Technisch Dossier #4

KOUDGEVORMDE PROFIELEN

REKENVOORBEELDEN VOLGENS EUROCODE 3

bouwen met staal

VEELZIJDIG • FLEXIBEL • DUURZAAM

www.bouwenmetstaal.nl

Colofon

dr.ir. M.C.M. Bakker

dr.ir. H. Hofmeyer

ing. K.H. Chan

ing. H.A.F. Spies

ing. M. Terink

ing. L. Visschers

adviseur: prof.ir. J.W.B. Stark

Monique Bakker was tot 1 september 2009 universitair hoofddocent technische mechanica aan de Faculteit Bouwkunde van de Technische Universiteit Eindhoven en lid van de Technische Commissie 7 (Koudgevormde profielen) van de vereniging Bouwen met Staal.

Herm Hofmeyer is universitair hoofddocent technische mechanica aan de Faculteit Bouwkunde van de Technische Universiteit Eindhoven. In zijn onderzoek ligt de nadruk op computerondersteund constructief ontwerpen en het instabiliteitsgedrag van dunne plaat. Hij is binnen CIB-W78 voorzitter van de werkgroep 'Interaction of Spatial and Structural Design'. Daarbij is hij lid van ECCS-commissie TC7 (Cold-formed thin-walled sheet steel in buildings), NAFEMS, en eCAADe.

King-Ho Chan, *Harold Spies*, *Maarten Terink* en *Lianne Visschers* zijn masterstudenten aan de Technische Universiteit Eindhoven, Faculteit Bouwkunde, richting Constructief Ontwerpen.

Jan Stark is emeritus hoogleraar Staalconstructies aan de Faculteit Civiele Techniek en Geowetenschappen van de Technische Universiteit Delft. Hij is partner van de Maatschap Stark en auteur van de publicatie *Koudgevormde profielen* (Rotterdam 1984).

Een speciale ingestelde groep begeleidde de totstandkoming van deze brochure, hierin namen deel: ing. G.J. Knüwer (Knüwer Bouwadvies), ir. J. Niermeijer (Corus), ir. C. Van Zandwijk (CFP Engineering) en ing. E. Oostveen.

Bouwen met Staal • Boerhaavelaan 40 • 2713 HX • Zoetermeer • tel. (079) 353 12 77 • fax (079) 353 12 78

www.bouwenmetstaal.nl • info@bouwenmetstaal.nl

Kaftfoto: KS profiel

Inhoud

1. Inleiding

Koudgevormde profielen winnen terrein aan constructieve toepassingen in vrijwel alle bouwsegmenten. In de woningbouw worden grote volumes staalframebouw gebruikt in optopprojecten bij stadsvernieuwing, maar ook bij nieuwbouw op vinex-locaties. Staalframebouw (frames van stijl- en regelwerk uit koudgevormde profielen en bouwkundige bekledingen) combineert een licht eigengewicht aan grote voorgefabriceerde elementen met als gevolg een hoge bouwsnelheid. Daarbij kunnen relatief eenvoudig leidingen worden verwerkt in dit hollewandsysteem al dan niet gecombineerd met energiezuinige producten of bijvoorbeeld lage temperatuur verwarmingsinstallaties of bouwdeelactivering.

In de hallenbouw raakt een grote hart-op-hartmaat van de gebruikelijke spanten in zwang. Een optimum wordt bereikt door de geprofileerde dakplaten te monteren op de spanten via dakgordingen van koudgevormde C- of Z-profielen. De profielen zijn immers licht, dus handzaam en bovendien vanuit de fabriek voorzien van een conserveringslaag. Maar ook in andere bouwsegmenten is het koudgevormde profiel niet langer het kleine broertje van het walsprofiel. Wel een slankere variant, want dat is vaak de reden dat het wordt gebruikt. Maar de belangrijkste reden voor toepassing is de vormvrijheid in doorsnede: vrijwel alle profielen zijn denkbaar met een zetbank. Variaties met standaardmachines zijn vooral de staaldikte, profielhoogte en soms de breedte van de flens. Geavanceerde apparatuur hebben meer vervormingsmogelijkheden als ponsen en stansen. Hoe dan ook: men loopt warm voor koudgevormde profielen.

Bij het optopproject 't Lage Land in Rotterdam is staalframebouw toegepast (foto: Pieter de Swart).

