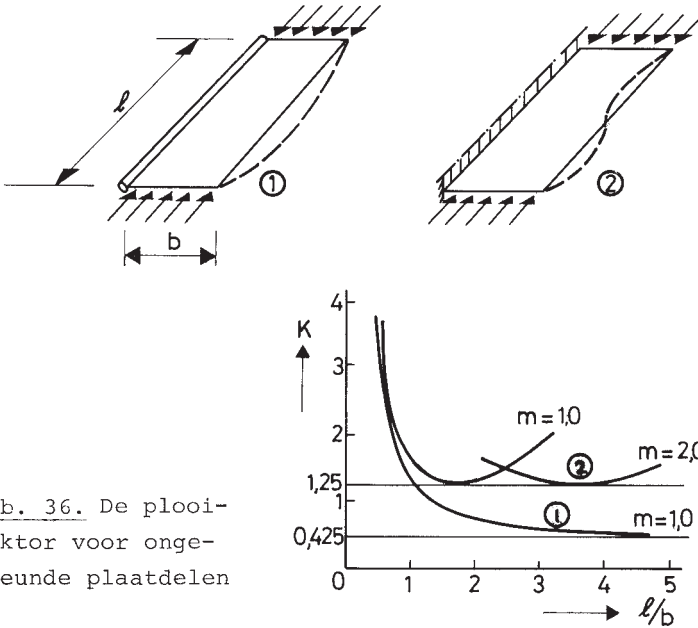
afb. 35. Verband tussen de maximale belasting en de slankheid volgens enige formules.

Tevens is een aantal proefresultaten ingetekend. Uit deze figuur kan worden geconcludeerd dat de door Harvey gegeven formule slechts in een beperkt gebied tot redelijke resultaten leidt. Indien voor de constanten a en c i.p.v. de voorgestelde waarde resp. 0,85 en 0,15 wordt gekozen is de overeenkomst beter. Deze waarden zijn in de RSD 1974 aangehouden. Bij kleine  $\frac{b}{t}$  verhoudingen geeft deze methode dan nog enigszins onveilige resultaten, immers volgens deze formule geldt dat  $\frac{b_e}{b} = 1$  voor  $\sigma = \sigma_{kr}$ . Hetgeen slechts voor ideaal vlakke platen juist is.

### 4.3.3. Berekeningsmethoden voor ongesteunde platen

Zoals besproken in 4.1. wordt over een ongesteunde plaat gesproken indien een der lange onbelaste randen niet ondersteund is.

De plooi vorm van een dergelijke plaat wordt bepaald door de randvoorwaarde t.p.v. de wel gesteunde rand. Indien deze rand scharnierend is opgelegd plooit de plaat altijd in één lange golf, terwijl bij een ingeklemde rand afhankelijk van de lengte meer plooi golven zullen optreden.



afb. 36. De plooi-faktor voor ongesteunde plaatdelen

De kritieke plooispanning voor een ideaal vlakke plaat volgt zoals reeds gesteld in 4.3.1. uit de algemene plooi formule (3):

$$(3): \sigma_{kr} = \frac{k\pi^2 E}{12(1-\nu^2) \left(\frac{b}{t}\right)^2}$$

De waarde van de plooifactor, afhankelijk van de lengte van de plaat, volgt uit de grafieken in afbeelding 36. Voor een lange plaat gelden de in tabel 1 reeds gegeven waarden nl.

$k = 0,425$  bij een scharnierende rand

$k = 1,25$  bij een ingeklemde rand.

Volgens de meeste buitenlandse richtlijnen mag bij ongesteunde plaatdelen geen gebruik worden gemaakt van de na-kritische sterkte. De maximale spanning in de reken-toestand mag dan niet groter zijn dan de met formule (3) berekende waarde van  $\sigma_{kr}$ .

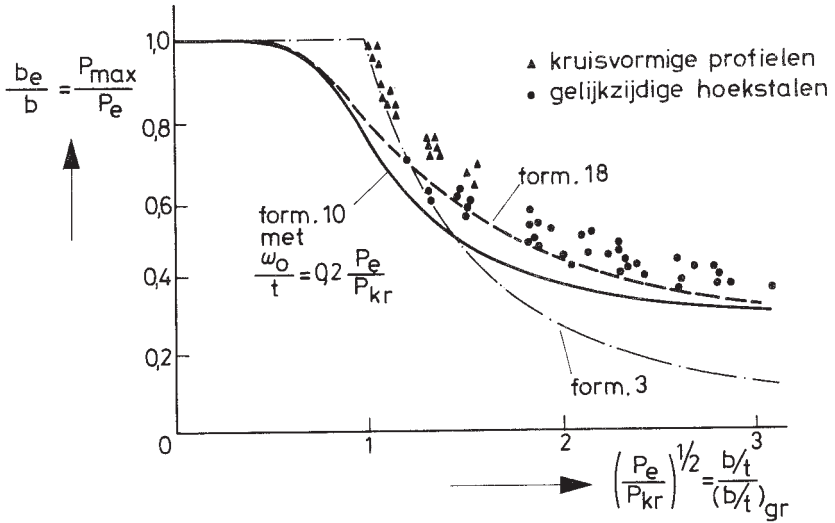
Uit recente onderzoeken is echter gebleken dat ook ongesteunde plaatdelen een na-kritische sterkte bezitten. Stowell heeft met behulp van 2<sup>e</sup> orde berekeningen aangetoond dat hierbij dezelfde parameters een rol spelen als bij de gesteunde platen.

Resultaten van experimenteel werk schijnen er zelfs op te wijzen dat de formules gegeven in 4.3.2., hoewel die zijn afgeleid voor gesteunde platen, ook mogen worden toegepast voor ongesteunde platen. Uiteraard moet dan de waarde van  $\sigma_{kr}$  in deze formules worden bepaald met de voor ongesteunde platen geldende plooifactoren.

In afb. 37 zijn de waarden van  $\frac{p_{max}}{p}$ , berekend met resp. formule (10) (methode a van 4.3.2)<sup>e</sup> en formule (18).

(methode b van 4.3.2.), vergeleken met de resultaten van proeven op kruisvormige doorsneden en gelijkzijdige hoekprofielen.

Tevens is ingetekend de kromme die wordt gevonden met formule (3) en de voorwaarde dat  $\sigma \leq \sigma_{kr}$ .



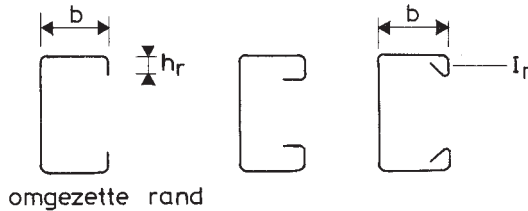
afb. 37. Vergelijking van berekende waarden van  $\frac{P_{max}}{P_e}$  met resultaten van proeven.

#### 4.4. INVLOED VAN RANDVERSTIJVINGEN EN DIMPELS

##### 4.4.1. Randverstijvingen

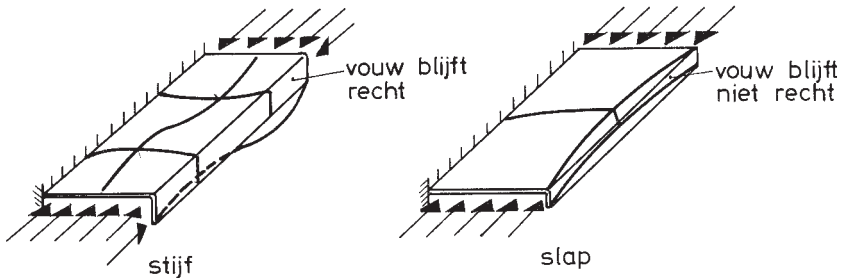
Randverstijvingen worden aangebracht om de plooiesterkte van ongesteunde plaatdelen te vergroten.

De eenvoudigste vorm is de omgezette rand maar andere typen komen ook wel voor (zie afbeelding 38).



afb. 38. Enige typen randverstijvingen

Indien de randverstijving voldoende stijfheid heeft dan fungeert deze als een starre oplegging waardoor het aangrenzende plaelement zich gedraagt als een gesteunde plaat.



afb. 39. Illustratie van de werking van een randverstijving

Hierna zullen de eisen worden gegeven waaraan een randverstijving moet voldoen opdat deze als stijf mag worden beschouwd.

Slappere randverstijvingen zullen ook de plooiesterkte gunstig beïnvloeden. Doch voor een kwantitatieve bepaling van deze invloed bestaan op dit moment nog geen eenvoudige rekenregels.

De eis voor de hoogte van een omgezette rand volgt uit de onderstaande betrekkingen (in art. 2.6.5 van de TGB-Staal komt een enigszins afwijkende formule voor).

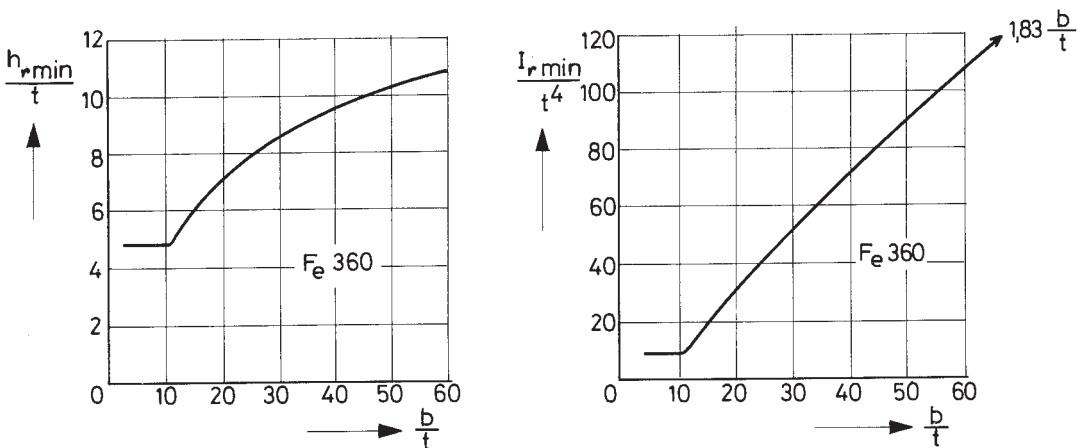
$$\left. \begin{aligned} h_r &\geq 2,8 t \sqrt{6 \left(\frac{b}{t}\right)^2 - \frac{0,13}{\epsilon_e}} \\ h_r &\geq 4,8 t \end{aligned} \right\} \quad (21)$$

Voor  $\frac{b}{t} > 60$  mag dit type randverstijving niet worden toegepast.

Voor andere typen randverstijvingen kan het minimaal vereiste traagheidsmoment worden bepaald met de volgende betrekkingen:

$$\left. \begin{aligned} I_r &\geq 1,83 t^4 \sqrt{\left(\frac{b}{t}\right)^2 - \frac{0,13}{\epsilon_e}} \\ I_r &\geq 9,2 t^4 \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

Deze eisen zijn voor Fe 360 grafisch weergegeven in afbeelding 40.

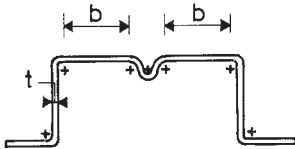


afb. 40. Eisen voor stijve randverstijvingen (Fe 360).

#### 4.4.2. Dimpels

Ook gesteunde plaatdelen, en vooral die met relatief grote breedte/dikte afmetingen, worden wel van ingewalste verstijvingen, in de vorm van langsribbels voorzien om de weerstand tegen plooiën te verbeteren. Dit soort verstijvingen wordt ook wel "dimpels" genoemd. In afb. 5 zijn enige soorten dimpels getoond zoals die bij trapeziumvorming geprofileerde platen worden toegepast.

In afb. 41 is een hoedprofiel met een dimpel getekend.



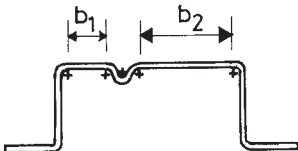
afb. 41. Hoedprofiel met een dimpel.

In vergelijking met een randverstijving moet een dimpel twee plaatdelen ondersteunen.

De vereiste minimum stijfheid is daarom ook tweemaal zo groot als voor een randverstijving.

$$\left. \begin{aligned} I_d &\geq 3,66 t^4 \sqrt{\left(\frac{b}{t}\right)^2 - \frac{0,13}{\epsilon_e}} \\ I_d &\geq 18,4 t^4 \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

Als de dimpel niet in het midden van de gedrukte plaat is gelegen dan mag de vereiste minimum-stijfheid worden bepaald door de afzonderlijke waarden voor de beide plaatdelen volgens (22) bij elkaar op te tellen.



afb. 42. Hoedprofiel met excentrisch gelegen verstijving.

$$\left. \begin{aligned}
 I_d &\geq 1,83 t^4 \left[ \sqrt{\left(\frac{b_1}{t}\right)^2 - \frac{0,13}{\epsilon_e}} + \sqrt{\left(\frac{b_2}{t}\right)^2 - \frac{0,13}{\epsilon_e}} \right] \\
 I_d &\geq 18,4 t^4
 \end{aligned} \right\} (24)$$

#### 4.4.3. Invloed van de plaatbreedte op het effect van verstijvingen

In 4.4.1. en 4.4.2. zijn de voorwaarden gegeven waaraan verstijvingen moeten voldoen opdat deze in de richting loodrecht op het plaatvlak als star mogen worden beschouwd.

Indien de verstijving van bijv. het in afb. 41 geschetste hoedprofiel aan deze eisen voldoet, dan zou men kunnen verwachten dat de medewerkende breedte c.q. de maximale kracht voor de met "b" aangegeven plaatdelen (deelelementen) mogen worden bepaald met de in 4.3.2. gegeven methoden voor gesteunde platen.

Uit proeven is echter gebleken dat indien  $\frac{b}{t} > 60$  de medewerkende breedte van deelelementen kleiner is dan van overeenkomstige door twee lijven gesteunde plaatdelen. Dit is een gevolg van het feit dat de normaalspanningen in de flenzen door schuifspanningen vanuit het lijf worden overgedragen.

De verder van het lijf gelegen delen ontvangen hun normaalspanningen via schuifspanningen in de dichter bij het lijf gelegen delen. Hierdoor is er een verschil tussen een lijf en een verstijving.

Zolang nu de deelelementen vlak zijn kan de schuifspanningsoverdracht ongehinderd plaatsvinden.

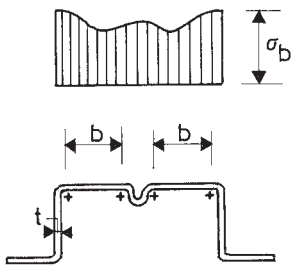
In dat geval is de normaalspanning in de verstijving gelijk aan die in het lijf en is er geen verschil tussen de eigenschappen van het deelelement en de eigenschappen van een gesteunde plaat.



Indien de deelelementen echter een grote  $\frac{b}{t}$  verhouding bezitten zal door de aanwezige geringe plooivorming volledige schuifspannings-overdracht worden verhinderd, hetgeen z.g. "shear lag" tot gevolg heeft. Hetzelfde verschijnsel doet zich ook zonder plooiën voor bij zeer brede verstijfde plaatvelden door de normale schuifvervorming.

Het gevolg van de "shear lag" is tweërlei:

- de medewerkende breedte van de deelelementen is kleiner
- de spanning in de verstijving is lager dan naast het lijf, waardoor de verstijving minder effectief is (zie afbeelding 43)



afb. 43. Spanningsverdeling in verstijfde flens indien  $\frac{b}{t} > 60$ .

Om dit verschijnsel in rekening te brengen kunnen de volgende rekenregels worden toegepast (overeenkomstig Amerikaanse en concept Europese richtlijnen):

a. Indien  $\frac{b}{t} \leq 60$

- a<sub>1</sub>. de deelelementen mogen worden beschouwd als normale gesteunde plaalementen en berekend worden met de in 4.3.2. gegeven methoden
- a<sub>2</sub>. de volledige doorsnede van de verstijving mag worden meegerekend
- a<sub>3</sub>. bij meer dan twee dimpels mogen slechts de twee dimpels die het dichtst bij het lijf liggen als verstijvingen worden beschouwd.

b. Indien  $60 < \frac{b}{t} \leq 90$

b<sub>1</sub>. de deelelementen mogen worden beschouwd als gesteunde plaelementen waarvan echter de medewerkende breedte als volgt gereduceerd moet worden

$$\frac{b_e^*}{t} = \frac{b_e}{t} - 0,10 \left( \frac{b}{t} - 60 \right) \text{ ----- (25)}$$

- b = breedte van het deelelement
- b<sub>e</sub> = medewerkende breedte volgens 4.3.2.
- b<sub>e</sub><sup>\*</sup> = gereduceerde medewerkende breedte

b<sub>2</sub>. de doorsnede van de verstijving moet worden gereduceerd

$$A_{eff} = \left[ \left( 3 - 2 \frac{b_e^*}{b} \right) - \frac{1}{30} \left( 1 - \frac{b_e^*}{b} \right) \left( \frac{b}{t} \right) \right] A_d \text{ (26)}$$

- A<sub>eff</sub> = effectieve doorsnede van de verstijving
- A<sub>d</sub> (of A<sub>r</sub>) = doorsnede van de verstijving
- b en b<sub>e</sub> = zie b<sub>1</sub>

b<sub>3</sub>. idem als a<sub>3</sub>.

c. Indien  $\frac{b}{t} > 90$

c<sub>1</sub>. idem als b<sub>1</sub>

c<sub>2</sub>. de doorsnede van de dimpel moet worden gereduceerd

$$A_{eff} = \frac{b_e^*}{b} A_d \text{ ----- (27)}$$

c<sub>3</sub>. idem als a<sub>3</sub>.

In de RSD 1974 is voor dakplaten een van het bovenstaande afwijkende procedure toegepast. Deze zal worden behandeld bij de bespreking van de RSD.

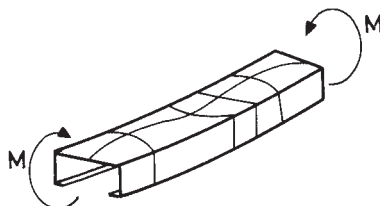
## 5. OP BUIGING BELASTE STAVEN

### 5.1. Criteria voor de beoordeling

De volgende criteria kunnen bij het ontwerp van op buiging belaste dunwandige koudgevormde profielen een rol spelen:

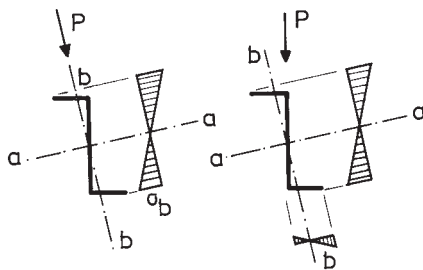
#### a. Sterkte en doorbuiging

In hoofdstuk 4 is reeds uiteengezet dat door de veelal grote breedte-dikteverhoudingen van de samenstellende plaatdelen bij relatief lage drukspanningen plooiën zal optreden. Voor een economische toepassing is het noodzakelijk gebruik te maken van de na-kritische sterkte. Door het plooiën is het verband tussen de belasting en de vervorming niet lineair, waardoor de elementaire lineaire mechanica niet meer toepasbaar is.



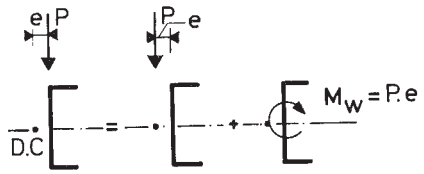
afb. 44. Plooien van een gedrukte flens.

Door de grote vrijheid in de vormgeving worden vaker niet-symmetrische profielen toegepast. In het algemeen zal hierbij de krachtrichting niet samenvallen met een der hoofdtraagheidsassen. In dat geval moet worden gerekend op dubbele buiging. Een andere eigenschap van niet-symmetrische en sommige eenzijdig symmetrische profielen is dat door de belasting naast



afb. 45. Invloed van de krachtrichting op de spanningsverdeling.

buiging veelal ook wringing wordt geïntroduceerd. Dit gebeurt als de lijn waarlangs de resultante van de belasting werkt niet door een bepaald punt van het profiel gaat: het zogenaamde dwarskrachten centrum.

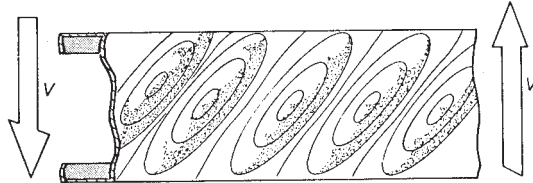


afb. 46. Kanaalprofiel belast door een kracht die niet door het dwarskrachtencentrum gaat.

Beide laatstgenoemde onderwerpen zijn niet specifiek voor koudgevormde profielen en behoren in feite tot de elementaire mechanica stof. Doordat bij normale staalkonstrukties echter meestal gewerkt wordt met symmetrische profielen, mag niet worden verwacht dat iedereen deze kennis nog paraat heeft. In paragraaf 5.2 wordt deze stof daarom kort herhaald.

b. Plooien van het lijf

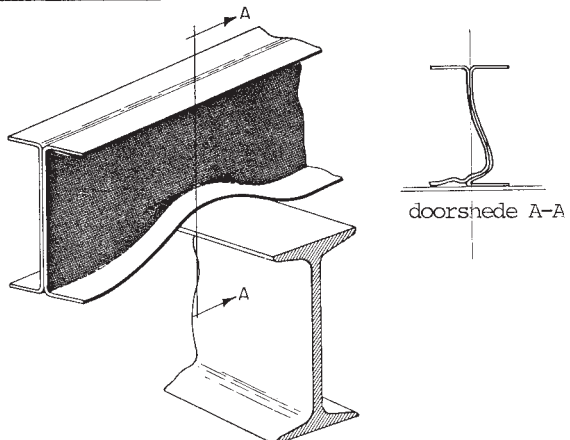
In het lijf kan evenals in de flenzen onder invloed van een buigend moment plooien optreden. Daarnaast kan ook plooien optreden als gevolg van



afb. 47. Plooien door dwarskracht.

dwarskracht en de combinatie van dwarskracht en moment.

Onder geconcentreerde krachten en boven opleggingen bestaat het gevaar voor plaatselijk plooien als geïllustreerd in afbeelding 48. Een ongunstig aspect in dit verband is dat door de afgeronde hoeken, die kenmerkend zijn voor.

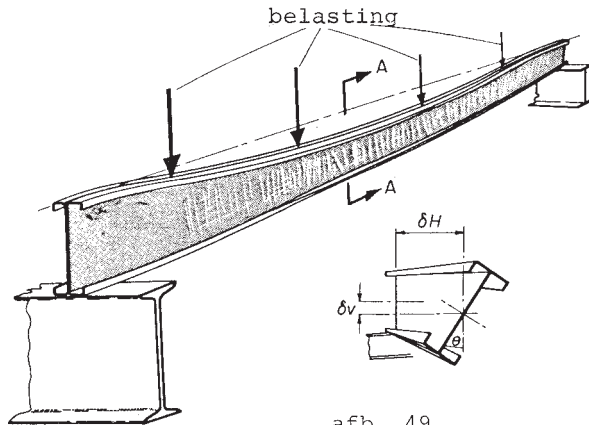


afb. 48. Plaatselijk plooien door geconcentreerde kracht

koudgevormde profielen, de krachten altijd min of meer excentrisch ten opzichte van het lijf aangrijpen.

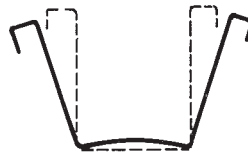
c. Kippen

De gedrukte flens van een op buiging belaste ligger kan in zijdelingse richting instabiel worden. Het profiel wordt in twee richtingen gebogen en bovendien getordeerd. Alle hoge en smalle open profielen zijn kipgevoelig. Ook de gedrukte flenzen van relatief brede profielen kunnen instabiel worden zoals schematisch is aangegeven in afbeelding 50.



afb. 49.

Kippen van een ligger.

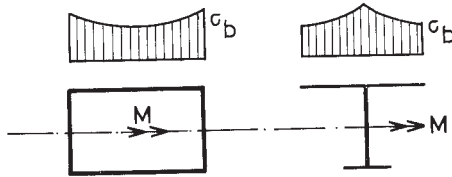


afb. 50. Knikken van gedrukte flenze

d. Invloed schuifvervorming in zeer brede flenzen

Bij op buiging belaste liggers met zeer brede flenzen zal de normaalspanning in de flenzen niet gelijkmatig verdeeld zijn. Dit is het gevolg van de schuifvervorming

('shear lag'). Ook bij de berekening van bijvoorbeeld gewapend betonnen T-balken en kokerbruggen moet hiermee rekening worden gehouden. Men moet dit verschijnsel niet verwarren met de ongelijkmatige spanningsverdeling die in een gedrukte flens optreedt als gevolg van plooien. Wel zal door het plooien de 'shear



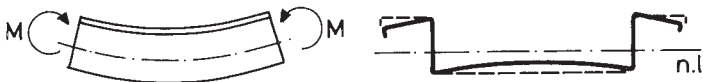
afb. 51.

Spanningsverdeling in zeer brede flenzen.

lag' worden versterkt, zoals reeds besproken is in 4.4.3. Bij koudgevormde profielen is de invloed van de normale 'shear lag' zelden van betekenis en dan nog alleen bij getrokken flenzen, omdat bij gedrukte flenzen altijd het plooien maatgevend is.

e. Vervorming van de profieldoorsnede bij buiging

Bij de berekening van op buiging belaste constructies wordt normaal aangenomen dat de vorm van de profieldoorsnede niet verandert. In een gekromde ligger ontstaat door de axiale spanningen in de flenzen een belastingskomponent dwars op de flenzen en werkend in de richting van de neutrale lijn. Hierdoor treedt bij een profiel met dunne brede flenzen de in afbeelding 52 geschetste vervorming op.



afb. 52. Vervorming van een profieldoorsnede bij buiging.

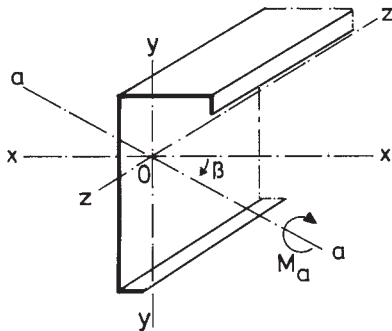
De hiervoor genoemde criteria worden in de volgende paragrafen meer in detail besproken.