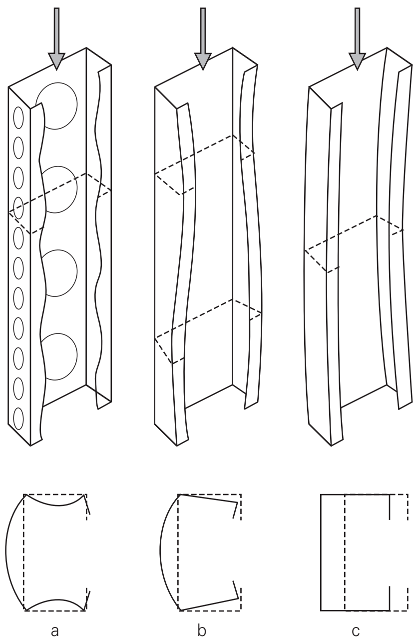
Veel hallen krijgen op de hoofdliggers koudgevormde gordingen voor grotere spantafstanden.

Doelstelling en doelgroep

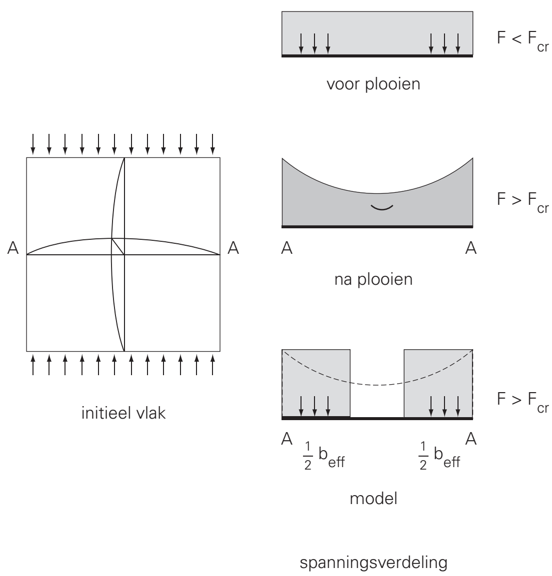
Dit dossier is om constructeurs vertrouwd te maken met het rekenen aan koudgevormde profielen volgens NEN-EN 1993-1-3. NEN-EN 1993-1-3 biedt mogelijkheden voor optimalisatie van de berekeningsresultaten door iteratieslagen. Gestreefd is naar zo eenvoudig mogelijke berekeningen en daarom is afgezien van iteratieslagen. Fabrikanten van koudgevormde profielen leveren profielgegevens die in het algemeen zijn gebaseerd op nauwkeurige berekeningen al of niet met proeven. Hierdoor kunnen afwijkingen voorkomen tussen de fabrikantengegevens en de resultaten van deze berekeningen. Deze afwijkingen zullen in de meeste gevallen gering zijn.

Effectieve doorsnedes

Bij de berekening van de weerstand van koudgevormde profielen moet met drie instabiliteitsvormen rekening worden gehouden: plooi (local buckling), doorsnede instabiliteit (distortional buckling) en knik (*afb. 1.1*). Plooi is een instabiliteitsvorm waarbij de vouwlijnen van het profiel op hun plaats blijven. Doorsnede-instabiliteit (ook wel het uitknikken van verstijvingen genoemd) is een instabiliteitsvorm die alleen op kan treden bij profielen met (rand- of tussen)verstijvingen. De vouwlijnen van het profiel blijven bij deze instabiliteitsvorm niet op hun plaats. Plooi en doorsnede-instabiliteit hebben verschillende invloeden op de weerstand van een profiel. Na het plooien van een plaatdeel kan de draagkracht van dit plaatdeel nog toenemen. Deze zogenaamde nakritische sterkte wordt in rekening gebracht door effectieve breedten (gebaseerd op de formule van Winter). Daarbij wordt de kromlijnige spanningsverdeling over een plaatelement vervangen door een fictieve gelijkmatige spanningsverdeling over het effectieve deel van de plaat, waarbij de grootte van de spanning gelijk is aan de maximale randspanning (*afb. 1.2*).