Voor verschillende gevallen zullen mogelijke berekeningsmethoden worden aangegeven. Op dit moment bestaan er nog geen Nederlandse richtlijnen op dit gebied, zodat met name de te hanteren veiligheidscoëfficiënten arbitrair moeten worden vastgesteld.

## 5.2. Berekening van de spanningen in open profielen

### 5.2.1. Buiging

Beschouw een willekeurig gevormde profieldoorsnede bijvoorbeeld zoals in afbeelding 53 geschetst.

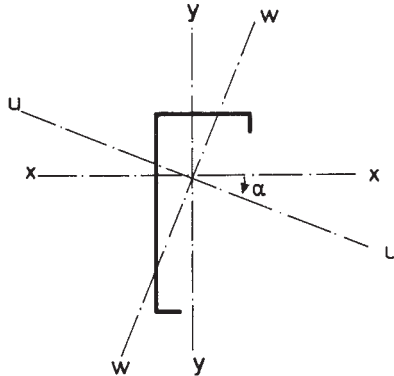


afb. 53. Niet symmetrische profieldoorsnede.

In verband met de toepassing in de konstruktie worden de traagheidsgrootheden meestal gegeven ten opzichte van het assenstelsel  $x, y, z$  dat in de figuur is aangegeven. De assen gaan door het zwaartepunt  $O$  van de doorsnede. Stel dat de doorsnede belast wordt door een moment  $M_a$  om een willekeurige as  $a$ - $a$  door het zwaartepunt. Voor de berekening van de buigspanningen  $\sigma_z$  kunnen twee methoden worden gevolgd:

a. Transformatie naar de hoofdtraagheidsassen

Iedere doorsnede heeft twee hoofdtraagheidsassen u en w, die gaan door het zwaartepunt en die loodrecht op elkaar staan. Bij een tweezijdig symmetrisch profiel vallen de hoofdtraagheidsassen samen met de symmetrie-assen.



afb. 54. Profiel met hoofdtraagheidsassen u-u en w-w.

Voor de hoofdtraagheidsassen geldt dat het traagheidsprodukt  $I_{uw}$  ten opzichte van deze assen gelijk is aan nul.

$$\int_A u \cdot w \, dA = 0$$

Indien de traagheidsgrootheden  $I_x$ ,  $I_y$  en  $I_{xy}$  bekend zijn, dan wordt de richting van de hoofdassen bepaald door de hoek  $\alpha$  (zie afb. 54) waarvan de waarde volgt uit de betrekking:

$$\tan 2\alpha = - \frac{I_{xy}}{\frac{1}{2}(I_x - I_y)} \quad \text{-----} \quad (28)$$

De hoofdtraagheidsmomenten kunnen met de volgende formules worden berekend:



$$\left. \begin{aligned} I_1 = I_u = I_x \cos^2 \alpha + I_y \sin^2 \alpha - 2I_{xy} \sin \alpha \cos \alpha \\ I_2 = I_w = I_x \sin^2 \alpha + I_y \cos^2 \alpha + 2I_{xy} \sin \alpha \cos \alpha \end{aligned} \right\} \quad (29)$$

Het moment  $M_a$  wordt ontbonden in twee componenten  $M_u$  en  $M_w$  werkend in de richting van de beide hoofdasen. De buigspanningen worden vervolgens bepaald met de elementaire formule:

$$\sigma_z = \frac{M_u}{I_u} w + \frac{M_w}{I_w} u \quad \text{-----} \quad (30)$$

b. Methode met de 'effektieve' momenten

Deze methode is ontwikkeld om het omrekenen naar de hoofdtraagheidsassen te vermijden. Voor het geval geschetst in afbeelding 53 wordt het moment  $M_a$  ontbonden in x-richting en y-richting.

$$M_x = M_a \cos \beta$$

$$M_y = M_a \sin \beta$$

Uitgegaan wordt van de elementaire formule (29):

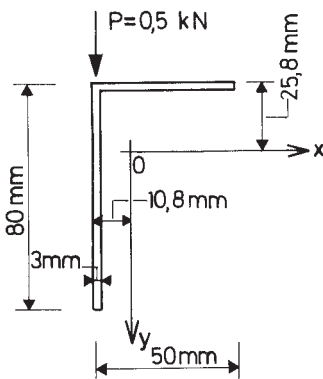
$$\sigma_z = \frac{M_x^*}{I_x} y + \frac{M_y^*}{I_y} x \quad \text{-----} \quad (31)$$

Hierin zijn  $M_x^*$  en  $M_y^*$  de zogenaamde 'effektieve' momenten waarvan de waarde volgt uit de formules:

$$\left. \begin{aligned} M_x^* &= \frac{M_x - M_y \frac{I_{xy}}{I_y}}{1 - \frac{I_{xy}}{I_x} \frac{I_{xy}}{I_y}} \\ M_y^* &= \frac{M_y - M_x \frac{I_{xy}}{I_x}}{1 - \frac{I_{xy}}{I_x} \frac{I_{xy}}{I_y}} \end{aligned} \right\} \text{-----} \quad (32)$$

Rekenvoorbeeld

Ongelijkzijdig hoekprofiel, vrij opgelegd met overspanning van 2 m, in het midden belast door puntlast  $P = 0,5$  kN.



$$\begin{aligned}
 A &= 381 \text{ mm}^2 \\
 I_x &= 25,98 \cdot 10^4 \text{ mm}^4 \\
 I_y &= 8,15 \cdot 10^4 \text{ mm}^4 \\
 I_{xy} &= 50 \cdot 3 \cdot (-24,3) \cdot 14,2 + \\
 &\quad + 77 \cdot 3 \cdot (-9,3) \cdot 15,7 = \\
 &= -8,55 \cdot 10^4 \text{ mm}^4
 \end{aligned}$$

afb. 55. Hoekprofiel waarvoor de spanningsverdeling wordt berekend.

Het maximale moment bedraagt:

$$M_x = \frac{1}{4} P \ell = \frac{1}{4} \cdot 0,5 \cdot 2 = 0,25 \text{ kNm}$$

$$M_y = 0$$

De 'effektieve' momenten bedragen (formule (32)):

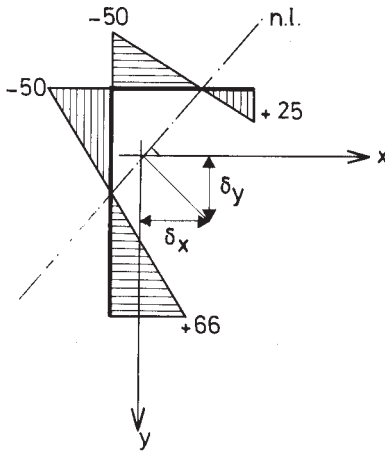
$$M_x^* = \frac{0,25}{1 - \frac{8,55^2}{25,98 \cdot 8,15}} = 0,382 \text{ kNm}$$

$$M_y^* = \frac{-0,25 \frac{8,55}{25,98}}{1 - \frac{8,55^2}{25,98 \cdot 8,15}} = 0,126 \text{ kNm}$$

Met formule (31) kunnen de buigspanningen  $\sigma_z$  worden bepaald.

$$\begin{aligned}\sigma_z &= \frac{0,382 \cdot 10^6}{5,98 \cdot 10^4} y + \frac{0,126 \cdot 10^6}{8,15 \cdot 10^4} x \text{ N/mm}^2 \\ &= 1,47 y + 1,55 x \text{ N/mm}^2\end{aligned}$$

De spanningen zijn uitgezet in afbeelding 56.



afb. 56. Berekende spanningen door  $M_{\max}$  voor de ligger van afbeelding 55.

Voor de bepaling van de doorbuiging kan ook gebruik worden gemaakt van de elementaire formules mits de belastingen worden omgerekend tot 'effektieve belastingen' volgens de onderstaande formules (33):

$$\left. \begin{aligned}P_x^* &= \frac{P_x - P_y \frac{I_{xy}}{I_x}}{1 - \frac{I_{xy}^2}{I_x I_y}} \\ P_y^* &= \frac{P_y - P_x \frac{I_{xy}}{I_y}}{1 - \frac{I_{xy}^2}{I_x I_y}}\end{aligned} \right\} \quad (33)$$

Voor het rekenvoorbeeld van afbeelding 55 geldt:

$$P_x = 0, P_y = 0,5 \text{ kN.}$$

Dus geldt volgens formule (33):

$$P_x^* = \frac{-0,5 \frac{-8,55}{25,98}}{1 - \frac{8,55^2}{25,98 \cdot 8,15}} = 0,25 \text{ kN}$$

$$P_y^* = \frac{0,5}{1 - \frac{8,55^2}{25,98 \cdot 8,15}} = 0,76 \text{ kN}$$

De doorbuiging in x-en y-richting kan nu als volgt worden berekend:

$$\delta_y = \frac{P_y^* \ell^3}{48 EI_x} = \frac{0,76 \cdot 2000^3}{48 \cdot 210 \cdot 25,98 \cdot 10^4} = 2,3 \text{ mm}$$

$$\delta_x = \frac{P_x^* \ell^3}{48 EI_y} = \frac{0,25 \cdot 2000^3}{48 \cdot 210 \cdot 8,15 \cdot 10^4} = 2,4 \text{ mm}$$

De liggerdoorsnede verplaatst, zoals blijkt uit afbeelding 56, in een richting loodrecht op de neutrale lijn.

Opvallend is dat, hoewel de belasting vertikaal aangrijpt, de horizontale doorbuiging nog iets groter is dan de verticale doorbuiging. In veel gevallen zal de horizontale verplaatsing worden verhinderd door bijvoorbeeld dak- of vloerplaten. Er moet echter rekening mee gehouden worden dat dit wringing tot gevolg kan hebben en dat in de bevestigingsmiddelen extra krachten geïntroduceerd worden.

5.2.2. Afschuiving

Indien in een ligger dwarskrachten werken, dan ontstaan hierdoor schuifspanningen.

Als de dwarskracht evenwijdig aan een der hoofdtraagheidsassen werkt kan de grootte van de schuifspanningen worden bepaald met de formule:

$$\tau = \frac{DS}{tI_x} \quad \text{-----} \quad (34)$$

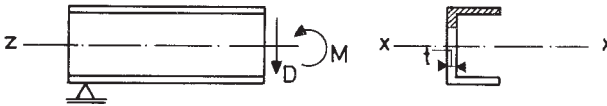
waarin (zie afb. 57):

D = dwarskracht

S = statisch moment van het gearceerde oppervlak ten opzichte van de neutrale lijn

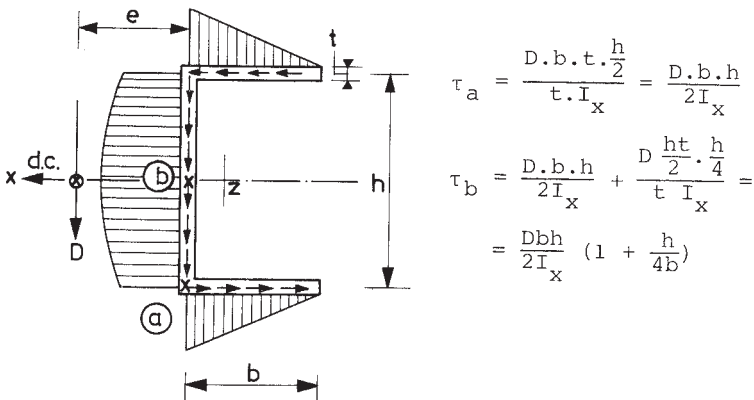
$I_x$  = traagheidsmoment

t = wanddikte



afb. 57. Doorsnede van een ligger onderworpen aan een moment en een dwarskracht.

Met behulp van formule (34) is als voorbeeld de schuifspanningsverdeling in een koudgevormd [-profiel berekend. Het resultaat is gegeven in afbeelding 58.



afb. 58. Schuifspanningsverdeling in een kanaalprofiel.

Formule (34) is alleen geldig als geen wringing optreedt. Hiervoor moet de werklijn van de dwarskracht gaan door een bepaald punt van de doorsnede: het zogenaamde dwarskrachtencentrum. De plaats van het dwarskrachtencentrum volgt uit de evenwichtsvoorwaarden. Voor een doorsnede als getekend in afbeelding 58 is door toepassing van formule (34) automatisch voldaan aan:  $\Sigma H = 0$  en  $\Sigma V = 0$ .

Aan het momentenevenwicht  $\Sigma M = 0$  wordt voldaan als D door het dwarskrachtencentrum gaat. Hiermee kan de plaats van het dwarskrachtencentrum worden berekend. Voor het voorbeeld van afbeelding 58 gaat deze berekening als volgt:

Momentenevenwicht om (b):

$$D \cdot e = 2 \cdot \frac{1}{2} \frac{Dbh}{2I_x} tb \frac{h}{2}$$

$$e = \frac{b^2 h^2 t}{4I_x}$$

Voor het geval van dubbele buiging zonder wringing kan de schuifspanning door superpositie worden bepaald. De dwarskracht wordt hiertoe ontbonden in de richting van de hoofdtraagheidsassen (zie 5.2.1). De schuifspanning in ieder punt van de doorsnede wordt bepaald met de volgende formule:

$$\tau = \frac{D_w S_u}{t I_u} + \frac{D_u S_w}{t I_w} \text{ ----- (35)}$$

Als de doorsnede niet symmetrisch is, is het veelal eenvoudig gebruik te maken van de methode van de 'effektieve' dwarskrachten (zie 5.2.1.b).

$$\left. \begin{aligned} \tau &= \frac{D_Y^* S}{t I_X} + \frac{D_X^* S_Y}{t I_Y} \\ D_X^* &= \frac{D_X - D_Y \frac{I_{XY}}{I_X}}{1 - \frac{I_{XY}^2}{I_X I_Y}} \\ D_Y^* &= \frac{D_Y - D_X \frac{I_{XY}}{I_Y}}{1 - \frac{I_{XY}^2}{I_X I_Y}} \end{aligned} \right\} \text{--- (36)}$$

De plaats van het dwarskrachtencentrum wordt gevonden door achtereenvolgens voor twee verschillend gerichte dwarskrachten (bijv.  $D_x$  en  $D_y$ ) de momentenvergelijking  $\Sigma M_z = 0$  op te lossen.

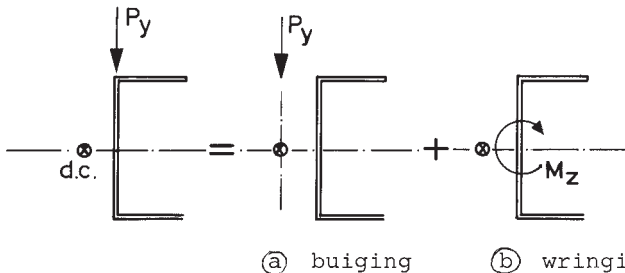
### 5.2.3. Buiging met wringing

Bij veel praktische toepassingen van koudgevormde profielen zal de werklijn van de belasting niet door het dwarskrachtencentrum gaan.

Zoals gebleken is in 5.2.2. wordt het profiel in dat geval behalve op buiging ook op wringing belast.

De spanningsverdeling kan worden bepaald door superpositie van twee gevallen n.l. buiging en wringing.

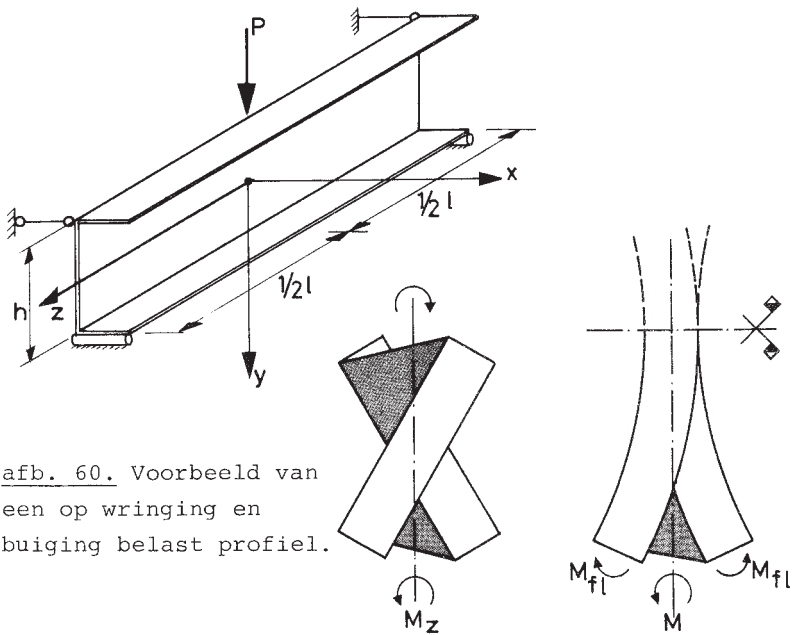
Dit is in afbeelding 59 schematisch aangegeven voor een  $\square$ -profiel, belast in het vlak van het lijf.



afb. 59. Superpositie van twee gevallen indien de werklijn van de belasting niet door het dwarscentrum gaat.

Het geval (a) buiging is al behandeld in paragraaf 5.2.1 en 5.2.2. Hierna worden berekeningsmethoden voor het geval (b) wringing gegeven.

De spanningsverdeling in een ligger belast door een wringend moment wordt niet alleen bepaald door de grootte van het moment maar ook door de vervormingsmogelijkheden van de profieldoorsneden. Dit is geïllustreerd in afbeelding 60 voor een vrij opgelegd  $\Gamma$ -profiel, in het midden belast door een puntlast waarvan de werklijn niet door het dwarskrachtencentrum gaat.



afb. 60. Voorbeeld van een op wringing en buiging belast profiel.

- (a) zuivere wringing (b) flensbuiging (verhinderde welving)

Als gedachten experiment wordt de ligger in het midden doorgesneden. Onder invloed van het wringend moment zal de helft van de ligger op de in (a) geschetste manier



vervormen. Men spreekt dan van zuivere wringing of wringing van De Saint-Venant. De beide flenzen blijven recht en de doorsneden worden gewelfd. Om de beide liggerhelften weer passend te maken moet de welving t.p.v. de middendoorsnede opgeheven worden. Hiervoor moeten de flenzen worden gekromd en er ontstaan dus buigende momenten in de flenzen. In dat geval wordt gesproken van wringing met verhinderde welving (flensbuiging).

In het algemeen leveren beide verschijnselen een aandeel tot de weerstand tegen torsie van een ligger.

a. Zuivere wringing

Bij zuivere wringing is de wringingshoek per eenheid van lengte rechtevenredig met het wringende moment  $M_{zt}$ . Uit de wet van Hooke kan eenvoudig de volgende formule worden afgeleid:

$$\frac{d\varnothing}{dz} = \frac{M_{zt}}{GI_t} \quad \text{-----} \quad (37)$$

- waarin:  $\varnothing$  = wringingshoek
- $M_{zt}$  = wringend moment bij zuivere wringing
- $G$  = glijdingsmodulus  $\approx 0,4 E$
- $I_t$  = torsie traagheidsmoment

Voor een dunne rechthoekige doorsnede is het torsie-traagheidsmoment bij goede benadering gelijk aan:

$$I_t = \frac{1}{3} bt^3 \quad \text{-----} \quad (38)$$

De schuifspanningsverdeling is gegeven in afbeelding 61. De schuifspanningen verlopen lineair over de dikte. De maximale waarde van de schuifspanning volgt uit:

$$\tau_{\max} = \frac{M_{zt} \cdot t}{I_t} \quad \text{-----} \quad (39)$$

De schuifspanningsverdeling verandert niet indien de dunne rechthoekige doorsnede tot bijvoorbeeld een [C]-profiel wordt vervormd. Dit met uitzondering van een kleine verstoring in de hoeken. Dit betekent dat formule (38) voor alle open koudgevormde profielen mag worden toegepast indien voor  $b$  de ontwikkelde profielbreedte  $m$  wordt ingevuld (zie afbeelding 61).

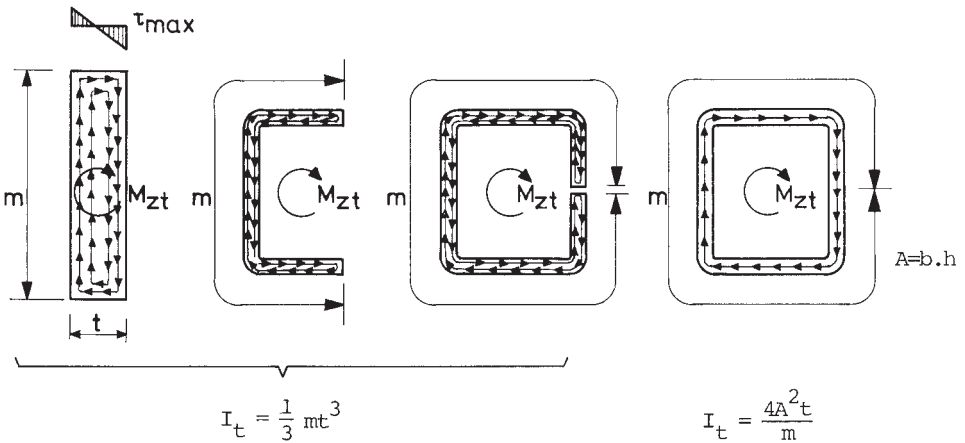
Dus:

$$I_t = \frac{1}{3} mt^3 \quad \text{-----} \quad (38a)$$

Ook formule (39) is voor dergelijke profielen geldig. Wordt de strip echter gevormd tot een rechthoekige of ronde buis waarvan de langснаad wordt dichtgelast, dan wordt de welving van de doorsnede verhinderd. De schuifspanningsstroom loopt in één richting langs de omtrek van het profiel (zie afbeelding 61). Het torsietraagheidsmoment  $I_t$  en de waarde van de schuifspanning volgt dan uit de volgende formules:

$$I_t = \frac{4A^2t}{m} \quad \text{-----} \quad (40)$$

$$\tau = \frac{M_{zt}}{2At} \quad \text{-----} \quad (41)$$



afb. 61. Schuifspanningsverloop in koudgevormde profielen belast op zuivere torsie.

b. Wringing met verhinderde welving

Zoals gebleken is bij de bespreking van het in afbeelding 60 geschetste voorbeeld worden, door verhinderd van de welving, de flenzen van het profiel gekromd. Er ontstaan kennelijk in de beide flenzen twee gelijke doch tegengesteld gerichte momenten  $M_{f1}$  die in het vlak van de flens werken. Deze combinatie van momenten is door Vlasov [7] gedefinieerd als het bi-moment B:

$$B = M_{f1} \cdot h \quad (\text{dim. } \text{kl}^2)$$

Het voordeel van het gebruik van deze grootte is dat de buigspanningen volgen uit de betrekking:

$$\sigma_z = \frac{B \cdot \omega}{C_w} \quad \text{-----} \quad (42)$$

waarin:  $\omega$  = de sektorkoördinaat die hierna nog nader gedefinieerd wordt

$C_w$  = welvingsconstante

Bovenstaande betrekking (42) heeft nu dezelfde vorm als de bekende formule voor buiging:

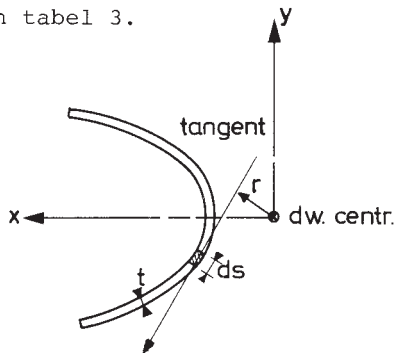
$$\sigma_z = \frac{M_x \cdot y}{I_x}$$

Voor de berekening van het welvingstraagheidsmoment  $C_w$  wordt verwezen naar [8]. Voor een aantal veel voorkomende profieldoorsneden zijn de betrekkingen voor de bepaling van  $C_w$  samengevat in tabel 3.

De waarde van de sektorkoördinaat  $\omega$  is gedefinieerd als:

$$\omega = \int_0^s r \, ds$$

De definitie van  $r$  en  $ds$  volgt uit afbeelding 62.

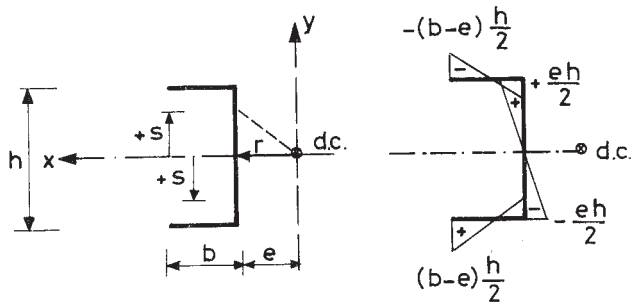


$r$  = loodrechte afstand van dwarskrachten-centrum tot tangent van  $ds$ .

afb. 62.

De waarde van  $r$  is positief als de tangent in het betreffende punt (gericht in positieve  $s$ -ri) een draaiing in de richting van de klok geeft om het dwarskrachtencentrum.

De bepaling van de sektorkoördinaten is voor een  $\lceil$ -profiel gedemonstreerd in afbeelding 63. Voor andere veel voorkomende profieldoorsneden zijn de waarden gegeven in tabel 3.



afb. 63. Sektorkoördinaten voor een  $\lceil$ -profiel.

Tabel 3: Waarden van de voor een torsieberekening benodigde grootheden.