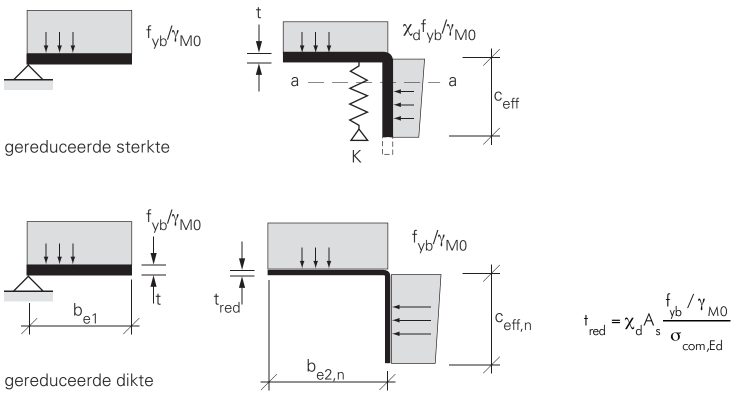


1.1 Instabiliteitsvormen: a = plooi, b = doorsnede-instabiliteit, c = globale instabiliteit (knik).



1.2 Effectieve breedte om invloed plooi in rekening te brengen.

Het uitknikken van verstijvingen (doorsnede-instabiliteit) leidt tot een reductie van de draagkracht van het profiel. Dit wordt in rekening gebracht door de spanningen in de randverstijving te reduceren met een reductiefactor χ_d. Om te kunnen rekenen met een effectieve doorsnede wordt deze factor vertaald naar een gereduceerde dikte van de randverstijving (*afb. 1.3*).



1.3 Gereduceerde dikte om gereduceerde sterkte door doorsnede-instabiliteit in rekening te brengen.

Een groot deel van de inspanning bij het rekenen aan koudgevormde profielen zit in het bepalen van de effectieve breedten van de plaatdelen, gereduceerde diktes van verstijvingen en de daaruit resulterende effectieve doorsnede van het profiel. Effectieve doorsneden zijn zowel nodig voor de berekening van de weerstand van profieldoorsneden, als voor de berekening van de slankheden van profielen (de slankheid wordt gebruikt bij de toetsing van de stabiliteit van het profiel als geheel). Voor de berekening van kritieke elastische belastingen (zoals de Eulerse kniklast of de kiplast) worden echter de eigenschappen van de ongereduceerde doorsnede gebruikt.

De effectieve doorsnede van een profiel hangt af van de belasting op een profiel. Een effectieve doorsnede van een profiel belast door een normaalkracht verschilt van die van een profiel belast door een buigend moment. Een profiel belast met door buigend moment én normaalkracht heeft weer een andere effectieve doorsnede. Omdat in NEN-EN 1993-1-3 ervoor is gekozen de weerstand van profielen belast met combinaties van normaalkracht en buigende momenten te toetsen met een eenvoudige interactie regel, kan worden volstaan met het berekenen van effectieve doorsneden voor een zuivere normaalkracht en een zuiver buigend moment; een belangrijke vereenvoudiging van de berekening van koudgevormde profielen.

In deze publicatie worden rekenvoorbeelden gegeven voor koudgevormde profielen, volgens NEN-EN 1993-1-3. Voor een bespreking van de verschillen van deze norm met NEN 6771 wordt verwezen naar [1]. Meer rekenvoorbeelden kunnen gevonden worden in [2], [3] en [4]. Voor algemene informatie over koudgevormde profielen wordt verwezen naar [5] en [6]. In *hoofdstuk 2* wordt de berekening van effectieve doorsneden van U- en C-profielen besproken, voor verschillende belastingen (druk, buiging om y-as en buiging om z-as). Op www.bouwenmetstaal.nl staan een aantal (gratis) spreadsheets voor de berekening van effectieve doorsneden van U- en C-profielen. Constructieve U-profielen komen in de praktijk minder vaak voor, maar worden hier toch besproken, omdat de berekening van effectieve doorsneden voor U-profielen een eenvoudige introductie vormt voor de berekening van C-profielen. Voor de rekenvoorbeelden in *hoofdstuk 2* zijn profielen met relatief grote breedte-dikte verhouding van de plaatdelen gekozen om het rekenen met effectieve doorsneden te verduidelijken. Voor de rekenvoorbeelden in *hoofdstuk 3* en *4* zijn in de praktijk gebruikelijke profielafmetingen gehanteerd. In *hoofdstuk 3* wordt de berekening van een stijl als onderdeel van een staalframebouw wand besproken. Een dergelijke stijl wordt aan twee zijden voorzien van beplating. De toetsing van de algehele stabiliteit van de stijl wordt besproken voor de stijl met en zonder beplating. In *hoofdstuk 4* wordt de berekening van een door dakbeplating gesteunde gording besproken. Hierbij wordt ingegaan op de verschillen in berekening van een Z-gording en een C-gording. In deze hoofdstukken wordt niet meer getoond hoe de benodigde effectieve doorsnede-eigenschappen worden berekend, maar enkel aangegeven met welke waarden is gerekend, met verwijzing naar de (in *hoofdstuk 2* beschreven) spreadsheets.