Doorsnede	$C_w$	$I_t$	e	$\omega$
	$\frac{1}{4} y_c h^2$ of $\frac{h^2 b^3 t_f}{24}$	$\frac{2 b t_f^3 + h t_w^3}{3}$ $t_w = t_f$ $\frac{t^3}{3} (2b + h)$	0	
	$\frac{b^3 h^2 t}{12} \times \left[ \frac{2 + \frac{3b}{h}}{1 + \frac{6b}{h}} \right]$	$\frac{t^3}{3} (2b + h)$	$\frac{3b^2}{6b + h}$	$\frac{eh}{2}$
	$\frac{b^2 t}{6} (4a^3 + 3h^2 a + 6h a^2 + b \cdot h^2) - t_x e^2$	$\frac{t^3}{3} (2b + 2a + h)$	$\frac{b h^2}{t_x} \text{ at } \left[ \frac{1}{2} + \frac{b}{4a} - \frac{2}{3} \frac{a^2}{h^2} \right]$	$\frac{eh}{2}$
	$\frac{b^2 t}{12} \left[ \frac{h^2 (b^2 + 2b h + 4b a + 6h a) + 4a^2 (3b h + 3h^2 + 4b a + 2h a + a^2)}{2(2b + h + 2a)} \right]$	$\frac{t^3}{3} (2b + 2a + h)$	0	$-\frac{h g}{2}$
	$\left( \frac{b^3 h^2 t}{12} \right) \left( \frac{b + 2h}{2b + h} \right)$	$\frac{t^3}{3} (2b + h)$	0	$-\frac{h g}{2}$
	$\frac{t^3}{36} (b^3 + h^3)$	$\frac{t^3}{3} (h + b)$	0	—

De berekening van de spanningen bij wringing met verhinderde welving kan als volgt gebeuren:  
Naar analogie met buiging bestaat het volgende verband tussen het bi-moment en de verdraaiing van de ligger:

$$B = - EC_w \frac{d^2 \vartheta}{dz^2} \quad \text{-----} \quad (43)$$

Bovendien geldt:

$$M_{zw} = \frac{dB}{dz} \quad \text{-----} \quad (44)$$

Het totale wringende moment bestaat uit een torsie-aandeel  $M_{zt}$  en een flensbuigingsaandeel  $M_{zw}$ .  
Dus:

$$M_z = M_{zt} + M_{zw} \quad \text{-----} \quad (45)$$

De vergelijking voor de rotatie van de ligger volgt uit de formules (45), (37), (43) en (44):

$$M_z = GI_t \frac{d\vartheta}{dz} - EC_w \frac{d^3 \vartheta}{dz^3} \quad \text{-----} \quad (46)$$

De oplossing van deze differentieaalvergelijking heeft de volgende vorm:

$$\vartheta = C_1 \sinh \lambda z + C_2 \cosh \lambda z + C_3 + \frac{M_z}{GI_t} z \quad (47)$$

$$\text{waarin: } \lambda = \sqrt{\frac{GI_t}{EC_w}}$$

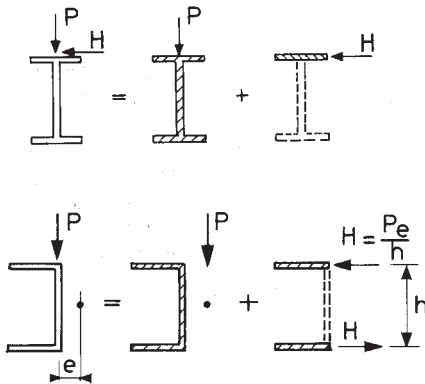
De waarden van de konstanten  $C_1$ ,  $C_2$  en  $C_3$  kunnen worden bepaald uit de randvoorwaarden.

In hoofdstuk 4.3.2 van [3] is een nadere uitwerking gegeven van formule 46 voor diverse systemen.

Bij de afleiding van de hiervoor gegeven formules is ervan uitgegaan dat de vervormingen relatief gering zijn en dat de vorm van de doorsnede behouden blijft. Als het profiel een zeer dun lijf heeft of bij bepaalde oplegkondities is de laatste onderstelling niet altijd korrekt (zie ook [9]).

### Benaderingsmethode

De hiervoor gegeven berekeningsmethode vergt vrij veel rekenwerk. Bovendien is bij veel open profielen het aandeel van de zuivere wringing relatief gering en zijn de door het moment  $M_{zt}$  veroorzaakte schuifspanningen ook van geringere betekenis. In verband daarmee worden de belastinggevallen waarbij wringing en buiging optreedt wel geschematiseerd, zoals kwalitatief is aangegeven in afbeelding 64.



afb. 64.

Benaderingen voor het belastinggeval  
buiging + wringing.

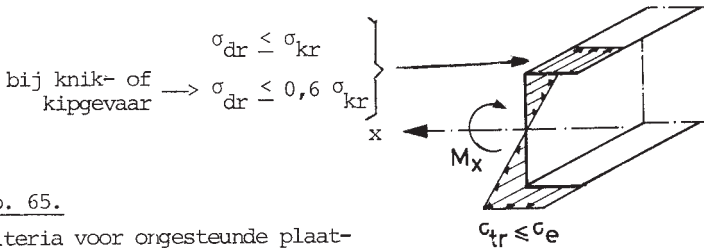
### 5.3. Sterkte en doorbuiging

#### 5.3.1. Sterkte-kontrôle

De methode die wordt toegepast voor een op buiging belaste doorsnede is afhankelijk van het feit of zich in de drukzone gesteunde of ongesteunde plaatdelen bevinden (zie resp. 4.3.2 en 4.3.3).

Als de gedrukte flens van het profiel een ongesteund plaatdeel is dan wordt als criterium aangehouden dat de spanning niet groter mag zijn dan de kritieke plooi-  
spanning  $\sigma_{kr}$  volgens formule (3). Indien gevaar bestaat voor kippen of knikken, moet bovendien voldaan worden aan art. 2.6.5 van de TGB-Staal. Volgens dit artikel moet in dat geval de veiligheidsfactor worden verhoogd van 1,5 naar 2,5.

Dit betekent:  $\sigma_b \leq 0,6 \sigma_{kr}$



afb. 65.

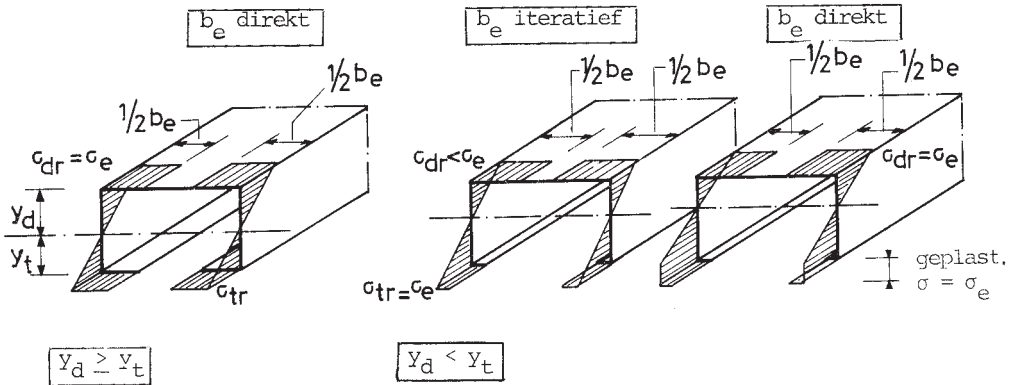
Criteria voor ongesteunde plaatdelen in een op buiging belaste doorsnede.

Bestaat de gedrukte flens uit een gesteund plaatdeel dan wordt van deze flens slechts een gedeelte ter breedte van  $b_e$  in rekening gebracht.

De waarde van  $b_e$  kan worden bepaald met één van de methoden uit paragraaf 4.3.2. Zoals daar is gebleken is deze waarde afhankelijk van het spanningsniveau. Voor



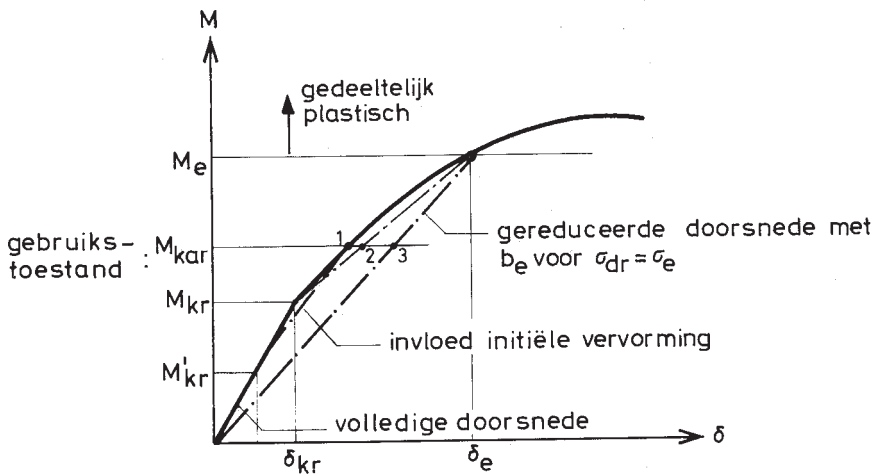
een sterkteberekening wordt de medewerkende breedte in eerste instantie bepaald voor  $\sigma_b = \sigma_e$ . Ligt in de zo bepaalde gereduceerde doorsnede de neutrale lijn dichter bij de drukflens dan bij de trekflens, dan wordt aan de trekzijde het eerst  $\sigma_e$  bereikt. De spanning in de drukflens is dan nog kleiner dan  $\sigma_e$  en er mag dus een grotere medewerkende breedte worden aangenomen (zie bijvoorbeeld formule (18)). De berekening kan dan zonodig worden herhaald. Bij deze methode verdient het aanbeveling, om de hoeveelheid rekenwerk zo klein mogelijk te houden, de referentie-as voor de bepaling van de traagheidsgrootheden door de gedrukte flens te leggen. Met de methode van Rhodes en Harvey behoeft de berekening niet iteratief te gebeuren, omdat het daarmee mogelijk is een gesloten uitdrukking op te stellen voor het verband tussen  $\sigma_b$  en  $M$  (zie [4]). Een andere mogelijkheid is dat in de getrokken zone over een zodanige hoogte vloeien wordt geaccepteerd, dat in de bovenflens juist  $\sigma_e$  wordt bereikt. De verschillende methoden zijn schematisch samengevat in afbeelding 66.



afb. 66. Methoden voor de beoordeling van een op buiging belaste doorsnede met een gesteund plaatdeel als drukflens.

### 5.3.2. Kontrôle van de doorbuiging

Zolang de gedrukte flens van een op buiging belast profiel niet plooit kan de doorbuiging op de normale wijze worden bepaald. Na het ontstaan van de eerste plooiën neemt de stijfheid van de drukflens met toenemende belasting steeds sterker af (zie hoofdstuk 4). Het verband tussen de belasting en de vervorming is daardoor niet meer lineair. Voor een ligger belast door een konstant buigend moment is het verband tussen  $M$  en  $\delta$  kwalitatief geschetst in afbeelding 67.



afb. 67. Kwalitatief verband tussen het moment en de doorbuiging.

De waarde van  $M_{kr}$  volgt uit  $\sigma_{kr}$  volgens formule (3). In werkelijkheid begint de flens al eerder te plooiën door de initiële vervormingen ( $M_{kr} \approx 0,45 M_{kr}$ , zie bladzijde 43). Met het bekende verband tussen  $b_e$  en  $\sigma_b$ , bijvoorbeeld volgens formule (18), kan de medewerkende breedte bij  $M_{kar}$  worden bepaald. Deze berekening moet iteratief geschieden. Als de medewerkende breedte bekend is kan het gereduceerd traagheidsmoment worden berekend en dus ook de doorbuiging (punt 1 in afb. 67).

Om te voorkomen dat de extra berekening van het gereduceerd traagheidsmoment bij  $M_{kar}$  moet worden uitgevoerd, kan ook gebruik worden gemaakt van de bij de sterkteberekening reeds bepaalde gereduceerde traagheidsgrootheden voor  $\sigma = \sigma_e$ . Dit leidt tot een veilige waarde van de doorbuiging, zoals aangegeven met punt 3 in afbeelding 67.

Tenslotte kan nog een betere benadering worden verkregen met de volgende methode:

- Bereken met de volle doorsnede de doorbuiging  $\delta_{kr}$  door  $M_{kr}$ .
- Bereken met de bij de sterkteberekening bepaalde traagheidsgrootheden de doorbuiging  $\delta_e$  bij  $M_e$ .
- Bepaal de doorbuiging bij  $M_{kar}$  door lineaire interpolatie tussen  $\delta_e$  en  $\delta_{kr}$  (punt 2 in afb. 67).

Bij een ligger met een niet konstant moment verloopt het traagheidsmoment over de lengte van de ligger. Door in de doorbuigingsformules het voor de zwaarst belaste doorsnede bepaalde traagheidsmoment in te vullen wordt een overschatting van de doorbuiging verkregen.

#### 5.4. Plooien van het lijf

##### 5.4.1. Buiging en afschuiving

In de bestaande buitenlandse richtlijnen wordt voor dit geval geen rekening gehouden met een eventuele nakritische sterkte. Indien het buigend moment overheersend is zou dit overigens wel gerechtvaardigd zijn. Hiervoor kunnen dan de in hoofdstuk 4 beschreven methoden worden toegepast.

Indien de nakritische sterkte buiten beschouwing wordt gelaten, dan kan de berekening worden uitgevoerd konform artikel 2.6 van de TGB-Staal 1972.

Bij combinatie van buiging en afschuiving geldt:

$$\left(\frac{\sigma_b}{\sigma_{kr}}\right)^2 + \left(\frac{\tau}{\tau_{kr}}\right)^2 \leq 1 \quad \text{-----} \quad (48)$$

waarin:  $\sigma_b$  = de aanwezige maximale buigspanning.

$\tau$  = de aanwezige schuifspanning

$\sigma_{kr}$  = de kritieke plooispanning, bij uitsluitend het buigend moment, volgens formule (3). De waarde van k is gegeven in de TGB-Staal (zie ook tabel 1).

$\tau_{kr}$  = de kritieke plooispanning, bij uitsluitend afschuiving, volgens formule (3). Voor k wordt veelal de waarde 5,4 aangehouden.

Uiteraard moet ook het vloeikriterium worden gecontroleerd.

$$\left(\frac{\sigma_b}{\sigma_e}\right)^2 + \left(\frac{3\tau}{\sigma_e}\right)^2 \leq 1 \quad \text{-----} \quad (49)$$

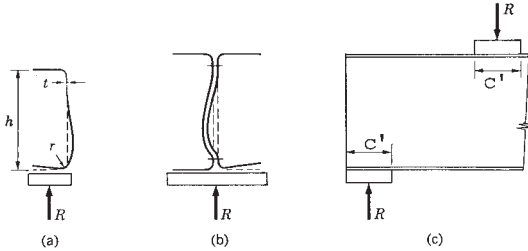
#### 5.4.2. Gekoncentreerde krachten

In 5.1.b is er al op gewezen dat door gekoncentreerde krachten plaatselijk plooiën kan worden veroorzaakt. Bij warmgewalste I-profielen moet in verband hiermee voldaan worden aan het gestelde in artikel 2.6.7 van de TGB-Staal.

Dit artikel geldt niet voor koudgevormde profielen. Op dit moment bestaat nog geen bevredigende theoretische benadering voor dit geval. Op grond van proeven zijn door Winter ontwerpformules afgeleid [1].

Onderscheid wordt gemaakt tussen profielen met een enkelvoudig lijf en samengestelde profielen met een dubbel lijf, zoals aangegeven in resp. (a) en (b) van

afbeelding 68. Het zal duidelijk zijn dat geval (b) veel gunstiger is dan (a).



afb. 68. Gekoncentreerde krachten op liggers

Ontwerpformules voor de krachten in de rekentoestand:

(a) Enkelvoudig lijf

a.1. Eindoplegging.

$$\sigma_{\max} = \frac{R_{\max}}{c' t} = \left[ 48 + 1110 \left( \frac{t}{h} \right) \left( \frac{h}{c} \right) - 0,26 \left( \frac{h}{t} \right) - 0,12 \left( \frac{h}{c} \right) \right] \times \\ \times \left( 1,15 - 0,15 \frac{r}{t} \right) \left( 1,33 - 0,33 \frac{\sigma_e}{250} \right) \frac{\sigma_e}{250} \text{ N/mm}^2 \quad (50)$$

a.2. Tussenopleggingen en puntlasten in het veld.

$$\sigma_{\max} = \frac{R_{\max}}{c' t} = \left[ 26 + 3467 \left( \frac{t}{h} \right) \left( \frac{h}{c} \right) - 0,1 \left( \frac{h}{t} \right) - 5,7 \left( \frac{h}{c} \right) \right] \times \\ \times \left( 1,06 - 0,06 \frac{r}{t} \right) \left( 1,22 - 0,22 \frac{\sigma_e}{250} \right) \frac{\sigma_e}{250} \text{ N/mm}^2 \quad (51)$$

(b) Dubbel lijf van samengesteld profiel

b.1. Eindoplegging.

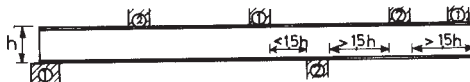
$$\sigma_{\max} = \frac{R_{\max}}{c' 2t} = \left[ 6,66 \left( \frac{t}{c} \right) + 0,837 \sqrt{\left( \frac{t}{c} \right)} \right] \sigma_e \text{ N/mm}^2 \quad (52)$$

b.2. Tussenopleggingen en puntlasten in het veld.

$$\sigma_{\max} = \frac{R_{\max}}{c \cdot 2t} = \left[ 9,99 \left( \frac{t}{c} \right) + 2,169 \sqrt{\left( \frac{t}{c} \right)} \right] \sigma_e \text{ N/mm}^2 \quad (53)$$

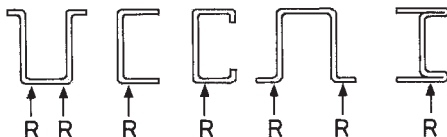
In verband met het empirische karakter hebben de voorgaande formules (50) t/m (53) een beperkt geldigheidsgebied. Ze mogen slechts worden gebruikt indien voldaan wordt aan:

- $r \leq 4t$
- $\frac{h}{t} \leq 150$
- $\frac{h}{c} \geq 1$
- als de afstand van de puntlasten tot een oplegging of tot een vrij einde van de ligger kleiner is dan  $1,5 h$  mogen niet formules a.2 resp. b.2 worden gebruikt doch a.1 resp. b.1 (zie afbeelding 69).



afb. 69.

Om misverstanden over het toepassingsgebied van de gegeven formules te voorkomen zijn in afbeelding 70 nog enige gevallen getekend, die allen met formules (50) en (51) moeten worden opgelost.



afb. 70.

Gevallen waarvoor formules (50) en (51) gelden.

De hiervoor gegeven formules bleken voor de berekening van dakplaten t.p.v. tussensteunpunten niet goed te voldoen. Daarom is daarvoor bij het IBBC-TNO een afwijkende berekeningsmethode ontwikkeld, die in de RSD-1974 is opgenomen (zie hoofdstuk 8).

Nagegaan zal nog worden of deze methode ook mogelijkheden biedt voor toepassing bij liggers.

### 5.5. Kippen van liggers

Voor de bepaling van de kipbelasting van koudgevormde I-, L-, en C-profielen kan gebruik worden gemaakt van de klassieke kipformule: (zie [9])

$$M_{\text{kip}} = \sqrt{\frac{\pi^2 E I_y G I_t}{\ell^2} + \frac{\pi^4 E I_y E C_w}{\ell^4}} \text{ ----- (54)}$$

De berekening van de in deze formule voorkomende traagheids-grootheden is behandeld in 5.2.

Voor de meeste koudgevormde profielen geldt dat de eerste term (zuivere torsie) klein is ten opzichte van de tweede term (flensbuiging).

Als een veilige benadering kan de eerste term worden verwaarloosd waarmee, zoals aangetoond in [9], de kipberekening wordt teruggebracht tot een knikberekening van de gedrukte rand van het profiel om de y-as. Zoals aangegeven in afbeelding 71 wordt voor de gedrukte rand genomen: de flens + een aansluitend deel van het lijf met lengte a. Voor de lengte a moeten de volgende waarden worden aangenomen (zie afbeelding 71):

- Bij zuivere buiging:

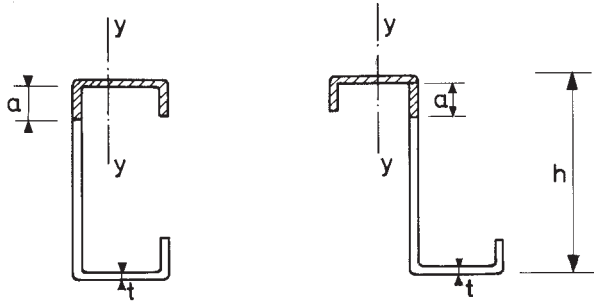
$$a = \frac{1}{6}(h - 2t)$$

(in het algemeen geldt  $a = \frac{1}{3} y_d$ )

- Bij zuivere druk:

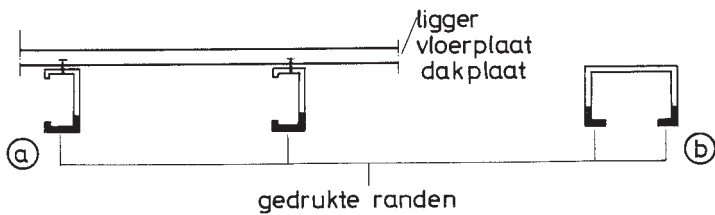
$$a = \frac{1}{2} h \text{ of } \frac{1}{2} h_e \text{ als het lijf gereduceerd moet worden}$$

De berekening kan verder worden uitgevoerd konform artikel 2.5 van de TGB-Staal.



afb. 71. Aanname van het oppervlak van de "gedrukte rand".

In afbeelding 72 zijn een tweetal gevallen getekend waarbij de gedrukte rand kan worden beschouwd als een verend gesteunde gedrukte staaf.



afb. 72. Voorbeelden van verend gesteunde gedrukte randen.

De berekening voor die gevallen kan als volgt gebeuren. Eerst wordt voor een eenheid van lengte van de ligger de veerconstante  $\beta$  bepaald. Hiertoe wordt door het dwarskrachtencentrum van de gedrukte rand een horizontale kracht  $F$  op de rand aangebracht. De horizontale verplaatsing  $\delta$



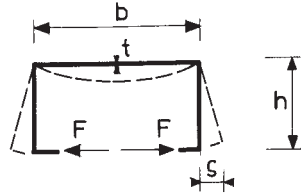
van de rand ter hoogte van het dwarskrachtencentrum wordt berekend.

De veerconstante  $\beta$  bedraagt dan:

$$\beta = \frac{F}{\delta}$$

Voor het in afbeelding 73 geschetste geval bedraagt  $\beta$  bij goede benadering:

$$\beta = \frac{Et^3}{h^2(6b + 4h)}$$



afb. 73.

Bepaling van de veerconstante voor de rand van een omegaprofiel.

Bij het in afbeelding 72 onder (a) getekende geval moet men er rekening mee houden dat t.p.v. de verbinding tussen het profiel en de ligger c.q. plaat een rotatie kan optreden, die bij de berekening van  $\delta$  in rekening moet worden gebracht. Als de veerconstante  $\beta$  bekend is dan kan de slankheid van de gedrukte rand bepaald worden met de volgende uitdrukking:

$$\lambda = \frac{\pi}{i_y} \sqrt{4 \frac{EI_y}{4\beta}} \text{ ----- (55)}$$

waarin:  $i_y$  en  $I_y$  betrekking hebben op de gedrukte rand.

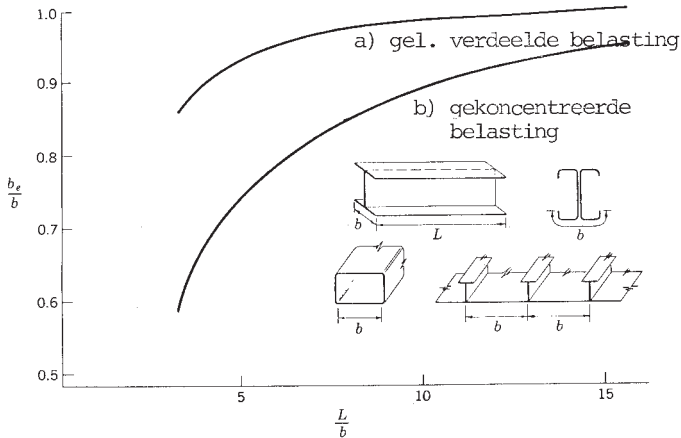
Als  $\lambda$  bekend is kan de rekenwaarde voor de spanning bepaald worden met de methoden die in hoofdstuk 6 worden gegeven voor op druk belaste staven.

### 5.6. Kriteria voor zeer brede flenzen

In 5.2.3.d en e zijn twee verschijnselen besproken, die zich kunnen voordoen bij zeer brede flenzen. Bij de normale in bouwconstructies toegepaste profielen zullen de genoemde verschijnselen slechts zelden maatgevend zijn. Volstaan wordt daarom met een zeer globale behandeling.

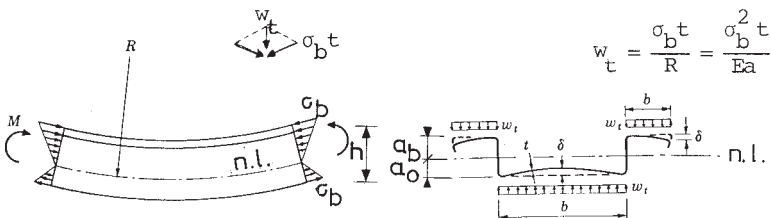
5.6.1. Invloed\_schuifvervorming

In afbeelding 74 is het verloop gegeven van de medewerkende breedte als functie van de lengte/breedte verhouding van de flenzen voor enige kenmerkende dunwandige profielen. De gegevens zijn ontleend aan NASA-rapport NACA TN 784. Er zijn twee krommen gegeven: één voor een gelijkmatig verdeelde belasting en één voor een gekoncentreerde belasting op het midden van de ligger. Uit afbeelding 74 blijkt dat bij een gelijkmatig verdeelde belasting praktisch altijd met de volle flensbreedte kan worden gerekend. Bij een gekoncentreerde belasting moet voor  $\frac{L}{b} < 15$  een reductie worden toegepast.



afb. 74. Medewerkende breedte door schuifvervorming

5.6.2. Vervorming\_van\_de\_profieeldoorsnede\_bij\_buiging



afb. 75. Vervorming van de profieeldoorsnede

De verplaatsing  $\delta$  van de flensuiteinden c.q. het midden van de onderflens kan worden bepaald met de volgende formule:

$$\delta = c_1 \frac{w t^3}{D} = c_1 \frac{12(1-\nu^2)}{a} \left( \frac{\sigma_b \cdot b^2}{t \cdot E} \right)^2 \quad \text{--- (56)}$$

waarin:  $c_1 = \frac{1}{8}$  voor de eenzijdig gesteunde flens.

$c_1 = \frac{5}{384}$  voor de tweezijdig gesteunde flens.

Als de vervorming  $\delta$  kleiner is dan 5% van de hoogte h kan het verschijnsel verder worden verwaarloosd.

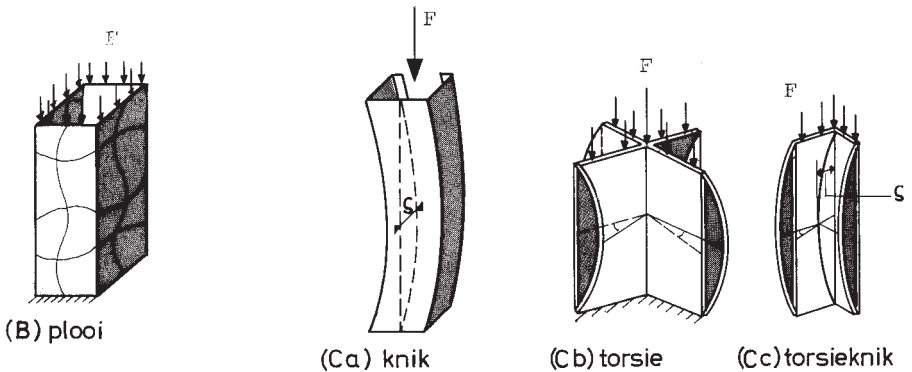
6. OP DRUK BELASTE STAVEN

6.1. Centrisch gedrukte staven

6.1.1. Mogelijke bezwijkvormen

Een op druk belaste dunwandige staaf kan, afhankelijk van de lengte en de geometrie van de doorsnede, op verschillende manieren bezwijken:

- A. Door vloeien van de doorsnede.
- B. Door het instabiel worden van één of meerdere plaatdelen: plooien.
- C. Door het instabiel worden van de gehele staaf.  
Dit kan op drie manieren:
  - a. Instabiliteit door knik.
  - b. Instabiliteit door torsie.
  - c. Een combinatie van a en b: torsieknik.



afb. 76. Mogelijke vormen van instabiliteit bij op druk belaste staven.

Instabiliteit door torsieknik (Cc) kan bij centrische belasting alleen optreden als het zwaartepunt van de doorsnede niet samenvalt met het dwarskrachtcentrum.

Dit is het geval bij eenzijdig symmetrische of niet symmetrische doorsneden (zie paragraaf 5.2). Dubbelsymmetrische profielen, waarbij het zwaartepunt wel samenvalt met het dwarskrachtencentrum kunnen instabiel worden òf door knik (Ca) òf door torsie (Cb). Profielen met een gesloten doorsnede zullen in het algemeen, door hun grote wringstijfheid, niet door torsie of torsieknik bezwijken. De theorie voor de bepaling van de kniklast bij de drie genoemde vormen van instabiliteit wordt uitvoerig behandeld in [10, 11, 12]. In paragraaf 6.1.2 van deze publikatie wordt dan ook volstaan met de behandeling van de algemene formule voor de bepaling van de elastische knikkracht van een ideaal rechte centrisc h belaste staaf. De werkelijke knikkracht zal als gevolg van afwijkingen t.o.v. de idealisering altijd kleiner zijn. Daarom wordt tevens een benaderingsmethode gegeven om uit de "theoretische knikkracht" een rekenwaarde af te leiden.

De kritische kracht, waarbij de staaf instabiel wordt, wordt beïnvloed door het plooien van plaatdelen. Er bestaat dus een interaktie tussen de onder (B) en (C) genoemde bezwijkvormen.

De theorie met betrekking tot deze interactie is vrij gekompliceerd en behandeling daarvan zou in dit bestek te ver voeren. Hiervoor wordt verwezen naar [1, 6, 13, 14]. In deze publikatie wordt volstaan met het behandelen van de in [6] beschreven benaderingsmethoden voor profielen, die niet bezwijken door torsieknik, en voor gelijkzijdige hoekprofielen. Deze methoden worden achtereenvolgens behandeld in paragraaf 6.1.3 en 6.1.4.

De benaderingsmethoden mogen slechts worden toegepast indien voldaan wordt aan de volgende voorwaarden:

- Voor alle plaatdelen van het profiel moet gelden:

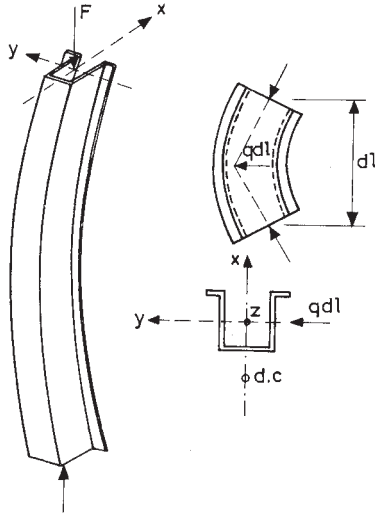
$$\frac{b}{t} \leq 80$$

- De slankheid van de staaf moet voldoen aan:

$$\lambda_{\max} \leq 200$$

6.1.2. Torsieknik van centrisk gedrukte staven

De oorzaak van het optreden van torsieknik kan eenvoudig worden verklaard aan de hand van het voorbeeld geschetst in afbeelding 77.



afb. 77. Krachtenspel waardoor torsieknik wordt veroorzaakt.

Indien de gegeven axiaal gedrukte staaf een geringe uitbuiging wordt gegeven in de  $y$ -richting, dan kan uit het evenwicht van een staafelementje een denkbeeldige dwarsbelasting  $q dl$  worden afgeleid, waarvan de werklijn gaat door het zwaartepunt van het profiel. Het wringend moment van deze zijdelingse component om het dwarskrachtencentrum veroorzaakt de torsie van het profiel. De mate van interactie tussen de wringvervormingen en de buigvervormingen bepaalt de reductie van de knikkracht t.o.v. buigknik.

Uit het voorgaande blijkt duidelijk dat naarmate de afstand tussen het zwaartepunt en het dwarskrachten-centrum groter is, ook de torsievervorming groter zal zijn en de knikkracht dus kleiner.

Met name bij dunwandige open profielen, die een relatief geringe wringstijfheid bezitten, kan de invloed van de wringvervorming op de knikkracht groot zijn.

Voor een centrisch belaste ideaal rechte staaf kan de elastische knikkracht worden bepaald met de volgende betrekking:

$$i_o^2 (F_{kn} - F_{Ex}) (F_{kn} - F_{Ey}) (F_{kn} - F_{E\theta}) - F_{kn}^2 y_o^2 (F_{kn} - F_{Ex}) - F_{kn}^2 x_o^2 (F_{kn} - F_{Ey}) = 0 \quad -- (57)$$

waarin:

$$F_{Ex} = \frac{\pi^2 EI_x}{\ell^2} \rightarrow \text{Euler knikkracht bij knik in x-richting}$$

$$F_{Ey} = \frac{\pi^2 EI_y}{\ell^2} \rightarrow \text{Euler knikkracht bij knik in y-richting}$$

$$F_{E\theta} = \frac{1}{i_o^2} (GI_t + \frac{\pi^2 EI_w}{\ell^2}) \rightarrow \text{Knikkracht bij instabiliteit door torsie}$$

$$i_o^2 = i_x^2 + i_y^2 + x_o^2 + y_o^2$$

$i_x, i_y$  = traagheidsstraal

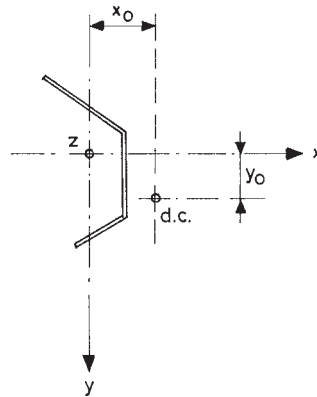
$I_x, I_y$  = traagheidsmoment

$x_o, y_o$  = coördinaten van het d.c.

$I_t$  = wringtraagheidsmoment

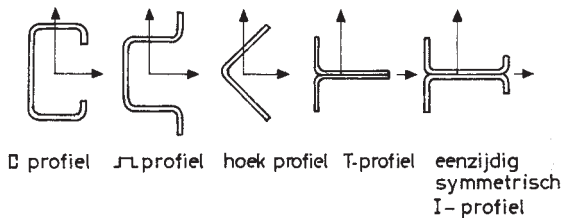
$I_w$  = welvingstraagheidsmoment (zie tabel 3)

$\ell$  = kniklengte



afb. 78. Willekeurig niet-symmetrisch open profiel.

Voor niet symmetrische doorsneden kan de derde graads vergelijking (57) niet vereenvoudigd worden. Alle drie de oplossingen zijn dus een functie van  $F_{Ex}$ ,  $F_{Ey}$  en  $F_{E\theta}$  en hebben dus betrekking op een gekombineerde buig- en torsie vervorming. Dit betekent dat bij dergelijke profielen instabiliteit door zuivere buigknik of door torsie niet kan optreden. De kleinste wortel van de vergelijking levert de maatgevende waarde van de knikkracht  $F_{kn}$ . De uitkomst is altijd kleiner dan de kleinste waarde van  $F_{Ex}$ ,  $F_{Ey}$  en  $F_{E\theta}$ .



afb. 79. Enige eenzijdige symmetrische profielsoorten.

Voor eenzijdig symmetrische profielen, zoals bijvoorbeeld geschetst in afbeelding 79, kan vergelijking (57) als volgt worden vereenvoudigd:

$$(F_{kn} - F_{Ey}) \left[ i_0^2 (F_{kn} - F_{Ex}) (F_{kn} - F_{E\theta}) - F_{kn}^2 x_0^2 \right] = 0 \quad \text{--- (58)}$$

Deze vergelijking heeft de volgende oplossingen:

$$F_{kn 1} = F_{Ey} \quad \text{----- (59)}$$

$$F_{kn 2} = \frac{1}{2\beta} \left[ (F_{Ex} + F_{E\theta}) + \sqrt{(F_{Ex} + F_{E\theta})^2 - 4\beta F_{Ex} F_{E\theta}} \right] \quad \text{--- (60)}$$

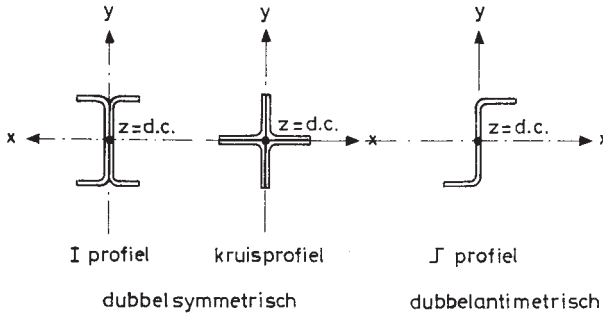
$$F_{kn 3} = \frac{1}{2\beta} \left[ (F_{Ex} + F_{E\theta}) - \sqrt{(F_{Ex} + F_{E\theta})^2 - 4\beta F_{Ex} F_{E\theta}} \right] \quad \text{--- (61)}$$

waarin:  $\beta = 1 - \left(\frac{x_0}{i_0}\right)^2$

De waarde van  $F_{kn 3}$  is altijd kleiner dan  $F_{kn 2}$  en is dus maatgevend voor de kniklast behorende bij de bezwijkvorm torsieknik. De oplossing  $F_{kn 1}$  behoort bij zuivere buig-



knik in y-richting en is gelijk aan de Euler knikkraft. Afhankelijk van de vorm van de doorsnede kan  $F_{kn\ 3}$  kleiner of groter zijn dan  $F_{kn\ 1}$  en treedt dus resp. torsieknik of buigknik in y-richting op.



afb. 80. Enige profielsoorten waarbij het zwaartepunt samenvalt met het dwarskrachtencentrum.

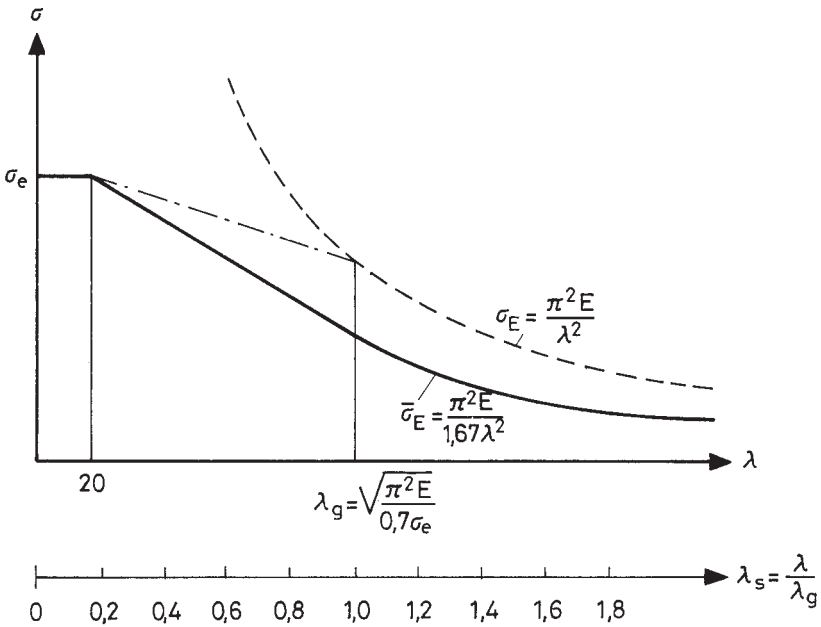
Als de doorsnede van het profiel dubbelsymmetrisch of dubbelantimetrisch is (zie bijv. afb. 80) valt het zwaartepunt samen met het dwarskrachtencentrum. Dit betekent  $x_o = y_o = 0$ .

Vergelijking (57) kan dan verder vereenvoudigd worden tot:

$$(F_{kn} - F_{Ex})(F_{kn} - F_{Ey})(F_{kn} - F_{E\theta}) = 0 \quad \text{-----} \quad (62)$$

De staaf bezwijkt dus bij de laagste waarde van de bij de drie mogelijke bezwijkvormen behorende knikkraften:  $F_{Ex}$ ,  $F_{Ey}$  of  $F_{E\theta}$ . Er treedt dus of zuivere buigknik of torsie op. Bij veel profielen, zoals o.a. het kruisprofiel, is de kritieke spanning voor torsie-instabiliteit gelijk aan de kritieke plooi spanning. Dit betekent dat  $F_{E\theta}$  in dat geval niet afzonderlijk hoeft te worden gecontroleerd.

De hiervoor behandelde theorie is geldig voor ideaal rechte staven met een volledig elastisch gedrag onder exact centrische belasting. De uit de gegeven formules af te leiden waarde van de knikkracht moet dan ook worden beschouwd als een theoretische grootte vergelijkbaar met de Eulerse knikkracht bij buigknik, die óók niet zondermeer als rekenwaarde bruikbaar is. In afbeelding 81 is kwalitatief aangegeven hoe in de TGB 1972-Staal uitgaande van de Euler formule voor buigknik een ontwerpknikkromme is samengesteld. Voor een uitvoerige toelichting wordt verwezen naar art. 2.5.1 van de TGB.



afb. 81. Kwalitatieve voorstelling van de in de TGB 1972-Staal opgenomen knikkromme voor buigknik.

In verschillende buitenlandse richtlijnen wordt bij torsieknik dezelfde reductiemethode toegepast als bij buigknik. Uitgaande van dit beginsel kan, indien de theoretische knikkraft  $F_{kn}$  bekend is (formules 57, 58 of 62), de rekenwaarde als volgt worden bepaald:

- Bereken  $\lambda_s = \sqrt{\frac{0,7 A\sigma_e}{F_{kn}}}$  ----- (63)

- Bepaal met behulp van de TGB 1972-Staal (tabel B, toelichting bij art. 2.5.1) de waarde van de knik-koëfficiënt  $\omega$ .

- De rekenwaarde voor de drukkracht volgt dan uit:

$$F = \frac{A\sigma_e}{\omega} \text{ ----- (64)}$$

### 6.1.3. Algemene benaderingsmethode voor profielen die niet bezwijken door torsieknik

In [6] is een benaderingsmethode gegeven om de invloed van het plooiën van plaatdelen op de knikkraft van centrisch gedrukte staven te bepalen.

Het toepassingsgebied is beperkt tot staven die niet bezwijken door torsieknik.

De methode wordt hier kort weergegeven, waarbij aangesloten wordt bij de knikkromme voor niet plooigevoelige profielen zoals die gegeven is in de TGB 1972-Staal. Uitgegaan wordt van het algemene geval dat de doorsnede is opgebouwd uit gesteunde en ongesteunde plaa-telementen. Van de ongesteunde plaa-telementen is het element met de grootste  $\frac{b}{t}$  verhouding maatgevend. Voor dit element wordt  $\sigma_{kr}$  bepaald, zoals behandeld in 4.3.3. Vervolgens wordt de plooi-faktor  $\omega_{pl}$  berekend, die als volgt is gedefini-eerd:

$$\omega_{pl} = \frac{\sigma_e}{\sigma_{kr}} \text{ ----- (65)}$$

Van alle gesteunde plaa-telemen-ten wordt met de methoden gegeven in 4.3.2 de medewerkende breedte  $b_e$  bepaald voor een spanning  $\sigma_b = \frac{\sigma_e}{\omega_{pl}}$ . Daarna worden, rekening houdend met het gestelde in 4.4.3, de volgende grootheden berekend:

- de gereduceerde doorsnede:  $A_{eff}$ ;
- het kleinste gereduceerde traagheidsmoment:  $I_{eff}$ ;
- de kleinste gereduceerde traagheidsstraal:

$$i_{eff} = \sqrt{\frac{I_{eff}}{A_{eff}}} \quad \text{-----} \quad (66)$$

Tenslotte wordt de effectieve slankheid bepaald met de volgende formule:

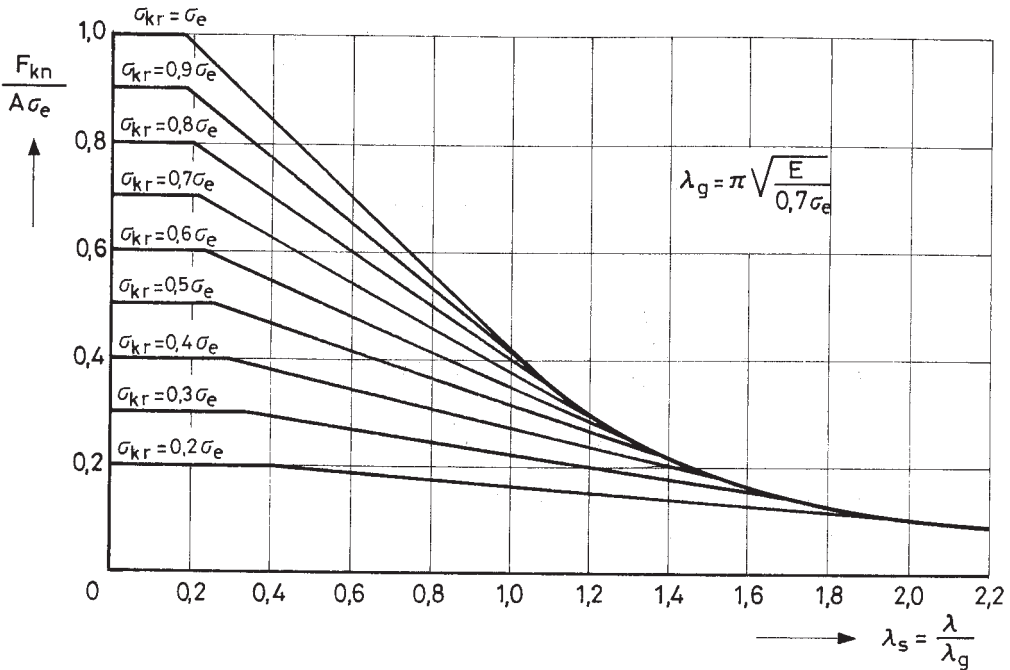
$$\lambda_{eff} = \frac{l}{i_{eff} \sqrt{\omega_{pl}}} \quad \text{-----} \quad (67)$$

Voor deze  $\lambda_{eff}$  wordt volgens art. 2.5.1 van de TGB-1972 Staal de knikkoëfficiënt  $\omega_{kn}$  bepaald. De knikkracht van de staaf volgt uit de volgende formule:

$$F_{kn} = \frac{A_{eff} \sigma_e}{\omega_{pl} \omega_{kn}} \quad \text{-----} \quad (68)$$

Uitgaande van deze methode kunnen voor verschillende waarden van de kritieke plooispanning  $\sigma_{kr}$  gekombineerde "plooi-knikkrommen" worden gekonstrueerd.

Een voorbeeld hiervan is gegeven in afbeelding 82.



afb. 82. Gekombineerde "plooi-knikkrommen" volgens form. (68).

#### 6.1.4. Benaderingsmethode voor gelijkzijdige hoekprofielen

In [6] wordt een benaderingsmethode gegeven voor de berekening van de knikkracht van centrisch belaste staven uit gelijkzijdig hoekprofiel.

Deze methode wordt hierna in het kort weergegeven:

##### a. Knik in de richting van de kleinste traagheidsstraal $i_1$

Eerst wordt voor de benen de plooifactor  $\omega_{p1}$  als gedefinieerd met formule (65) bepaald.

Tevens wordt de slankheid van de staaf, betrokken op de kleinste traagheidsstraal berekend:  $\lambda_1 = \frac{l}{i_1}$ .

De knikkracht mag worden bepaald als de kleinste waarde gevonden met de beide onderstaande formules:

$$\left. \begin{aligned} F_{kn} &= \frac{A\sigma_e}{\omega_{p1} \left(1 + \frac{\lambda_1}{90}\right)} \\ F_{kn} &= \frac{A\sigma_e}{\omega_{kn1}} \end{aligned} \right\} \text{-----} \quad (69)$$

b. Knik in de richting van één der benen

Bepaal de plooifactor  $\omega_{p1}$  voor de benen.

Bepaal de slankheid van de staaf, betrokken op de x-x-as:

$$\lambda_x = \frac{l}{i_x}$$

De knikkracht mag worden bepaald als de kleinste waarde uit de onderstaande twee formules:

$$\left. \begin{aligned} F_{kn} &= \frac{A\sigma_e}{\omega_{p1} \left(1 + \frac{\lambda_x}{360}\right)} \\ F_{kn} &= \frac{A\sigma_e}{\omega_{knx}} \end{aligned} \right\} \text{-----} \quad (70)$$

6.2. Op druk en buiging belaste staven

De berekening van een op druk en buiging belaste staaf kan gebeuren met de onderstaande interactieformule, waarop ook de formules in art. 2.5.7 en 2.5.8 van de TGB-Staal zijn gebaseerd:

$$\frac{F}{F_{kn}} + \beta \frac{n}{n-1} \cdot \frac{M}{M_{kr}} = 1 \quad \text{-----} \quad (71)$$

- waarin: F = de axiale kracht op de staaf.  
F<sub>kn</sub> = de kleinste knikkracht van de centrisc  
belaste staaf bepaald volgens 6.1.  
M = het grootste van beide eindmomenten.  
M<sub>kr</sub> = het maximaal opneembare buigende  
moment bij afwezigheid van een axiale  
kracht. De waarde van M<sub>kr</sub> kan worden  
bepaald met de methoden gegeven in  
hoofdstuk 5.

β en n = als gedefinieerd in de TGB 1972-Staal.

Door sommige auteurs wordt aanbevolen de waarde van n te bepalen met de ongereduceerde traagheidsgrootheden. Principieel is dit niet juist. Aanbevolen wordt daarom hiervoor voorlopig dezelfde gereduceerde traagheidsgrootheden aan te houden als gedefinieerd in 6.1.3.

## 7. VERBINDINGEN

### 7.1. Soorten verbindingstechnieken

Verbindingen vormen een belangrijk onderdeel van iedere staalkonstruktie. Niet alleen met het oog op de konstruktieve eigenschappen, maar vooral ook in verband met de produktiekosten. Aangetoond is dat van een middelgroot staalskelet, gemaakt van warmgewalste profielen, ongeveer 35% van de totale kosten verband houdt met de detaillering van de verbindingen. Bij lichte staalkonstrukties van koudgeformde profielen is dit aandeel vermoedelijk niet kleiner. Door de snelle stijging van de arbeidskosten zal het aandeel van de verbindingen in de totale kosten in de toekomst nog toenemen.

Voor de verbinding en bevestiging van koudgeformde produkten van dunne staalplaat staan

uiteenlopende bevestigingstechnieken ter beschikking. Een overzicht hiervan is gegeven in tabel 4.

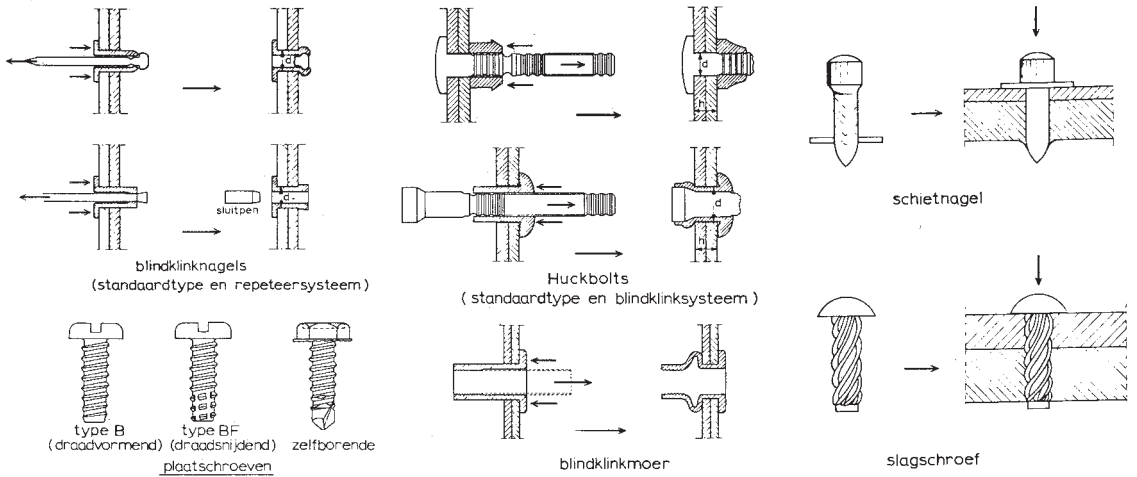
In afbeelding 84 zijn enige ervan voor een beter begrip schetsmatig getekend.

De juiste keuze wordt bepaald door afweging van de eigenschappen van de verschillende bevestigingstechnieken tegen de eisen die voor een konkrete toepassing gelden. Deze eisen kunnen in het algemeen worden verdeeld in konstruktieve eisen zoals sterkte, stijfheid en vervormingscapaciteit en niet konstruktieve eisen zoals ekonomie en duurzaamheid.

Tabel 4

<u>Bouten</u> Niet voorgespannen bouten Voorspanbouten Huckbolts Bijzondere typen - felsemoer inslagmoer blindklinkmoer
<u>Plaatschroeven</u> Draadvormend Draadsnijdend Zelborend Slagschroeven
<u>Klinkverbinding</u> Klinknagels Elindklinknagels
<u>Lijmen</u> Lijmen alleen Lijmen in combinatie met bouten en schroeven
<u>Lassen</u> Weerstandslassen puntlassen projektielassen Smeltlassen elektrode autogeen stiftlassen
<u>Bijzondere typen</u> Schietsnagels Felzen Solderen Nieten





afb. 84. Enige typen verbindingmiddelen genoemd in tabel 4.

Voor de belangrijkste verbindingstechnieken die voor dikwandige staalkonstruktiedelen worden gebruikt bestaan uniforme voorschriften of richtlijnen (zie TGB 1972-Staal). Dit geldt niet voor verbindingsmethoden voor profielen uit dunne plaat. Hiervoor worden nl., zoals blijkt uit tabel 4, veelal afwijkende typen verbindingmiddelen gebruikt vanwege eenvoud in uitvoering en montage. Ook als wel dezelfde typen worden gebruikt zijn de bestaande voorschriften niet zondermeer bruikbaar, daar de dunne te verbinden plaatdelen bijvoorbeeld betrekkelijk gemakkelijk kunnen vervormen, waardoor andere bezwijkvormen kunnen optreden dan bij dikwandig materiaal. Op dit moment moeten de eigenschappen worden afgeleid door een zorgvuldige interpretatie van de resultaten van proeven, die ondermeer door de leveranciers ter beschikking worden gesteld.

Om aan deze ongewenste situatie een eind te maken is door de Europese vereniging van koudprofileurs een speurwerkprogramma opgesteld met als doel tot uniforme Europese richtlijnen te komen.

Als resultaat van dit internationale speurwerkprogramma dat in drie landen is uitgevoerd zijn in [6] rekenregels gegeven voor op afschuiving belaste verbindingen, uitgevoerd met resp. plaatschroeven, klinknagels en bouten. In paragraaf 7.4 worden enige proefresultaten besproken waarna in 7.5 de genoemde rekenregels worden gegeven. In [6] worden ook rekenwaarden voor de sterkte van op afschuiving belaste puntlassen gegeven. De waarden zijn afgeleid uit de Amerikaanse richtlijnen [1]. Deze gegevens worden eveneens in paragraaf 7.5 gepresenteerd.

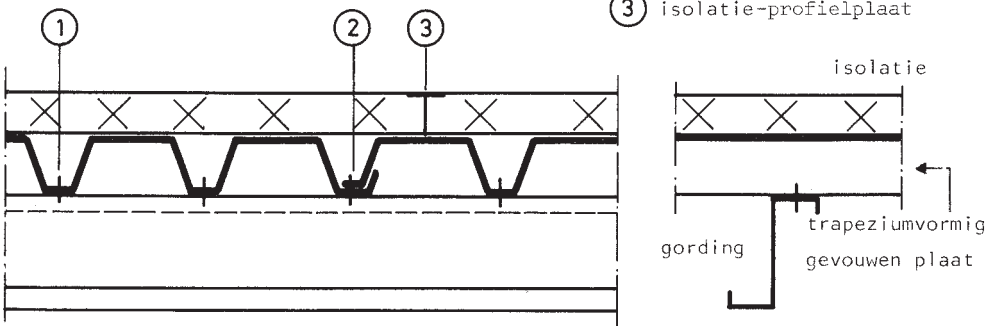
### 7.2. Typen verbindingen

De eisen die aan verbindingsmiddelen worden gesteld zijn afhankelijk van het soort verbinding waarin ze worden toegepast. Daarom wordt het van belang geacht eerst enige voorbeelden van toepassingen te bespreken.

Bij de toepassing van geprofileerde staalplaat voor gevels, daken en vloeren worden grote aantallen verbindingsmiddelen gebruikt. In afbeelding 85 is als voorbeeld de constructie van een geïsoleerd stalen dak geschetst.

Bevestigingen van:

- ① profielplaat-gording
- ② profielplaten onderling
- ③ isolatie-profielplaat

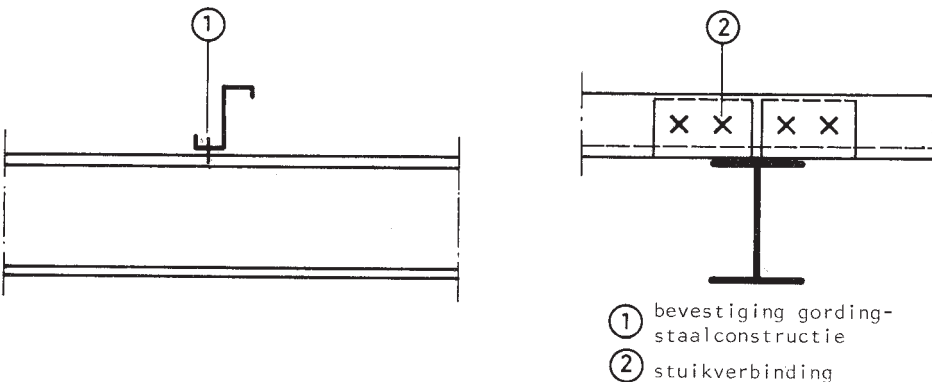


afb. 85. Constructie van een geïsoleerd stalen dak.

Voor de verbinding van de geprofileerde platen op de stalen liggers wordt voornamelijk gebruik gemaakt van plaatschroeven of schietnagels als de liggers bestaan uit warmgewalste profielen en van plaatschroeven of blindklinknagels als de liggers dunwandige profielen zijn. De overlapverbinding tussen twee plaalementen wordt veelal tot stand gebracht met blindklinknagels maar ook wel met fels- of klemverbindingen. De bevestiging van de dakisolatieplaten op de geprofileerde staalplaat kan gebeuren met behulp van opgelaste stiften of met speciaal daarvoor ontwikkelde typen plaatschroeven of blindklinknagels.

De verbindingsmiddelen vormen een belangrijke schakel in de overdracht van belastingen die op de platen aangrijpen naar de hoofddraagconstructie. Veelal moet de geprofileerde staalplaat tevens dienen als knik- resp. kipsteun voor de stalen ligger en in toenemende mate worden stalen daken en wanden ook benut om de stabiliteit van de staalkonstruktie te waarborgen (schijfwerking).

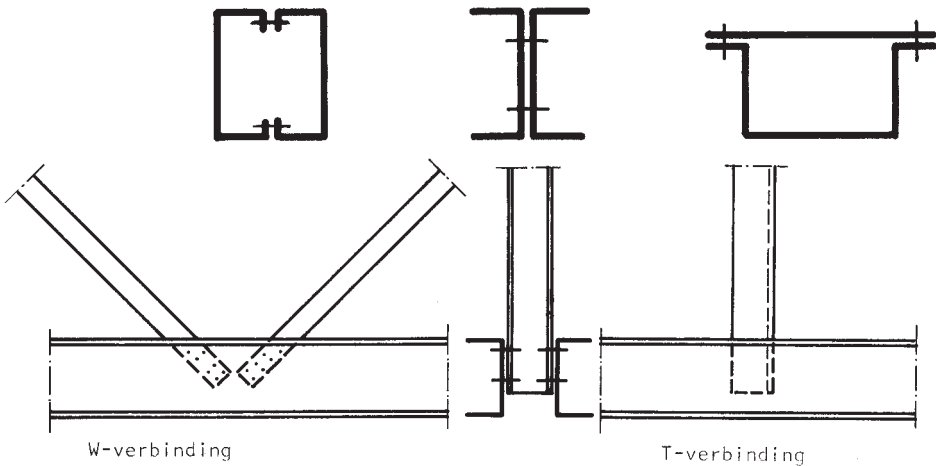
Dergelijke toepassingen leveren vanzelfsprekend aanvullende eisen voor de verbindingsmiddelen.



afb. 86. Voorbeeld van een koudgevormde gording.

Koudgevormde profielen zijn ook erg geschikt voor dakgordingen en voor onderdelen van stijl- en regelwerken van wanden. Bij deze toepassingen komen typen verbindingen voor als geschetst in afbeelding 86, namelijk de bevestiging van het profiel op de hoofddraagkonstruktie, die veelal bestaat uit warmgewalst profielstaal, en de stukverbindingen in de profielen. Bij lichte konstrukties kan de eerstgenoemde verbinding worden gemaakt met schietnagels of plaat-schroeven; bij zwaardere konstrukties worden bouten toegepast. Ook de stukverbinding wordt meestal als geboute verbinding uitgevoerd.

In afbeelding 87 zijn tenslotte nog enige andere veel voorkomende verbindingen getekend. Uit koudgevormde  $\square$ ,  $\square$  of  $\perp$  profielen worden wel kokervormige of I-vormige profielen samengesteld. Meestal worden deze profielen gemaakt met behulp van een automatisch of semi-automatisch lasproces.



afb. 87. Enige voorbeelden van verbindingen.

De lassen kunnen worden uitgevoerd als continue lassen maar ook als intermitterende lassen of puntlassen. De keuze hangt af van de gebruikseisen voor het profiel. Uiteraard vinden koudgevormde profielen ook toepassing in lichte vakwerkliggers en raamwerken. De daarin voorkomende verbindingen waarvan een paar voorbeelden in afbeelding 87 zijn geschetst, worden vrijwel steeds als gelaste of geboute verbindingen uitgevoerd.

### 7.3. Eisen voor verbindingen

Zoals reeds vermeld moeten verbindingen in het algemeen voldoen aan een aantal eisen die afhankelijk van de toepassing meer of minder belangrijk zijn.

De konstruktieve eisen zijn sterkte, stijfheid en vervormingscapaciteit en tot de niet konstruktieve eisen behoren economie en duurzaamheid.

#### Niet konstruktieve eisen

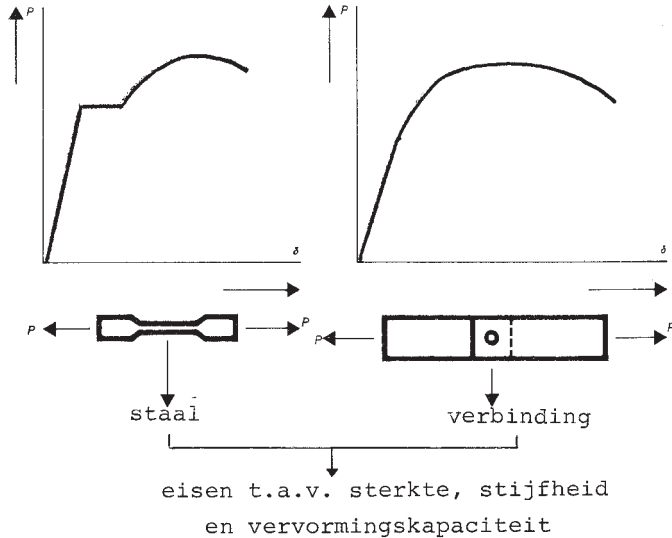
Voor wat deze groep eisen betreft is uiteraard de prijs van het bevestigingsmiddel een belangrijk punt, maar vaak zijn de gebruikseisen en de bevestigingsprocedure belangrijker. Soms moet bijvoorbeeld een verbinding gedurende de levensduur uit elkaar genomen kunnen worden. In dat geval zal de montage en demontagemogelijkheid bepalend zijn voor de keuze van het meest geschikte verbindingsmiddel. Ook kan van belang zijn het aantal losse onderdelen, waaruit de verbinding bestaat of de toegankelijkheid aan één danwel twee kanten. Met niet genoeg nadruk kan worden gewezen op de invloed van de vereiste vakbekwaamheid voor het aanbrengen van een bepaald type verbindingsmiddel. In de praktijk is gebleken dat bij de toepassingen in de bouw de verbindingsmiddelen nog al een tamelijk slordig worden aangebracht. Bij sommige typen leidt dit tot een drastische vermindering van de sterkte. De keuze van het verbindingsmiddel wordt in belangrijke mate beïnvloed door de milieu omstandigheden, waaraan de konstruk-

tie wordt blootgesteld. In dat verband zijn ondermeer van belang de temperatuur, de vochtigheid en aanwezigheid van agressieve chemische stoffen.

Tenslotte wordt er nog op gewezen dat ook de eisen t.a.v. de brandwerendheid van de constructie belangrijk kunnen zijn.

### Konstruktieve eisen

Het materiaal staal bezit gunstige eigenschappen t.a.v. sterkte, stijfheid en vervormingscapaciteit. Hierdoor is dit materiaal bij uitstek geschikt voor constructieve doeleinden. Ook onderdelen van constructies, zoals verbindingen moeten deze eigenschappen bezitten (zie afb. 88).



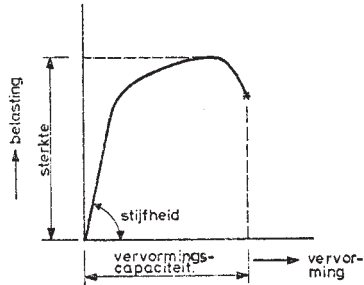
afb. 88. Vergelijking van de eisen voor de verbinding met die voor het materiaal staal.

De eisen t.a.v. sterkte en stijfheid zijn vanzelfsprekend en volgen kwantitatief uit de statische berekening. Minder bekend is dat ook de vervormingscapaciteit van een verbinding aan bepaalde eisen moet voldoen. In afbeelding 89

zijn voor de duidelijkheid in een belastings-vervormingsdiagram van een verbinding de verschillende criteria aangegeven.

. Sterkte

Voor ieder verbindingsmiddel kan een karakteristieke waarde van de sterkte worden bepaald d.m.v. berekening of proeven. De sterkte kan o.m. worden beïnvloed door de afmetingen van de te verbinden profielen en door het aantal en de configuratie van de verbindingsmiddelen.



afb. 89. Kwalitatief belastingsvervormingsdiagram van een verbinding.

. Stijfheid

De stijfheid van een verbinding beïnvloedt de stijfheid van de gehele constructie of van onderdelen daarvan en is als zodanig van belang. In sommige gevallen kan de stijfheid bovendien van invloed zijn op de krachten die op een verbinding werken. Dit is bijvoorbeeld het geval voor verbindingen van kipsteunen en stabiliteitsverbanden.

. Vervormingscapaciteit

Vervormingscapaciteit is vooral van belang voor verbindingen in statisch onbepaalde constructies waar in de statische berekening veelal geen rekening wordt gehouden met zetting van steunpunten, temperatuurvariaties, montageafwijkingen e.d. Plaatselijk overbelasting van een verbinding als gevolg van deze invloeden kan worden geëlimineerd als deze voldoende plastisch kan vervormen. De bezwijklast van de constructie wordt dan door de genoemde verschijnselen niet beïnvloed.

Hetzelfde kan worden gezegd voor vereenvoudigingen, die bij schematisering van konstrukties worden gehanteerd. Zo worden vakwerken veelal berekend onder de aanname dat de staven scharnierend zijn verbonden, terwijl de verbindingen in werkelijkheid min of meer stijf zijn. Door deze stijfheid worden secundaire momenten geïntroduceerd die slechts mogen worden verwaarloosd als de verbindingen voldoende vervormingskapaciteit bezitten. Zelfs in het geval van statisch bepaalde konstrukties waar de krachten op de verbindingen eenduidig uit het evenwicht volgen kan vervormingskapaciteit van de afzonderlijke verbindingsmiddelen van belang zijn. Dit is het geval als de verbinding is samengesteld met meer dan één verbindingsmiddel. Bij de berekening wordt dan op grond van evenwicht een eenvoudige verdeling van krachten over de verschillende verbindingsmiddelen aangenomen. Door de vormveranderingsvoorwaarde wijkt de werkelijke krachtsverdeling veelal af van de aangenomen verdeling.

#### 7.4. Enige onderzoekresultaten

In 7.1 werd reeds melding gemaakt van een Europees onderzoekprogramma met betrekking tot verbindingen, dat geleid heeft tot rekenregels voor op afschuiving belaste verbindingen met resp. plaatschroeven, klinknagels en bouten [6]. Alleen al in dat programma zijn meer dan 1000 proeven uitgevoerd, terwijl daarnaast nog resultaten van proeven uitgevoerd in o.m. Amerika en Zweden ter beschikking stonden. Voor uitvoerige informatie wordt verwezen naar [16, 17] en de daarin vermelde literatuur.

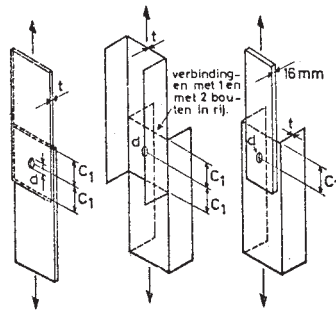
Om een indruk te geven van de mogelijke bezwijkvormen wordt hier volstaan met voor twee typen verbindingsmiddelen, nl. bouten en plaatschroeven, enige karakteristieke resultaten, verkregen in het Europese programma, te tonen.



7.4.1. Proeven op geboute verbindingen

De proeven op geboute verbindingen zijn uitgevoerd op de Universiteit van Strathclyde in Schotland. De proefstukken bestonden uit enkelvoudige overlapverbindingen van strip- en kanaalprofielen. Afbeelding 90 geeft een beeld van de proefstukken.

De dikte van de staalplaat en de diameter van de bouten is gevarieerd ( $t = 1, 3$  en  $5$  mm;  $d = 5, 10$  en  $16$  mm). De invloed van het aandraai-  
moment van de bout werd onderzocht, doch de bezwijklast van de verbindingen bleek in het onderzochte gebied niet significant beïnvloed te worden door de mate van voorspanning in de bouten. Bij de strip- en de kanaalprofielen werden dezelfde vier bezwijkvormen gevonden.



afb. 90. Vorm van de proefstukken voor het onderzoek van geboute verbindingen.

. Bezwijkvorm 1: Afschuiving van het plaatmateriaal (afb. 91).

De bouten blijven tot bezwijken praktisch loodrecht op het plaatmateriaal. De afschuifvlakken zijn evenwijdig en op een onderlinge afstand gelijk aan de boutdiameter. Vlak tegen volledig bezwijken scheurt het plaatmateriaal enigszins schuin uit.

Het lijkt vanzelfsprekend dat voor deze bezwijkvorm de bezwijklast evenredig is met de randafstand  $c_1$ . Uit de proeven is de volgende ontwerpformule voor de rekenwaarde van de afschuifsterkte afgeleid:

$$F_u = 2t c_1 \tau_e \text{ ----- (72)}$$

De voorgeschreven waarde van  $\tau_e$  bedraagt  $0,5 \sigma_e$ . Dit is wat lager dan de zuivere vloeischuifspanning volgens

Hüber-Hencky ( $\tau_e = 0,58 \sigma_e$ ). De reden hiervan is, dat in de maatgevende schuifvlakken naast schuifspanningen ook normaalspanningen werken als gevolg van wigwerking. Formule (72) kan worden herleid tot:

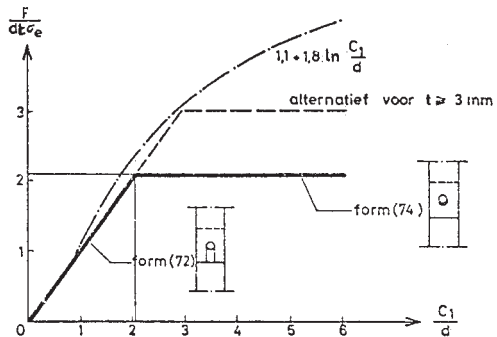
$$F_u = dt \frac{c_1}{d} \sigma_e \text{ ----- (73)}$$

- Bezwijkvorm 2: Stuik van het plaatmateriaal (afb. 92). Het plaatmateriaal stuikt op voor de bout waarna het uitscheurt langs twee duidelijk schuine vlakken. Bij sommige proeven verdraaide de bout om een as loodrecht op de richting van de belasting en werd in een aantal gevallen zelfs door het plaatmateriaal getrokken. Voor deze bezwijkvorm is de bezwijkkracht onafhankelijk van de randafstand. Uit de proeven is de volgende ontwerpformule voor de rekenwaarde van de stuikkracht afgeleid:

$$F_s = 2,1 dt \sigma_e \text{ ----- (74)}$$

De formules (72) en (74) kunnen in een grafiek worden weergegeven zoals blijkt uit afbeelding 95.

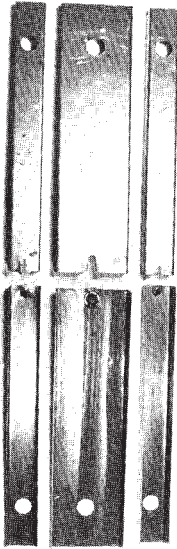
Deze formules zijn geldig voor  $t \leq 1$  mm. Mede uit resultaten van proeven uitgevoerd bij Voest-Alpine in Oostenrijk is gebleken dat de dikkere platen



( $t > 3$  mm) aanzienlijk hogere waarden voor de stuikspanning opleverden dan de

dunne platen. Dit is een gevolg van het feit dat de dunne platen bij het overschrijden van de vloeispanning eerder uitplooiën. Bovendien is gebleken dat de stuikspanning dan afhankelijk is van de randafstand. Worden de resultaten van de proeven met een plaatdikte vanaf 1 mm

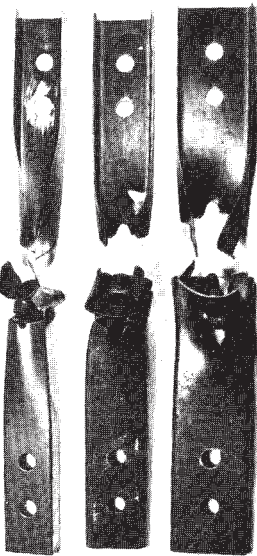
afb. 95. Ontwerpkromme m.b.t. bezwijkvormen afschuiving en stuik van de plaat.



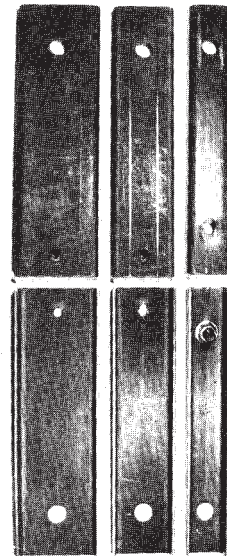
afb. 91. Boutverbinding bezwiken door afschuiving van de plaat.



afb. 92. Boutverbinding bezwiken op stuk.



afb. 93. Boutverbinding bezwiken door breuk in de netto doorsnede.



afb. 94. Boutverbinding bezwiken door afschuiving van de bout.

afzonderlijk beschouwd, dan kunnen de volgende formules voor de rekenwaarde van de sterkte worden afgeleid (rekenwaarde = 0,70 x bezwijkwaarde):

$$F_s = \alpha dt \sigma_e \text{ ----- (75)}$$

waarin:  $\alpha = 2,6 - 0,5t + 0,9(t-1)\ln\left(\frac{c_1}{d}\right)$   
indien  $1 \text{ mm} < t < 3 \text{ mm}$  en  $(c_1/d) \leq 6$   
 $\alpha = 1,0 + 1,1t$   
indien  $1 \text{ mm} < t < 3 \text{ mm}$  en  $\frac{c_1}{d} > 6$   
 $\alpha = 1,1 + 1,8\ln(c_1/d)$   
indien  $3 \text{ mm} \leq t \leq 6 \text{ mm}$  en  $\frac{c_1}{d} \leq 6$   
 $\alpha = 4,3$   
indien  $3 \text{ mm} \leq t \leq 6 \text{ mm}$  en  $\frac{c_1}{d} > 6$

Voor dikkere platen wordt verwezen naar de TGB 1972-Staal.

. Beziijkvorm 3: Bezwijkten van de netto doorsnede (afb. 93).

Deze bezwijkvorm wordt gekenmerkt door het inscheuren van het materiaal loodrecht op de belastingrichting. In het geval van de kanaalprofielen zet de scheur zich na het bereiken van de hoeken in een schuine richting in de flenzen voort.

Als de steek van de bouten  $\perp$  op de krachtrichting te klein is, dan is de maatgevende spanning over de netto doorsnede gelijk aan de vloeispanning.

Als daarentegen de onderlinge afstand groot is, dan zal als gevolg van de grote geconcentreerde krachten scheurvorming naast het gat optreden, voordat de vloeispanning in de gehele netto doorsnede is bereikt. Dit verschijnsel is afhankelijk van de verhouding  $r$  tussen de kracht in de bout en de kracht in het plaatmateriaal. Hoe meer bouten in de krachtrichting werken, des te groter is de gemiddelde rekenwaarde voor de spanning in de doorsnede  $\sigma_n$ .

Voor de rekenwaarde van  $\sigma_n$  geldt de volgende formule:

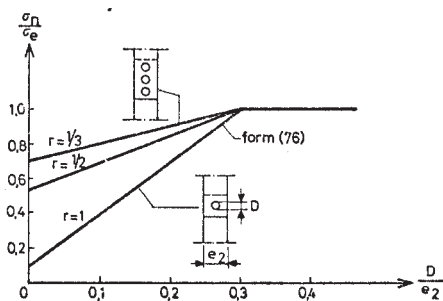
$$\sigma_n = 1 - 0,9 r + 3 r \frac{D}{e_2} \leq \sigma_e \text{ ----- (76)}$$

waarin:  $r$  = de verhouding van de kracht die door de bouten in een bepaalde doorsnede wordt overgebracht en de kracht die in de betreffende doorsnede van de plaat werkt.

$D$  = diameter van het boutgat

$e_2$  = boutafstand in de richting loodrecht op de krachtrichting en in het geval van een enkele bout de plaatbreedte.

Formule (76) is grafisch weergegeven in afbeelding 96.

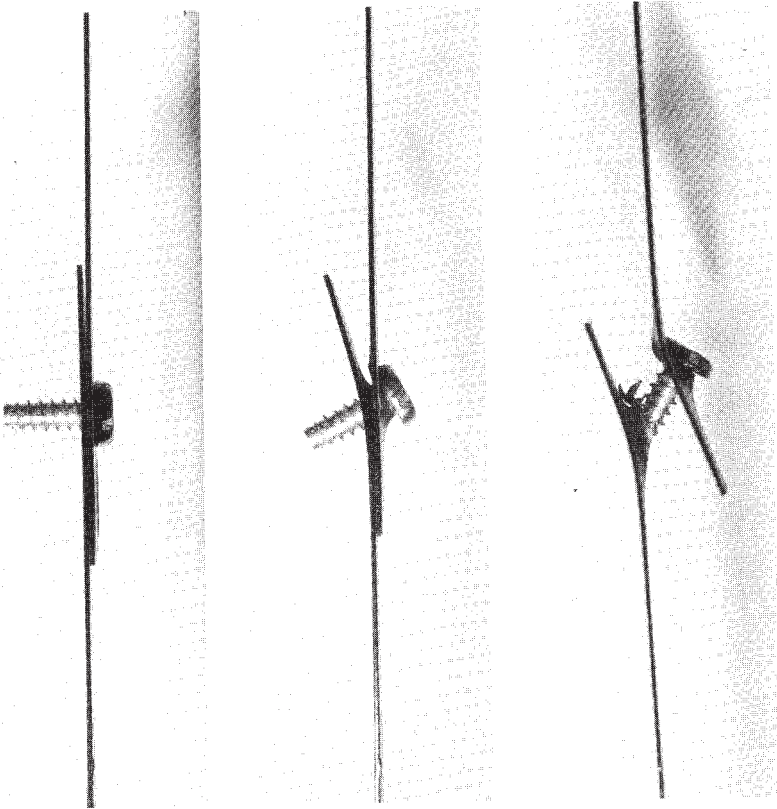


afb. 96. Rekenwaarde van  $\sigma_n$ .

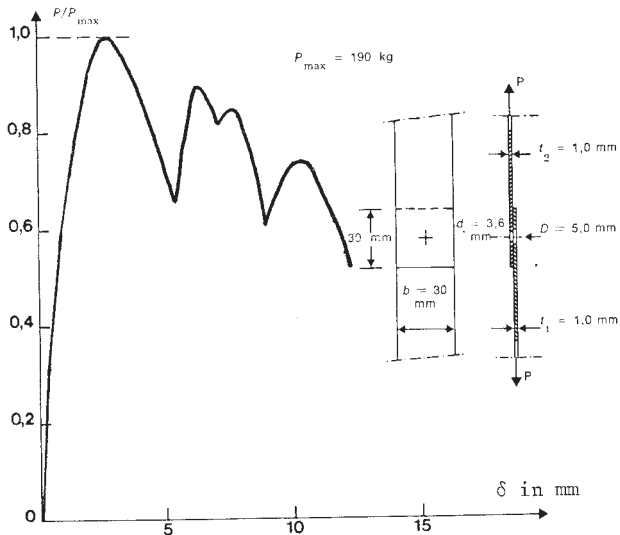
- Bezwijkvorm 4: Afschuiven van het boutmateriaal (afb. 94). Afschuiven van de bout vindt plaats bij een gemiddelde schuifspanning in de bout van 0,7 maal de treksterkte van het boutmateriaal.

Voor de rekenwaarde van de sterkte wordt zoals gebruikelijk niet gerekend met de treksterkte maar met de vloeispanning van het materiaal.

Kenmerkend voor deze bezwijkvorm zijn de relatief geringe vervormingen bij breuk. Dit wil dus zeggen een kleine vervormingscapaciteit. In verband hiermee is gesteld, dat deze bezwijkvorm niet maatgevend mag zijn en daarom wordt geëist dat de rekenwaarde van de afschuifkracht 25% groter moet zijn dan de kleinste waarde berekend voor de andere drie bezwijkvormen.



afb. 97. Verbinding met een plaatschroef bezwiken door verdraaien en uittrekken.



afb. 98. Belasting-vervormingsdiagram bij bezwijken door verdraaien en uittrekken van de plaatschroef.

7.4.2. Proeven op verbindingen met plaatschroeven

De proeven op de verbindingen met plaatschroeven en blindklinknagels in het kader van het Europese programma, zijn uitgevoerd in Nederland bij het IBBC-TNO.

Bij deze typen verbindingsmiddelen kunnen dezelfde bezwijkvormen voorkomen als bij geboute verbindingen. Daarnaast bestaat er echter nog een additionele bezwijkvorm namelijk:

. Bezwijken door verdraaiing en uittrekken van de plaatschroef.

Afbeelding 97 geeft een duidelijke indruk van het bezwijkbeeld. Het bijbehorende karakteristieke belasting-ervormingsdiagram is getekend in afbeelding 98. De bezwijklast is natuurlijk sterk afhankelijk van de dikte van de plaat, waarin de schroefdraad wordt gevormd. Deze plaat werkt namelijk in feite als de moer van de schroefverbinding.

Uit de resultaten van de proeven is de volgende empirische formule voor de rekenwaarde van de sterkte afgeleid:

$$F_v = k_s (d+10) (t_1^2 + 0,22) \sigma_e \quad \text{-----} \quad (77)$$

waarin:  $F_v$  = rekenwaarde voor de sterkte bij verdraaiing in N.

$d$  = nominale schroefdiameter in mm.

$t_1$  = dikte van de plaat waarin de schoefdraad wordt gevormd. Dit moet altijd de dikste plaat zijn.

$\sigma_e$  = rekenwaarde voor de vloeigrens van het plaatmateriaal.

$k_s$  = faktor waarmee de invloed van het verschil in plaatdikten van de verbonden platen in rekening wordt gebracht.

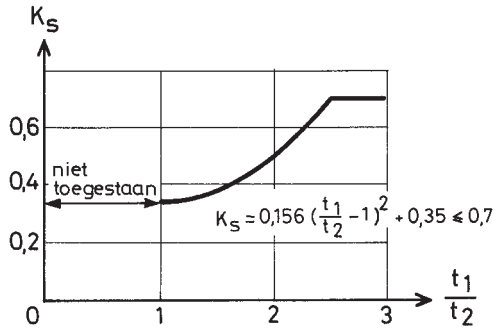
$t_2$  = dikte van de doorgeschroefde plaat.

Voor de faktor  $k_s$  is eveneens op grond van proeven de volgende betrekking afgeleid:

$$k_s = 0,156 \left( \frac{t_1}{t_2} - 1 \right)^2 + 0,35 \quad \text{-----} \quad (78)$$

In afbeelding 99 is het verband tussen  $k_s$  en  $\frac{t_1}{t_2}$  grafisch weergegeven.

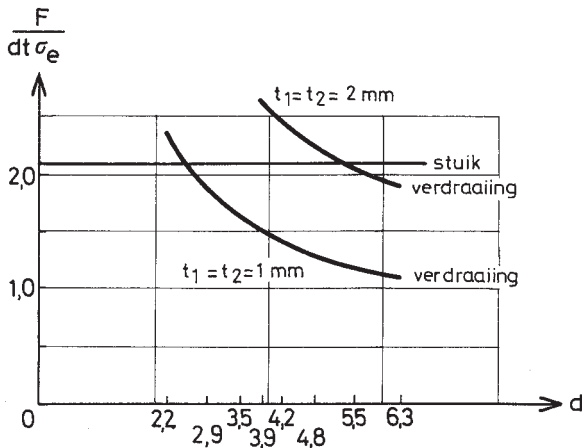
Als de beide platen even dik zijn dan kan de formule (77) na invulling van  $k_s \text{ min} = 0,35$  herleid worden tot de volgende betrekking:



afb.99. Verband tussen  $k_s$  en  $t_1/t_2$

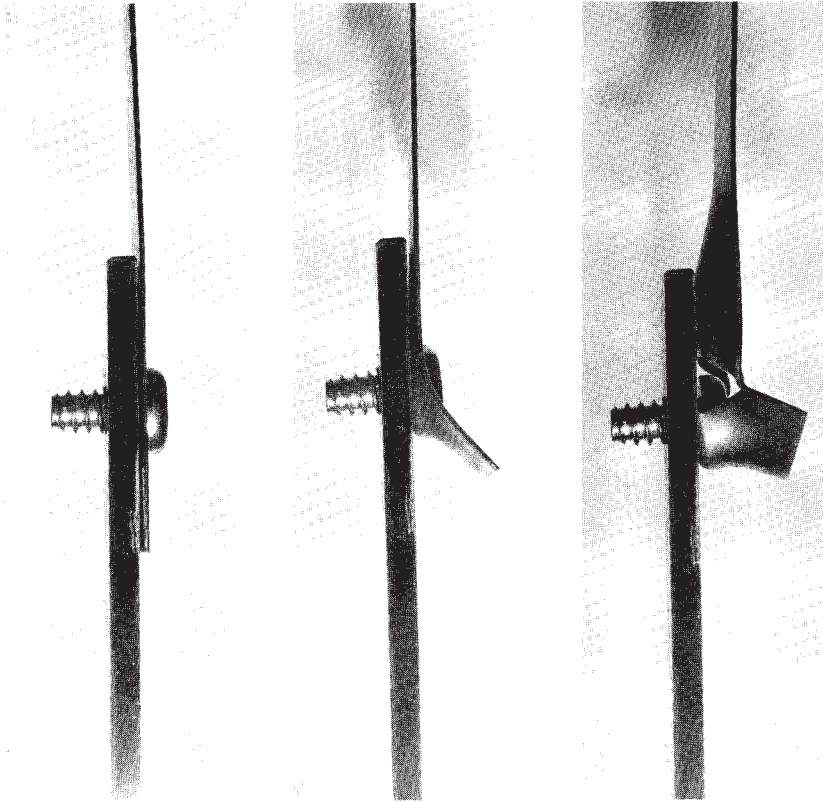
$$\frac{F_v}{dt \sigma_e} = 0,35 \left( 1 + \frac{10}{d} \right) \left( t_1 + \frac{0,22}{t_1} \right) \quad \text{---} \quad (79)$$

Deze betrekking is voor plaatdikten van resp. 1 en 2 mm grafisch weergegeven in afbeelding 100. De op de horizontale as aangegeven diameter van de plaatschroeven komen overeen met de in NEN 5536 voor de serie B2 t/m B14 genormaliseerde waarden.

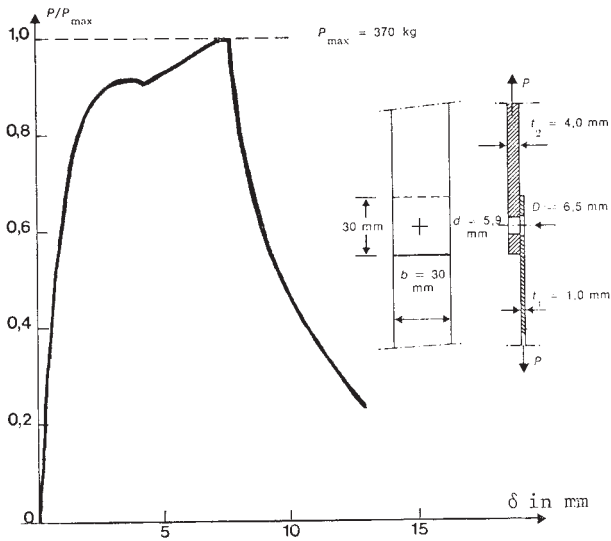


afb. 100. Verband tussen  $\frac{F}{dt \sigma_e}$  en  $d$  voor een tweetal plaatdikten.





afb. 101. Verbinding met een plaatschroef bezwiken op stuk.



afb. 102. Belasting-vervormingsdiagram bij bezwijken door stuk.

Bezwijkvormen die analoog zijn met die gekonstateerd bij de geboute verbindingen zijn:

. Bezwijken op stuik

De foto's van afbeelding 101 geven een beeld van deze bezwijkvorm. De kop van de schroef is praktisch door het plaatmateriaal heen getrokken.

Een karakteristiek belasting-vervormingsdiagram is getekend in afbeelding 102.

Voor de rekenwaarde van de sterkte bleek dezelfde formule toepasbaar als afgeleid voor bouten in dunne plaat, namelijk:

$$\text{formule (74): } F_s = 2,1 dt \sigma_e$$

In afbeelding 100 is de bij deze formule behorende lijn aangegeven. Hieruit blijkt dat voor plaatdikten groter dan 2 mm  $F_s$  altijd kleiner is dan  $F_v$ . Dit betekent dat dan van de beide criteria stuik maatgevend is.

. Bezwijken door afschuiving van het plaatmateriaal

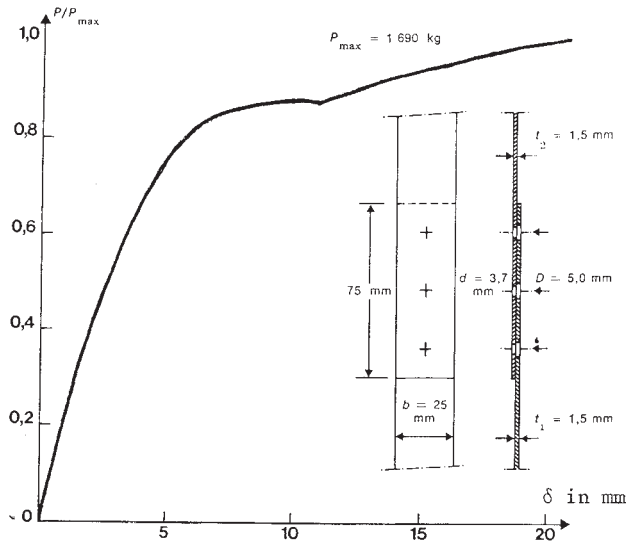
Ook voor deze bezwijkvorm geldt dezelfde ontwerpformule als voor boutverbindingen, namelijk formule (72).

Daar echter tevens voorgeschreven is dat de randafstand  $c_1$  altijd groter moet worden genomen dan  $3d$  zal dit criterium nooit maatgevend zijn. Dit kan eenvoudig worden aangetoond door deze minimum waarde van  $c_1$  in te vullen in (72) en de uitkomst te vergelijken met (74):

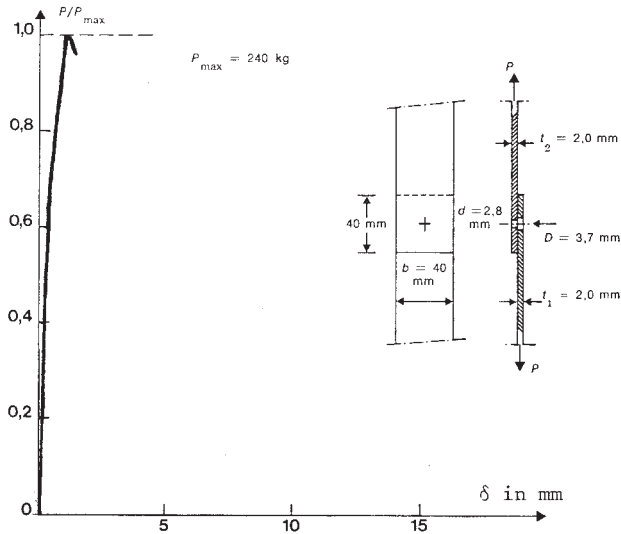
$$(72) \longrightarrow F_u = 2 \cdot t \cdot 3d \cdot 0,5 \sigma_e = 3dt \sigma_e \leq F_s$$

. Bezwijken door breuk in de netto doorsnede

In afbeelding 103 wordt een belasting-vervormingsdiagram getoond dat opgenomen is bij een proefstuk dat deze bezwijkvorm vertoonde. Opvallend is de grote vervormingscapaciteit. In tegenstelling met boutverbindingen werd bij de proeven met plaatschroeven geen invloed gevonden



afb. 103. Belasting-vervormingsdiagram bij bezwijken door breuk van de netto doorsnede.



afb. 104. Belasting-vervormingsdiagram bij bezwijken door afschuiving van de plaatschroef.

van de steek resp. randafstand op de grootte van de bezwijkkracht. Dit is waarschijnlijk een gevolg van het feit dat de maximale steek en de randafstand voor de plaatschroeven wat kleiner is dan bij bouten (zie tabel 5) en dat andere bezwijkvormen zoals stuik en afschuiving van de schroef eerder maatgevend zijn. In verband hiermee kan als ontwerpformule worden aangehouden:

$$F_n = A_n \sigma_e \text{ ----- (80)}$$

waarin:  $A_n$  = de netto doorsnede in de beschouwde snede.

. Bezwijken door afschuiving van de plaatschroef

Uit het belasting-vervormingsdiagram getekend in afbeelding 104 blijkt duidelijk de zeer geringe vervormingscapaciteit voor deze bezwijkvorm. Daarom is, om te voorkomen dat deze bezwijkvorm maatgevend wordt, eenzelfde eis gesteld als bij de geboute verbindingen, namelijk dat de rekenwaarde voor de afschuifkracht 25% groter moet zijn dan de kleinste waarde berekend voor de andere bezwijkvormen.

Theoretisch volgt de waarde van de bezwijkschuifkracht  $F_{a br}$  uit de volgende formule:

$$F_{a br} = \frac{1}{4} \pi d^2 \tau_{br} \text{ ----- (81)}$$

Omdat de bezwijkschuifspanning van het plaatschroefmateriaal veelal niet bekend is, is de rekenwaarde voor de afschuifsterkte uitgedrukt als functie van het afdraaimoment van de plaatschroef. De waarden voor het afdraaimoment  $M_B$  zijn gegeven in ontwerpnorm NEN 5525. Het verband tussen  $F_{a br}$  en  $M_B$  kan als volgt worden bepaald.

Indien een volplastische schuifspanningsverdeling bij breuk wordt aangenomen volgt het afdraaimoment uit de volgende formule:

$$M_B = \frac{1}{12} \pi d^3 \tau_{br} \text{ ----- (82)}$$

$$(81) (82) \rightarrow F_{a \text{ br}} = \frac{1}{4} \pi d^2 \frac{M_B}{\frac{1}{12} \pi d^3}$$
$$F_{a \text{ br}} = 3 \frac{M_B}{d} \text{ ----- (83)}$$

Tussen de bezuigschuifkracht  $F_{a \text{ br}}$  en de rekenwaarde  $F_a$  wordt evenals bij de andere bezwijkvormen een marge aangehouden. Hiertoe wordt de waarde volgens formule (83) gedeeld door 1,5. Bij een meersnedige verbinding geldt de gevonden waarde uiteraard per schuifvlak. Op grond van het voorgaande geldt:

$$F_a = \frac{2n M_B}{d_1} \text{ ----- (84)}$$

waarin:  $n$  = aantal schuifvlakken per schroef  
 $M_B$  = afdraaimoment volgens NEN 5525  
 $d_1$  = kleinste diameter van de schroef

### 7.5. Regels voor het ontwerp en de berekening van verbindingen

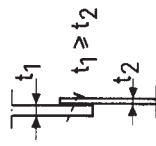
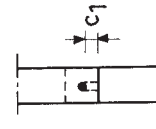
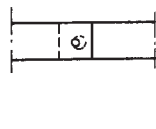
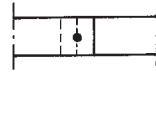
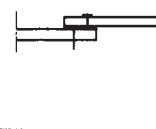
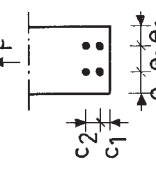
De formules voor de bepaling van de rekenwaarden van de sterkte voor op afschuiving belaste verbindingen, uitgevoerd met resp. plaatschroeven, klinknagels en bouten zijn verzameld in tabel 5. Voor de notaties m.b.t. plaatschroeven en bouten wordt, voorzover ze niet in de tabel zijn aangegeven, verwezen naar hoofdstuk 7.4. De notaties voor klinknagels zijn gelijklopend.

In tabel 5 zijn ook de regels voor de minimale en maximale waarden van de steek en de randafstand gegeven. Voor het ontwerp van de verbinding gelden verder nog de volgende richtlijnen:

#### Algemeen

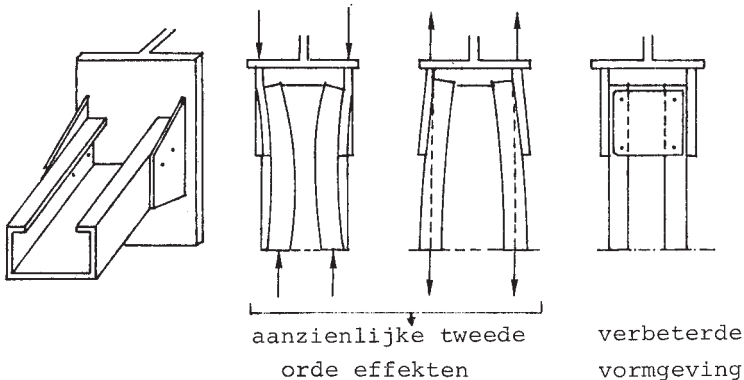
De verbinding moet zodanig worden ontworpen dat door tweede-orde effecten als gevolg van de vervorming van dunwandige

Tabel 5: Rekenwaarden voor de sterkte van op afschuiving belaste penvormige verbindingsmiddelen

Soort verbindings-middel	Bezwijkvormen met rekenwaarden voor de sterkte in N (afmetingen in mm)					ontwerpvoorschrift
verdraaiing	afschuiving plaat	stuk	vloeiën netto doorsnede	afschuiving verb. middel		
 <p><math>t_1 \geq t_2</math></p>	 <p><math>F_u = 2tc_1</math> 0,5<math>\sigma_e</math></p>	 <p><math>F_s = 2,1 dt \sigma_e</math> min</p>	 <p><math>F_n = A_n \sigma_e</math></p>	 <p><math>F_a = \frac{2n M_B}{d_1}</math>  <math>F_a &gt; 1,25x</math> de kleinste waarde andere bezwijkvormen</p>	 <p>3 <math>d &lt; c_1 &lt; 6d</math>                      3 <math>d &lt; c_2 &lt; 8d</math>                      1,5d <math>&lt; e_1 &lt; 3d</math>                      3 <math>d &lt; e_2 &lt; 6d</math></p>	
<p>PLAATSCHROEVEN</p> <p><math>F_v = K_S (d+10) (\frac{t_1^2}{t_1} + 0,22) \sigma_e</math>  <math>K_S = 0,156 (\frac{t_1}{t_2} - 1)^2 + 0,35</math>  <math>K_S &lt; 0,7</math></p>	<p><del><math>F_u = 2tc_1</math> 0,5<math>\sigma_e</math></del></p>	<p><del><math>F_s = 2,1 dt \sigma_e</math> min</del></p>	<p><del><math>F_n = A_n \sigma_e</math></del></p>	<p><del><math>F_a = \frac{2n M_B}{d_1}</math>  <math>F_a &gt; 1,25x</math> de kleinste waarde andere bezwijkvormen</del></p>	<p>3 <math>d &lt; c_1 &lt; 6d</math>                      3 <math>d &lt; c_2 &lt; 8d</math>                      1,5d <math>&lt; e_1 &lt; 3d</math>                      3 <math>d &lt; e_2 &lt; 6d</math></p>	
<p>KLINKNAGELS</p> <p><math>F_v = K_r (d+5) (\frac{t_1^2}{t_1} + 0,22) \sigma_e</math>  <math>K_r = 0,111 (\frac{t_1}{t_2} - 1)^2 + 0,65</math>  <math>K_r &lt; 0,9</math></p>	<p><del><math>F_u = 2tc_1</math> 0,5<math>\sigma_e</math></del></p>	<p><del><math>F_s = 2,1 dt \sigma_e</math> min</del></p>	<p><del><math>F_n = A_n \sigma_e</math></del></p>	<p><del><math>F_a</math> bepalen dmv. standaardproef  <math>F_a &gt; 1,75</math> kleinste waarde andere bezwijkvormen</del></p>	<p>3 <math>d &lt; c_1 &lt; 6d</math>                      3 <math>d &lt; c_2 &lt; 8d</math>                      1,5d <math>&lt; e_1 &lt; 3d</math>                      3 <math>d &lt; e_2 &lt; 6d</math></p>	
<p>BOUTEN</p>	<p><math>F_u = 2tc_1</math> 0,5<math>\sigma_e</math></p>	<p><math>F_s = \alpha dt \sigma_e</math> min                      Voor <math>\alpha</math> zie blz. 112</p>	<p><math>F_n = A_n \sigma_n &lt; A_n \sigma_e</math>  <math>\sigma_n = (1 - 0,9r + 3r \frac{D}{e_2})</math></p>	<p><math>F_a = 0,7A_s \sigma_e</math>  <math>F_a &gt; 1,25x</math> de kleinste waarde andere bezwijkvormen</p>	<p>1,5d <math>&lt; c_1 &lt; 5d</math>                      3 <math>d &lt; c_2 &lt; 5d</math>                      1,5d <math>&lt; e_1 &lt; 5d</math>                      4 <math>d &lt; e_2 &lt; 7d</math></p>	

profielen geen ontoelaatbare extra krachten in de verbindingsmiddelen ontstaan.

Deze regel is geïllustreerd met het voorbeeld getekend in afbeelding 105.



afb. 105. Illustratie van de invloed van de detaillering van een verbinding op de vervormingen.

### Bouten

In een dragende verbinding moeten minimaal twee bouten worden toegepast.

### Plaatschroeven

- . Indien de te verbinden platen van verschillende dikte zijn, moet de kop van de schroef tegen de dunste plaat worden geplaatst.
- . Krachten in de lengterichting van de schroef moeten worden vermeden.
- . Bij de berekening mogen niet meer dan 6 achter elkaar geplaatste schroeven in rekening worden gebracht. Dit is niet van toepassing als de belasting gelijkmatig verdeeld langs de rij schroeven aangrijpt.
- . De diameter van het geboute gat, in de plaat waarin de schroefdraad wordt gevormd, moet worden gekozen overeenkomstig NEN 5534.

- . Door middel van proefverbindingen moet worden bepaald bij welk aandraaimoment de schroef stuk gedraaid wordt. Dit kan gebeuren doordat de boutkop wordt afgedraaid of doordat de schroefdraad bezwijkt. Bij de werkelijke verbinding mag het aandraaimoment niet hoger worden gekozen dan 40% van het proefondervindelijk bepaalde bezwijkmoment.

Blindklinknagels

- . Indien de te verbinden platen van verschillende dikte zijn, moet de voorgevormde kop tegen de dunste plaat worden geplaatst.
- . Krachten in de lengterichting van de nagels moeten worden vermeden.
- . Bij de berekening mogen niet meer dan 6 achter elkaar geplaatste nagels in rekening worden gebracht, behalve als de belasting gelijkmatig verdeeld langs de rij aangrijpt.

In [6] worden ook rekenwaarden voor de sterkte van op afschuiving belaste puntlassen gegeven. In tabel 6 zijn deze waarden samengevat.

Tabel 6: Rekenwaarden voor de sterkte van op afschuiving belaste puntlassen (Fe 360).

kleinste plaatdikte in mm	afschuif- kracht $F_a$ in kN	kleinste plaatdikte in mm	afschuif- kracht $F_a$ in kN
0,25	0,37	2,0	7,8
0,50	0,92	2,4	10,3
0,75	1,67	2,8	12,4
1,0	2,59	3,2	15,0
1,25	3,84	4,8	30,0
1,5	5,34	6,4	45,0



## 8. GEPROFILEERDE DAKPLATEN

In de voorgaande hoofdstukken is er enige malen op gewezen dat voor geprofileerde stalen dakplaten beter een afwijkende berekeningsmethode toegepast kan worden. Voor het berekenen van deze platen is de RSD 1974 opgesteld [2]. In hoofdstuk 8.1 en 8.2 worden enige achtergronden van de daarin gestelde regels nader toegelicht.

In 1983 zijn door de ECCS Europese richtlijnen voor de berekening van geprofileerde platen gepubliceerd. In hoofdstuk 8.3 worden enige achtergronden van deze ECCS-richtlijnen belicht.

### 8.1. Kriteria voor de beoordeling van de konstruktieve eigenschappen van geprofileerde stalen dakplaten als opgenomen in de RSD

In afbeelding 106 is een zogenaamde tweeveldsplaat getekend waarbij de verschillende beoordelingskriteria zijn aangegeven. Deze kunnen worden vergeleken met de in 5.1 opgesomde criteria voor op buiging belaste staven.

Uitgezonderd de eis ten aanzien van de doorbuiging hebben verder alle criteria betrekking op mogelijke bezwijkvormen. Allereerst wordt een toelichting gegeven op de verschillende genoemde bezwijkvormen, waarbij aangegeven wordt op welke punten de in de RSD gegeven regels essentieel afwijken van de in hoofdstuk 5 voor staven behandelde berekeningsmethoden. Deze afwijkende rekenregels worden daarna meer in detail behandeld in 8.2.

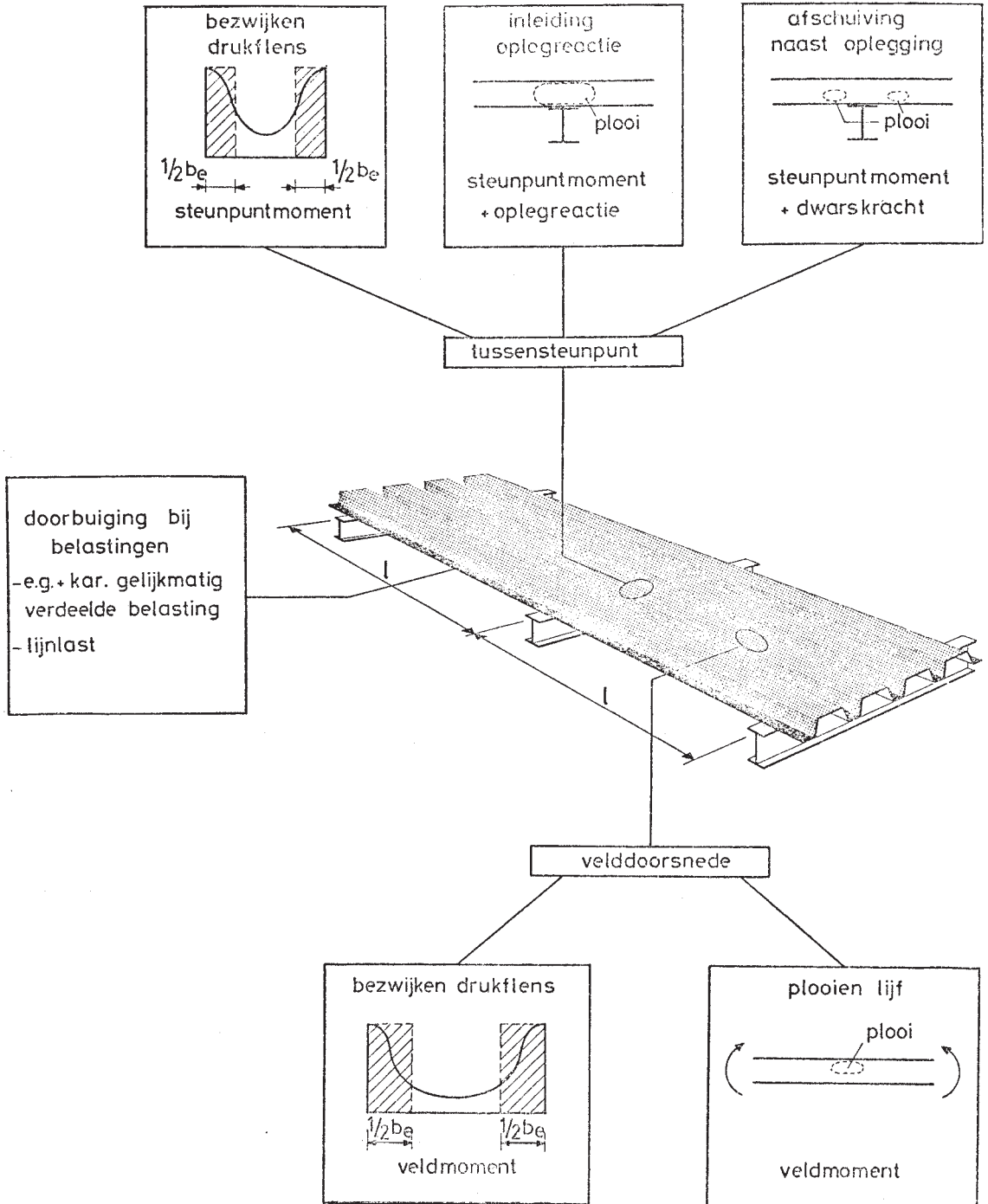
#### Velddoorsnede

Het bezwijken van een velddoorsnede kan in beginsel het gevolg zijn van:

- a. Het bereiken van het volplastisch moment.
- b. Het bereiken van de uiterste draagkracht van de gedrukte flens.
- c. Het plooiën van het lijf.

Bij de in de praktijk toegepaste afmetingen zal altijd b. of c. maatgevend zijn.

Trapeziumvormig gevouwen dakplaten kunnen worden beschouwd als een aantal aaneengeschakelde dunwandige profielen, waarvan de vlakke elementen bestaan uit gesteunde plaatdelen.



afb. 106. Beoordelingscriteria voor een tweeveldsplaat.

Dakplaten bezitten t.o.v. de staafvormige profielen veelal relatief grote afrondingen. Dit heeft tot gevolg dat niet mag worden aangenomen dat de randen van de plaatdelen volledig star zijn opgelegd (zie ook 4.3.1).

Indien de gedrukte flens bepalend is voor het maximale veldmoment, kan de berekening hetzelfde worden uitgevoerd als beschreven in 5.3.1 voor profielen met een gesteunde drukflens. De medewerkende breedte mag worden bepaald met de in 4.3 beschreven rekenregels, waarbij voor de bepaling van  $\sigma_{kr}$  de in afbeelding 31 geschetste schematisering moet worden gehanteerd.

In de RSD is uitgegaan van de methode van Rhodes en Harvey, waarbij voor de in formule 19 voorkomende konstanten de volgende waarden zijn aangehouden:  $a = 0,85$  en  $c = 0,15$  (zie afb. 35).

De formule voor de medewerkende breedte wordt dan:

$$b_e = b(0,85 \frac{\sigma_{kr}}{\sigma_b} + 0,15) \quad \text{-----} \quad (85)$$

De rekenregels voor de bepaling van de invloed van dimpels op de sterkte van gedrukte plaalementen zijn behandeld in paragraaf 4.4. Aangezien het effect van dimpels bij verend gesteunde plaalementen anders kan zijn dan bij star gesteunde plaalementen, zijn in de RSD afwijkende regels opgenomen. Deze zijn gebaseerd op beproevingen van geprofileerde dakplaten en worden nader besproken in 8.2.

In overeenstemming met het gestelde in 5.4.1 wordt in de RSD bij de beoordeling van het plooigevaar van het lijf geen rekening gehouden met de nakritische sterkte. De reden hiervoor is dat er interactie kan optreden tussen het plooiën van het lijf en het plooiën van de flenzen.

Immers zoals blijkt uit afbeelding 31 worden de randvoorwaarden van de flens in belangrijke mate bepaald door de stijfheid van het lijf. Door plooivorming in het lijf wordt in beginsel tevens de kritieke plooispanning van de flens beïnvloed. De lijven van de dakplaten zijn evenals de flenzen verend gesteunde plaalementen. Daarom kan de plooi-

berekening niet worden uitgevoerd konform artikel 2.6 van de TGB-Staal en is in de RSD een benaderingsmethode aangegeven. Deze zal worden behandeld in 8.2.

### Tussensteunpunt

Uit proeven is gebleken dat een meerveldsplaaf als bezweken moet worden beschouwd indien de doorsnede ter plaatse van een tussensteunpunt zijn maximale draagkracht heeft bereikt. Een herverdeling van momenten zal dus niet optreden. Dit is een gevolg van het ontbreken van rotatiecapaciteit (zie afb. 107).

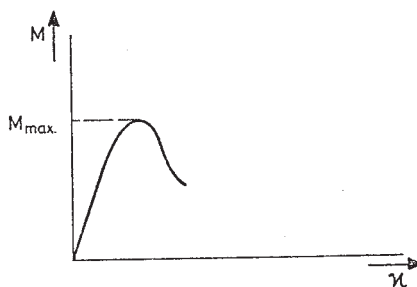
In de RSD is in verband hiermee voorgeschreven dat de momentenverdeling moet

worden berekend met de elasticiteitstheorie. Het bezwijken van de doorsnede boven een steunpunt kan het gevolg zijn van:

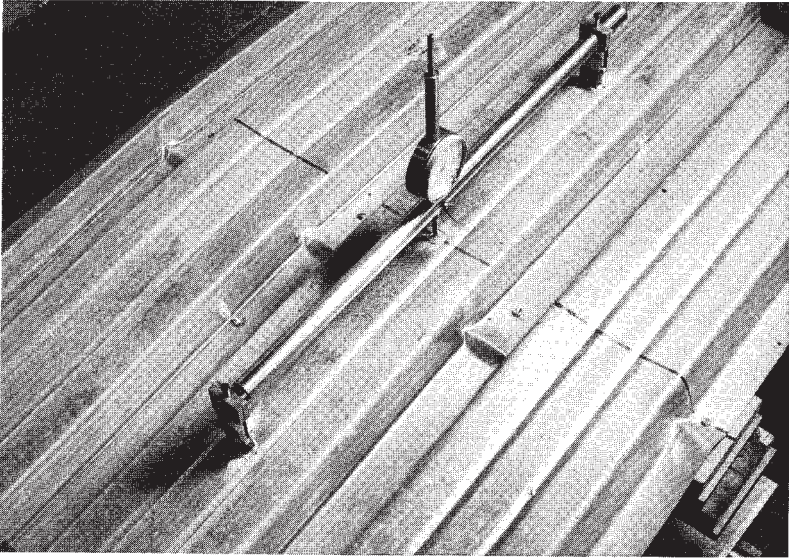
- a. Het bereiken van het volplastisch moment.
- b. Het bereiken van de uiterste draagkracht van de gedrukte flens (zie afb. 108).
- c. Plooien van het lijf door de combinatie van dwarskracht en moment.
- d. Plooien van het lijf door de combinatie van het moment en de oplegreactie. Een karakteristiek bezwijkbeeld is getoond in afbeelding 109 (vergelijk met afbeelding 48).

Bij de in de praktijk toegepaste plaatafmetingen treedt a. nooit op. De beoordeling van bezwijkvorm b. kan op dezelfde wijze gebeuren als aangegeven voor de velddoorsnede.

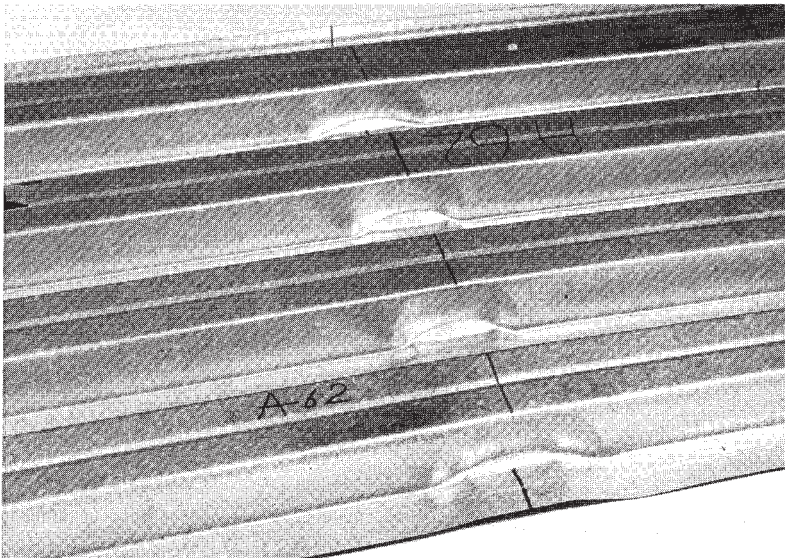
De beoordeling van het plooigevaar van het lijf door de combinatie van buiging en afschuiving kan gebeuren met behulp



afb. 107. Moment-krommingsdiagram voor een doorsnede t.p.v. het tussensteunpunt van een dakplaat.



afb. 108. Bezwijken van een doorsnede boven een steunpunt door plooiën van de gedrukte flens.



afb. 109. Bezwijken van een doorsnede boven een steunpunt als gevolg van plooiën van het lijf door combinatie van moment en gekoncentreerde kracht.

van formule (48) uit paragraaf 5.4.1. Zoals reeds besproken bij de velddoorsnede moet het lijf worden beschouwd als een verend gesteund plaatdeel. Voor de bepaling van  $\sigma_{kr}$  en  $\tau_{kr}$  zijn daarom in de RSD benaderingsmethoden gegeven die besproken worden in 8.2.

In 5.4.2 zijn formules gegeven voor de bepaling van de maximale oplegkrachten in verband met plooien van het lijf. Uit proeven is gebleken dat deze formules voor de berekening van dakplaten niet goed voldoen. In 8.2 wordt de berekeningsmethode behandeld, die in de RSD is voorgeschreven.

Doorbuigingskontrolle

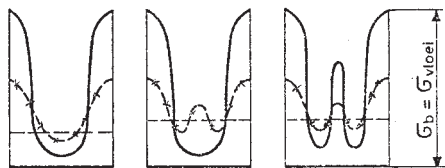
De berekening van de doorbuiging van dakplaten kan worden uitgevoerd met de methoden beschreven in paragraaf 5.3.2.

8.2. Enige speciaal voor trapeziumvormig gevouwen dakplaten ontwikkelde berekeningsmethoden opgenomen in de RSD 1974

8.2.1. Bepaling van de invloed van dimpels in de gedrukte flens (vergelijk paragraaf 4.4).

In afbeelding 110 is kwalitatief aangegeven hoe de spanningsverdeling in een gedrukte flens zich bij toenemend moment ontwikkelt resp. bij een flens zonder dimpel, met een slappe dimpel en met een stijve dimpel.

Uit deze afbeelding blijkt dat een slappe dimpel bij relatief geringe drukkrachten nog een gunstige invloed heeft op de spanningsverdeling doch dat in

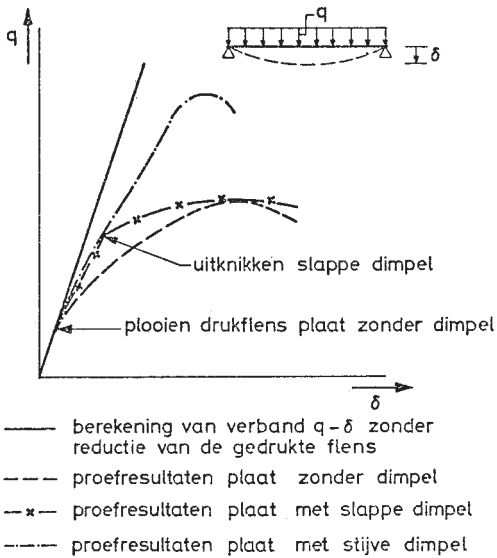


zonder dimpel    slappe dimpel    stijve dimpel  
-----  $\sigma_{kr}$   
———— spanningsverdeling in bezwijk stadium

afb. 110. Het effect van een dimpel op de spanningsverdeling in een gedrukte flens.

het bezwijkstadium de spanningsverdeling nagenoeg gelijk is als in de flens zonder dimpel. Indien de dimpel stijf genoeg is, zal ook de spanningsverdeling in het bezwijkstadium gunstiger zijn dan in de flens zonder dimpel. In dat geval is de maximale drukkracht en dus ook het bezwijkmoment groter.

Het geschetste beeld volgt eveneens uit de beschouwing van bij proeven op dakplaten gevonden belastings-doorbuigingsdiagrammen zoals die kwalitatief zijn geschetst in afbeelding 111.



afb. 111. Verband tussen de belasting en de doorbuiging van platen met en zonder dimpels.

Voor de minimale stijfheid, die een dimpel moet bezitten, opdat hij volledig effectief is, wordt in de RSD de volgende formule gegeven:

$$\left. \begin{aligned}
 I_d &\geq 18 t^4 \sqrt{\left(\frac{b}{t}\right)^2 - \frac{0,13}{\epsilon_e}} \\
 I_d &\geq 90 t^4
 \end{aligned} \right\} \text{-----} \quad (86)$$

Uit vergelijking met formule (23) blijkt dat deze formules leiden tot een minimaal vereiste stijfheid die ongeveer vijfmaal groter is dan bij staafvormige profielen. Hieruit mag niet zondermeer de konklusie worden getrokken dat formule (23) voor dakplaten niet toepasbaar zou zijn. Echter voor de proevenserie waarop de rekenregels in de RSD zijn gebaseerd waren geen platen beschikbaar met dimpels die een stijfheid bezitten die ongeveer overeenkomt met de waarde volgens formule (23).

Indien voldaan wordt aan de eis volgens formule (86) dan mag de medewerkende breedte van de flens worden bepaald met de onderstaande formule:

$$b_e = b_1 \left( 0,85 \frac{\sigma_{kr}}{\sigma_b} + 0,15 \right) + n_d \frac{w}{125 t} s \quad \text{----} \quad (87)$$

waarin:

$$b_1 \left( 0,85 \frac{\sigma_{kr}}{\sigma_b} + 0,15 \right) = \text{medewerkende breedte van een flens zonder dimpel volgens formule (85)}$$

$n_d$  = aantal dimpels

$w$  = plaatbreedte tussen de dimpels

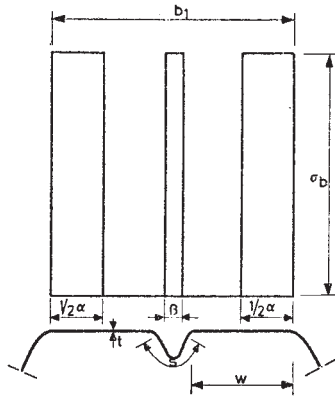
$s$  = ontwikkelde lengte van de dimpel

$t$  = staalkerndikte

In afbeelding 112 is de geschematiseerde spanningsverdeling getekend.

Zoals bleek uit het belasting-doorbuigingsdiagram van afbeelding 111 kunnen slappe dimpels, die geen of nagevoeg geen invloed hebben op de grootte van de bezwijklast, wel een gunstige invloed hebben op de doorbuiging bij de karakteristieke belasting. Daarom is in de RSD aangegeven dat, indien de stijfheid van de dimpel voldoet aan de in formule (88) gegeven eis, het traagheidsmoment van de doorsnede bepaald met de medewerkende breedte volgens formule (85) met 20% mag worden vergroot. Het spreekt vanzelf dat, indien de zo gevonden waarde groter is dan





afb. 112. Geschematiseerde spanningsverdeling voor de flens van een dakplaat met een "stijve" dimpel.

het niet-gereduceerde traagheidsmoment, de laatstgenoemde waarde moet worden aangehouden.

De genoemde stijfheidseis voor de "slappe" dimpels luidt:

$$0,006 I_{d \text{ min}} \leq I_d \leq I_{d \text{ min}} \quad \text{-----} \quad (88)$$

waarin:

$I_{d \text{ min}}$  = minimale stijfheid van een "stijve" dimpel volgens formule (86).

### 8.2.2. Plooien van het lijf door buiging en buiging met afschuiving (vergelijk paragraaf 5.4.1)

Zoals reeds gemotiveerd in 8.1 wordt voor dit geval geen rekening gehouden met een eventuele nakritische sterkte. Voor controle van het plooigevaar bij het algemene geval

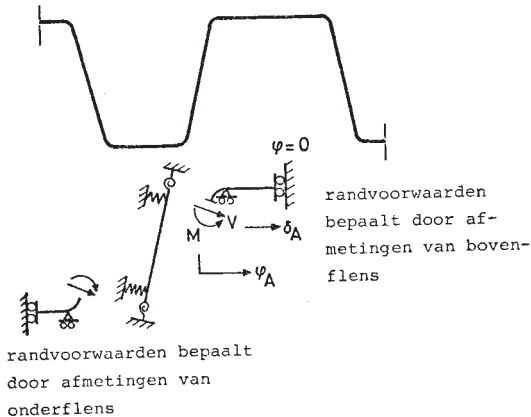
van buiging met afschuiving geldt dan formule (48):

$$(48) \rightarrow \left(\frac{\sigma_b}{\sigma_{kr}}\right)^2 + \left(\frac{\tau}{\tau_{kr}}\right)^2 \leq 1$$

Hierin zijn  $\sigma_{kr}$  en  $\tau_{kr}$  de waarden van de kritieke plooi-  
spanning bij resp. uitsluitend buiging en uitsluitend  
afschuiving. Indien de plooifactor  $k$  voor deze belasting-  
gevallen bekend is, kunnen de waarden van  $\sigma_{kr}$  en  $\tau_{kr}$   
worden bepaald met formule (3):

$$(3) \rightarrow \sigma_{kr} = \frac{k \pi^2 E}{12(1-\nu^2) \left(\frac{b}{t}\right)^2}$$

Analoog aan de flenzen kunnen ook de lijven van een  
trapeziumvormig gevouwen plaat worden geschematiseerd  
tot een lange plaat die aan de randen verend is onder-  
steund en verend is ingeklemd (vergelijk afb. 113 met  
afb. 31).



afb. 113. Schematisering van het lijf van  
een geprofileerde dakplaat.

Ten opzichte van het geval van de flenzen bestaan de  
volgende afwijkingen:

- . De randvoorwaarden aan weerszijden van de plaat zijn  
niet gelijk.

. De belasting is geen gelijkmatig verdeelde drukspanning.

Om toch gebruik te kunnen maken van tabel 2 is in de RSD de volgende benaderingsmethode aangegeven. Aangenomen wordt dat de randvoorwaarden aan beide zijden gelijk zijn aan die geleverd door de gedrukte flens. Uit tabel 2 kan dan de plooifactor  $k_\ell$  worden bepaald voor een gelijkmatig verdeelde drukspanning. Deze factor wordt voor het betreffende belastinggeval gekorrigeerd met de verhouding van de plooifactoren die gelden voor een aan vier zijden scharnierende plaat. Bij het geval van buiging wordt bovendien een empirisch bepaalde korrektiefactor 0,72 toegevoegd. Op deze wijze worden de volgende uitdrukkingen verkregen:

Buiging:

$$k_{\ell\psi} = 0,72 \frac{k_\psi}{4} k_\ell \quad \text{-----} \quad (89)$$

Afschuiving:

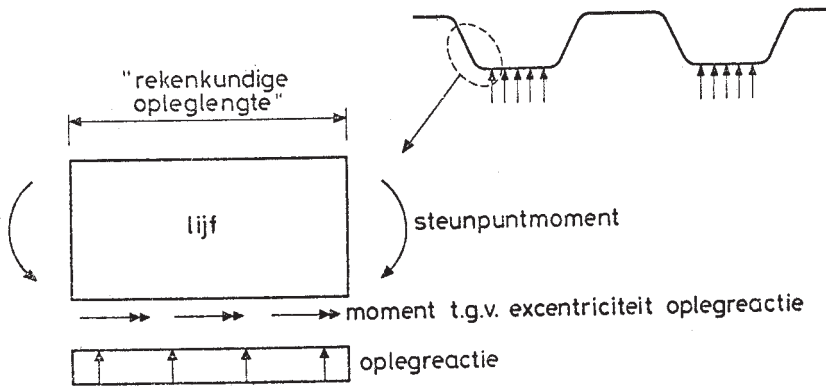
$$k_s = \frac{5,4}{4} k_\ell = 1,3 k_\ell \quad \text{-----} \quad (90)$$

De waarde van  $k_\psi$  voor een lineair verlopende drukspanning kan worden bepaald met grafiek 16 van de TGB 1972-Staal of uit [8].

### 8.2.3. Plooien van het lijf door de combinatie van een moment en een oplegreactie (vergelijk paragraaf 5.4.2).

Boven een tussensteunpunt wordt het lijf van een dakplaat belast door een negatief buigend moment (aan onderzijde druk) en de oplegreactie. Bezwijken door plooien van het lijf (zie afb. 109) wordt in dit geval bepaald door de interactie van de invloed van het steunpuntsmoment (werkend in het plaatvlak) en het moment (loodrecht op het plaatveld) als gevolg van de excentrisch ingeleide oplegreactie. De excentriciteit van de oplegreactie wordt

veroorzaakt door de afronding tussen het lijf en de onderflens, waarbij de aanwezige straal in deze een zeer belangrijke invloed heeft. In afbeelding 114 is het in de RSD gehanteerde rekenmodel getekend.



afb. 114. Rekenmodel voor de beoordeling van het plooi-gevaar van het lijf.

De voor de RSD ontwikkelde benaderingsmethode berust op de onderstelling dat er een zekere mate van analogie bestaat tussen een op druk en buiging belaste staaf en het op druk en buiging belaste plaatveld met een lengte e als getekend in afbeelding 114. Voor de op druk en buiging belaste staaf kan de maximale drukkracht worden bepaald met de volgende uitdrukking (art. 2.5.7.2 van de TGB 1972-Staal):

$$\frac{F}{F_{kn}} + \beta \frac{n}{n-1} \frac{\sigma}{\sigma_e} \leq 1 \quad \text{--- (91)}$$

waarin:

F = de optredende drukkracht  
 F<sub>kn</sub> = de knikkracht bij afwezigheid van eindmomenten



\* afb. 115. Op druk en buiging belaste staaf.

$\sigma = \frac{M_1}{W} =$  de spanning door het grootste eindmoment

$\sigma_e =$  de rekenwaarde voor de vloeigrens

$$\beta = 0,6 + 0,4 \frac{M_2}{M_1} \geq 0,4$$

= de faktor om de invloed van ongelijkheid van kop en voetmomenten in rekening te brengen

$$n = \frac{\pi^2 EA}{F \lambda^2}$$

A = doorsnede van de staaf

$\lambda =$  slankheid van de staaf

Voor het in afbeelding 114 geschetste rekenmodel van het lijf worden een aantal van de genoemde symbolen als volgt aangepast:

F = de oplegkracht op het lijf, wordt s genoemd

$F_{kn} =$  de oplegreactie waarbij het lijf zou plooiën indien geen excentriciteit aanwezig was, wordt  $s_{kr}$  genoemd

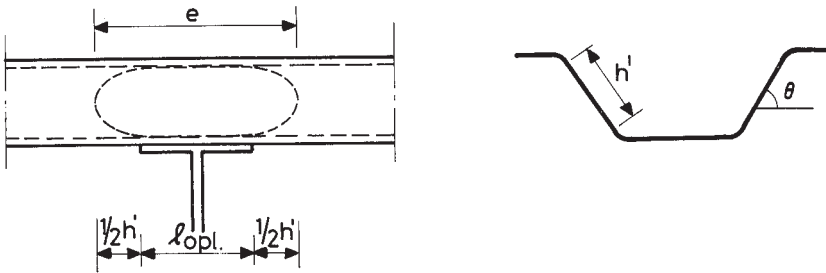
$\sigma =$  buigspanning in het lijf door excentriciteit van de oplegreactie.

Om de formule (91) voor het rekenmodel van afbeelding 114 te kunnen toepassen, moeten een aantal grootheden nader worden besproken.

#### De rekenkundige opleglengte e

Hieronder wordt verstaan een fictieve lengte van het lijf dat geacht mag worden mee te werken om de oplegreactie op te nemen (vergelijk art. 2.6.7 van de TGB 1972-Staal). Op basis van proeven mag de rekenkundige opleglengte worden bepaald met de volgende formule (zie afb. 116):

$$e = l_{opl} + h' \text{ -----} \quad (92)$$

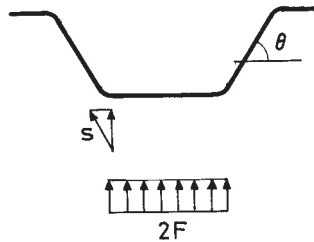


afb. 116. Bepaling van de rekenkundige oplegglengte  $l$ .

De oplegkracht op het lijf  $s$

De oplegkracht  $s$ , die in het vlak van het lijf werkt, draagt per lengte eenheid:

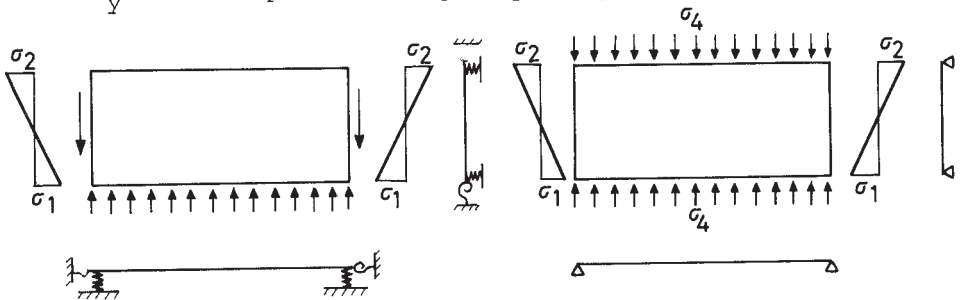
$$s = \frac{F}{e \sin \theta} \quad \text{-----} \quad (93)$$



afb. 117. Bepaling van de oplegkracht  $s$ .

De plooi kracht  $s_{kr}$  bij afwezigheid van excentriciteit

Met behulp van de gegevens uit lit. [21] kan voor het in afbeelding 118b geschetste rekenmodel de waarde van  $\sigma_y$  worden bepaald waarbij de plaat plooit.



(a) rekenmodel volgens afb.114.

(b) rekenmodel in lit. [21].

afb. 118. Rekenmodel voor de bepaling van  $s_{kr}$ .

In afbeelding 118 is geïllustreerd dat er afwijkingen bestaan tussen het rekenmodel (b) waarvoor gegevens beschikbaar zijn en het rekenmodel volgens afbeelding 114.

Deze afwijkingen zijn:

- a. De randvoorwaarden wijken af. Bij het rekenmodel uit [21] zijn de randen scharnierend opgelegd; bij de meer realistische modellering daarentegen verend ingeklemd.
- b. De randspanning  $\sigma_y$  aan de bovenzijde van de plaat is in werkelijkheid niet aanwezig. Het vertikaal evenwicht wordt verkregen door schuifspanningen langs de zijranden.

Desalniettemin is uit proeven gebleken dat ondanks deze verschillen toch met het model volgens [21] een redelijke voorspelling kan worden verkregen van de bezwijksterkte van een dakplaat boven een tussensteunpunt.

In de RSD 1974 is een tabel opgenomen waarmee  $\sigma_{y\ kr}$  afhankelijk van de grootte van  $\sigma_1$  en  $\sigma_2$  kan worden bepaald. De kritieke oplegkracht, per eenheid van lengte,  $s_{kr}$  volgt dan uit:

$$s_{kr} = \sigma_{y\ kr} \cdot t \quad \text{-----} \quad (94)$$

De buigspanning  $\sigma$  ten gevolge van het excentrisch inleiden van de oplegreactie

Door de geringe buigstijfheid van de onderflens zal de oplegdruk niet gelijkmatig verdeeld zijn doch zich concentreren nabij de hoeken.

Voor de bepaling van de buigspanning worden de volgende onderstellingen gedaan:

- a. De oplegreactie grijpt geconcentreerd aan ter plaatse van de overgang onderflens-afrondding.
- b. Het lijf is aan de bovenzijde scharnierend aan de bovenflens aangesloten.

Deze onderstellingen leiden tot het rekenmodel geschetst in afbeelding 119.

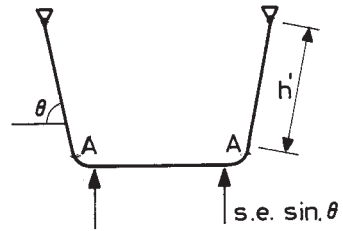
Voor het geschetste portaal kan het moment in A worden berekend.

$$M_A = a.e.s \sin\theta \quad \text{--} \quad (95)$$

waarin a een grootheid is die bepaald wordt door de afmetingen van het profiel.

De maximale buigspanning kan worden bepaald met de volgende uitdrukking:

$$\sigma = \frac{M_A}{\frac{1}{6}et^2} = \frac{as \sin\theta}{\frac{1}{6}t^2} \quad \text{-----} \quad (96)$$



afb. 119. Rekenmodel voor de bepaling van de buigspanning  $\sigma$ .

De tweede orde term n

Volgens de bij formule (91) gegeven definities geldt:

$$n = \frac{\pi^2 EA}{F\lambda^2}$$

Bij het rekenmodel van het lijf van een dakplaat moet dit als volgt worden geïnterpreteerd:

$$A = et$$

$$F = se$$

$$\frac{\pi^2 E}{\lambda^2} = \text{Bij een staaf de Eulerse knikspanning.}$$

Bij een plaat volgt de Eulerse knikspanning overeenkomstig art. 2.6.1 van de TGB 1972-Staal uit:

$$\sigma_E = \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2) \left(\frac{h'}{t}\right)^2}$$



Hieruit volgt:

$$n = \frac{\pi^2 E t^3}{3(1-\nu^2) s(h')^2} \text{ ----- (97)}$$

In overeenstemming met het rekenmodel van afbeelding 119 geldt voor  $\beta$  de waarde 0,6 (zie notaties bij formule 91). Immers aangezien aan de bovenzijde een scharnier is aangenomen geldt:

$$\frac{M_2}{M_1} = 0.$$

Worden de zo bepaalde grootheden gesubstitueerd in formule (91) dan wordt de volgende uitdrukking verkregen:

$$\sigma_e \frac{s}{s_{kr}} + 0,6 \frac{n}{n-1} \frac{sa \sin\theta}{\frac{1}{6}t^2} \leq \sigma_e \text{ -- (98)}$$

Uit proeven op dakplaten is gebleken dat met formule (98) een onderschatting van de sterkte wordt verkregen.

Een betere benadering wordt gevonden door voor de faktor  $\beta$  een waarde van 0,5 te kiezen.

Dit is ook te motiveren aangezien bij de schematisering volgens afbeelding 119 aan de bovenzijde een scharnier is aangenomen, terwijl in werkelijkheid door de bovenflens een verende inklemming wordt geleverd.

Hierdoor gaat formule (98) over in de volgende uitdrukking:

$$\sigma_e \frac{s}{s_{kr}} + 0,5 \frac{n}{n-1} \frac{sa \sin\theta}{\frac{1}{6}t^2} \leq \sigma_e \text{ -- (99)}$$

### 8.3. Toelichting op enige rekenregels uit de ECCS-richtlijnen

Door de European Convention for Constructional Steelwork (ECCS) zijn in 1983 Europese richtlijnen voor de berekening van geprofileerde platen gepubliceerd [22].

De RSD 1974 worden thans herzien, waarbij de ECCS-richtlijnen als basis dienen. Daarom wordt hierna een toelichting gegeven op enige rekenregels uit de ECCS-richtlijnen, die afwijken van de RSD.

8.3.1. Bepaling van de medewerkende breedte van een gedrukte flens

In de ECCS-richtlijnen is voor de bepaling van de medewerkende breedte uitgegaan van de methode van Winter, die behandeld is in 4.3.2.b.

De medewerkende breedte volgt uit formule (18):

$$(18) \rightarrow \frac{b_e}{b} = \sqrt{\frac{\sigma_{kr}}{\sigma_b}} (1 - 0,22 \sqrt{\frac{\sigma_{kr}}{\sigma_b}})$$

Voor de bepaling van de sterkte (grenstoestand van bezwijken) wordt  $\sigma_b$  gelijkgesteld aan  $\sigma_e$ .

Formule (18) gaat daarmee over in:

$$\frac{b_e}{b} = \sqrt{\frac{\sigma_{kr}}{\sigma_e}} (1 - 0,22 \sqrt{\frac{\sigma_{kr}}{\sigma_e}}) \quad \text{----} \quad (100)$$

Hierin is  $\sigma_{kr}$  de kritieke plooispanning volgens formule (3):

$$(3) \rightarrow \sigma_{kr} = \frac{k \pi^2 E}{12 (1 - \nu^2) \left(\frac{b}{t}\right)^2}$$

De waarde van de plooifactor  $k$  is afhankelijk van de randvoorwaarden en de wijze van belasten van de plaat (zie 4.3.1).

Uit tabel 1 blijkt dat  $k = 4$  voor een aan beide randen scharnierend opgelegde plaat onder gelijkmatige drukspanning. Indien afgezien wordt van een nauwkeurige berekening mag voor de gedrukte flens van een geprofileerde plaat worden uitgegaan van  $k = 4$ .

In de ECCS-richtlijnen wordt formule (100) anders gepresenteerd. Ingevoerd is een slankheidsparameter  $\lambda_p$ , waarvan de definitie volgt uit herleiding van formule (3):

$$(3) \rightarrow \frac{\sigma_{kr}}{\sigma_e} = \frac{k \pi^2 E}{12 (1 - \nu^2) \left(\frac{b}{t}\right)^2 \sigma_e}$$

$$\frac{\sigma_{kr}}{\sigma_e} = \frac{\pi^2}{3 (1 - \nu^2)} \frac{1}{\frac{4}{k} \left(\frac{b}{t}\right)^2 \frac{\sigma_e}{E}} \quad \text{-----} \quad (101)$$

Definieer:

$$\lambda_p = \frac{2}{\sqrt{k}} \frac{b}{t} \sqrt{\frac{\sigma_e}{E}} \quad \text{-----} \quad (102)$$

Dan volgt:

$$\frac{\sigma_{kr}}{\sigma_e} = \frac{\pi^2}{3 (1 - \nu^2)} \frac{1}{\lambda_p^2}$$

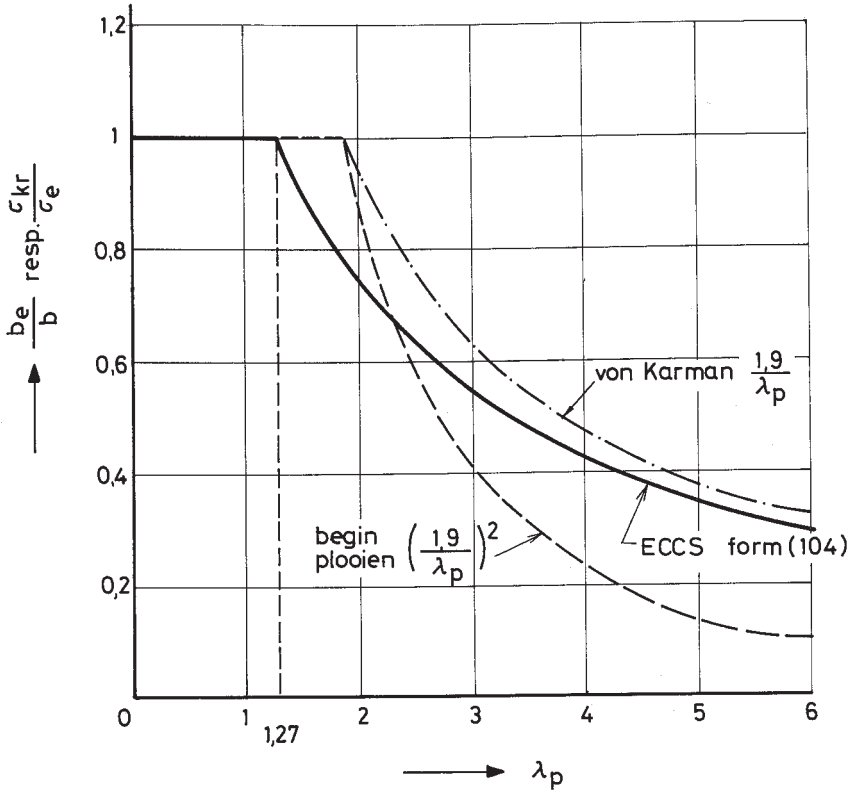
Ofwel:

$$\frac{\sigma_{kr}}{\sigma_e} = \frac{3,62}{\lambda_p^2} = \left(\frac{1,9}{\lambda_p}\right)^2 \quad \text{-----} \quad (103)$$

Door combinatie van formules (100) en (103) wordt de ECCS-formule voor de medewerkende breedte gevonden:

$$\frac{b_e}{b} = \frac{1,9}{\lambda_p} \left(1 - \frac{0,42}{\lambda_p}\right) \quad \text{-----} \quad (104)$$

Deze vergelijking is in afb. 120 grafisch weergegeven. Ter vergelijking zijn ingetekend de krommen voor  $\sigma_{kr}$  en voor de medewerkende breedte volgens von Karman, bepaald met form. (15).



afb. 120. Verloop van de medewerkende breedte van de flens als functie van  $\lambda_p$  (vergelijk afb. 29).

Uit afb. 120 blijkt dat de volledige breedte effectief is tot aan  $\sigma_e$ , indien  $\lambda_p \leq 1,27$ .

Voor de berekening van de doorbuiging in de gebruikstoestand worden in de ECCS-richtlijnen andere formules gegeven. Dit is ook logisch omdat de doorbuiging niet bepaald wordt door de maximale randspanning  $\sigma_b$ , doch door de gemiddelde randspanning  $\bar{\sigma}_r$  (zie afb. 24).

Een nadeel van de in de ECCS-richtlijnen gegeven formules is dat de medewerkende breedte in de gebruikstoestand

iteratief moet worden bepaald. Daarom is als alternatief een door van Neste ontwikkelde benaderingsmethode opgenomen [23].

Volgens die methode mag de medewerkende breedte worden bepaald met de volgende uitdrukking:

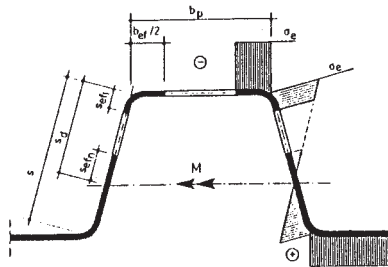
$$b_{ed} = \frac{M_d}{M} b_e \text{ ----- (105)}$$

waarin:

- $b_{ed}$  = medewerkende breedte in de gebruikstoestand
- $b_e$  = medewerkende breedte volgens form. (104)
- $M_d$  = opneembaar moment bepaald met  $b_e$
- $M$  = moment in de gebruikstoestand

### 8.3.2. Bepaling van de medewerkende breedte van lijven

In tegenstelling met de RSD wordt in de ECCS-richtlijnen ook voor lijven rekening gehouden met de nakritische sterkte. Hiervoor wordt evenals bij flenzen uitgegaan van de methode met medewerkende breedte (zie afd. 121).



afb. 121. Medewerkende breedte van een lijf.

Om niet geheel duidelijke redenen wordt echter in plaats van de formule van Winter, uitgegaan van een andere modifikatie van de formule van von Karman. Om de invloed van onvolkomenheden in rekening te brengen, wordt de medewerkende breedte volgens von Karman vermenigvuldigd met

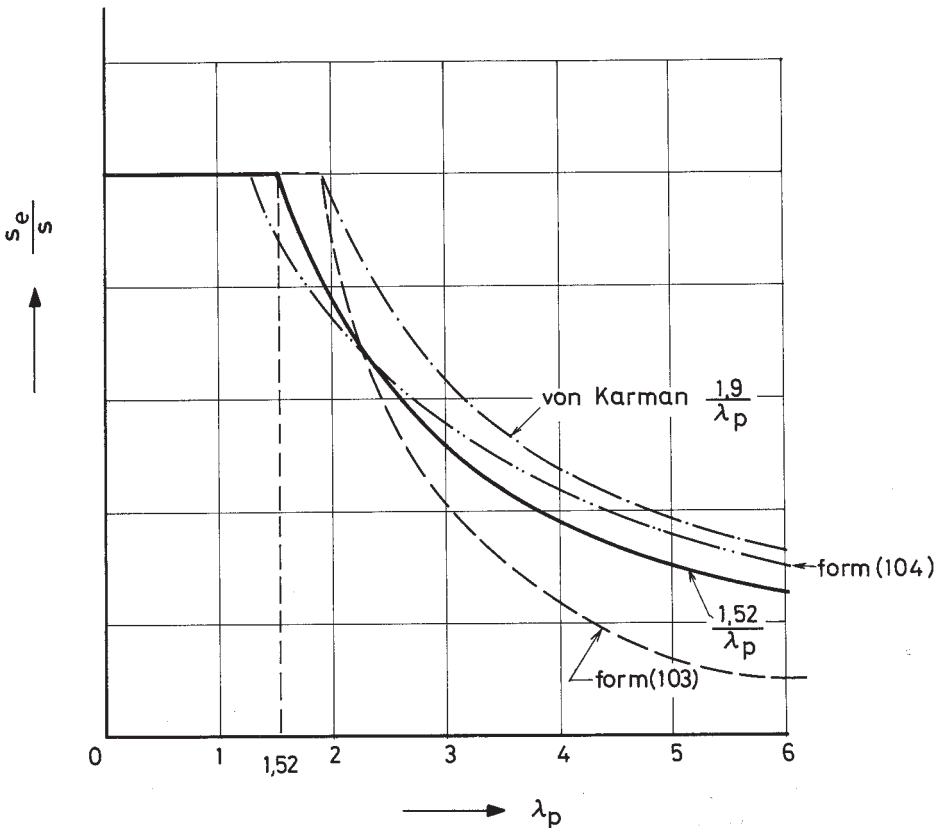
een konstante reductiecoëfficiënt 0,8. Dit is in overeenstemming met [24]:

$$\frac{s_e}{s} = 0,8 \sqrt{\frac{\sigma_{kr}}{\sigma_e}} \quad \text{-----} \quad (106)$$

Invullen van formule (103) levert:

$$\frac{s_e}{s} = \frac{1,52}{\lambda_p} \quad \text{-----} \quad (107)$$

Deze vergelijking is grafisch weergegeven in afb. 122. Voor  $\psi = -1$  bedraagt de plooifactor volgens tabel 1:  $k = 23,9$ .



afb. 122. Verloop van de medewerkende breedte van een lijf als functie van  $\lambda_p$ .

Hiermee bedraagt  $\lambda_p$ :

$$(102) \rightarrow \lambda_p = \frac{2}{\sqrt{23,9}} \frac{s}{t} \sqrt{\frac{\sigma_e}{E}} = 0,41 \frac{s}{t} \sqrt{\frac{\sigma_e}{E}}$$

Invullen in formule (107) levert:

$$(107) \rightarrow \frac{s_e}{s} = \frac{1,52}{0,41 \frac{s}{t} \sqrt{\frac{\sigma_e}{E}}} = 3,8 t \sqrt{\frac{E}{\sigma_e}} \quad \text{---} \quad (108)$$

Deze medewerkende breedte moet nu nog worden verdeeld over de hoogte.

Het is logisch dat aan de zijde met de grootste drukspanning relatief een kleiner medewerkend gedeelte wordt aangenomen. Hierbij is uitgegaan van de onderstelling dat daar de medewerkende breedte gelijk is aan de helft van de medewerkende breedte voor een plaatdeel onder een gelijkmatige drukspanning. Voor  $k = 4$  geldt:

$$(102) \rightarrow \lambda_p = \frac{2}{\sqrt{4}} \frac{s}{t} \sqrt{\frac{\sigma_e}{E}} = \frac{s}{t} \sqrt{\frac{\sigma_e}{E}}$$

Dus:

$$(107) \rightarrow s_{\text{eff } 1} = \frac{1,52}{2} t \sqrt{\frac{E}{\sigma_e}} = 0,76 t \sqrt{\frac{E}{\sigma_e}} \quad \text{--} \quad (109)$$

Wordt nu aangenomen dat de neutrale lijn op halve profielhoogte ligt voor  $s = s_e$ , dan geldt:

$$s_{\text{eff } n} = \frac{1}{2} s_e - s_{\text{eff } 1} = \left(\frac{3,8}{2} - 0,76\right) t \sqrt{\frac{E}{\sigma_e}}$$

$$s_{\text{eff } n} = 1,14 t \sqrt{\frac{E}{\sigma_e}} \quad (110)$$

$$s_{\text{eff } n} = 1,5 s_{\text{eff } 1} \quad (111)$$

Bovenstaande berekeningsmethode is getoetst aan proefresultaten en gebleken voldoende nauwkeurig te zijn.

9. LITERATUUR

1. "Specifications for the design of cold-formed steel structural members" (1968 edition).  
American Iron and Steel Institute, New York.
2. "Richtlijnen voor de berekening van stalen dakplaten - RSD 1974".  
Staalbouwkundig Genootschap - Dumebo.
3. "Design and Analysis of cold-formed sections"  
A.C. Walker (ed.).  
International Textbook Company Ltd, London 1975.
4. Rhodes, J. and Harvey, J.M.,  
"Alternative approach to light-gage beam design".  
Journal of the struct. div. of ASCE, augustus 1971.
5. Stowell, E.Z.,  
"NACA report 1029", 1951.
6. "European recommendations for steel construction",  
Appendix 5 : Thin walled cold formed members.  
European convention for constructional steelwork, 1975.
7. Vlasov, V.Z.,  
"Thin walled elastic beams".  
Israel Program for scientific translations, 1961.
8. Timoshenko, S.P. en Gere, J.M.,  
"Theory of elastic stability".  
McGraw Hill, 1961.
9. Bartels, D. en Bos, C.A.M.,  
"Kipstabiliteit van stalen liggers".  
Staalbouwkundig Genootschap publ. 1, Agon-Elsevier.



10. Bleich, F.,  
"Buckling strength of metal structures".  
McGraw-Hill Book Co., Inc., New York, 1952.
11. Kollbrunner, CF. en Meister, M.,  
"Knicken, Biegedrillknicken, Kippen".  
Springer - Verlag, Berlin 1961.
12. Galambos, T.V.,  
"Structural members and frames".  
Prentice-Hall, Inc, Englewood Cliffs, 1968.
13. Bijlaard, P.P. and Fisher, G.P.,  
"Interaction of column and local buckling in compression  
members".  
NACA TN 2640, March 1952.
14. Bulson, P.S.,  
"Local stability and strength of structural sections -  
Thin walled structures".  
A.H. Chilver (ed.), John Wiley & Sons Inc. New York, 1967.
15. Stark, J.W.B.,  
"Staalplaatbetonvloeren".  
Bouwen met Staal 36, juli 1976.
16. Stark, J.W.B.,  
"Verbindingen in dunne plaat".  
Voordracht op de Researchdag van het Staalbouwkundig  
Genootschap in 1973.  
Bouwen met Staal 24, juni 1973.
17. Stark, J.W.B. en Tomà, A.W.,  
"Connections in cold-rolled sections".  
IBBC-TNO-rapport BI-76-78, febr. 1976.
18. Tomà, A.W.,  
"Berekening van geprofileerde platen".  
Bouwen met Staal 28, juni 1974.

19. Stark, J.W.B. en Tomà, A.W.,  
"Introductie van de richtlijnen voor de berekening van  
stalen dakplaten - RSD 1974".  
Bouwen met Staal 34, januari 1976.
20. Wittrick, W.H. and Bodley, W.E.,  
"Compressive Buckling of Infinite Strips with Elastically  
Restrained Edges".  
The Aeronautical Quarterly 1963 pg. 158 - 162.
21. Klöppel, K. und Reuschling D.,  
"Beulwerte von Rechteckplatten mit linear veränderlichen  
Normalspannungen an den Querrändern und Konstanten  
Druckspannungen an den Längsrändern".  
Stahlbau, Bd. 34, nr. 11, S. 347 - 349 (1965).
22. "European Recommendations for the design of profiled  
sheeting".  
European Convention for Constructional Steelwork (ECCS),  
1983.
23. Van Neste, A.J.,  
"A practical method for the calculation of steel sheeting  
in bending".  
THE-rapport, BKD-S-81-5, september 1983.
24. "European Recommendations for Steel Construction".  
European Convention for Constructional Steelwork (ECCS),  
March 1978.



februari 1984