2. Rekenvoorbeelden bepaling effectieve doorsneden

2.1 Algemene opmerkingen

Kritieke elastische spanningen voor plooi en doorsnede-instabiliteit

Voor het berekenen van de effectieve doorsneden zijn de waarden van de kritieke elastische spanningen voor plooi en doorsnede-instabiliteit nodig. Deze kunnen worden bepaald met de formules van NEN-EN 1993-1-3 of met een eindige-strippenprogramma. Met NEN-EN 1993-1-5, art. 4.4 kunnen de plooispanningen van vlakke plaatdelen (plaatdelen zonder tussenverstijvingen) berekend worden als:

$$\sigma_{cr} = \frac{f_y}{\bar{\lambda}_p^2}$$

Met $\bar{\lambda}_p = \dfrac{\bar{b}/t}{28{,}4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}}$ en $\varepsilon = \sqrt{\dfrac{235}{f_y}}$ kan dit worden omgeschreven tot de uit de mechanica bekende formule:

$$\sigma_{cr} = \frac{189542 k_\sigma t^2}{\bar{b}^2} = \frac{k_\sigma \pi^2 E t^2}{12\left(1-\nu^2\right)\bar{b}^2}$$

k_σ plooifactor, afhankelijk van de randvoorwaarden en de belasting op het plaatdeel;

E elasticiteitsmodulus (E = 210000 N/mm^2);

t plaatdikte;

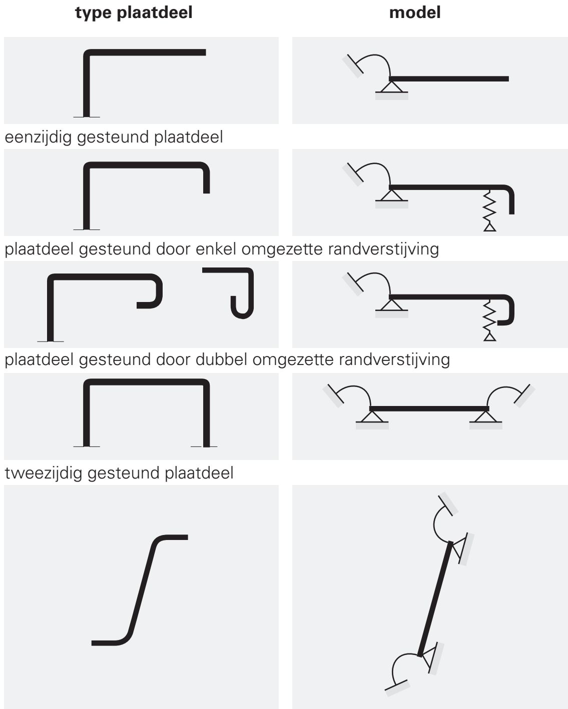
ν dwarscontractiecoëfficiënt (ν = 0,3);

$\bar{b}$ breedte van de plaat.

Voor het bepalen van de plooifactor k_σ moet een plaatdeel worden geclassificeerd. Bij beperking tot vlakke plaatdelen (zonder tussenverstijvingen) kan op grond van NEN-EN 1993-1-3 en NEN-EN 1993-1-5 onderscheid worden gemaakt tussen:

- eenzijdig gesteund plaatdeel (outstand compression element);
- tweezijdig gesteund plaatdeel (internal compression element);
- plaatdeel gesteund door (enkel of dubbel omgezette) randverstijving;
- (enkel of dubbel omgezette) randverstijvingen.

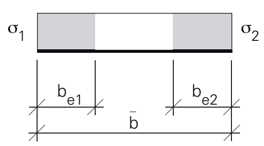
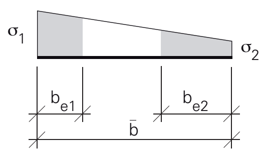
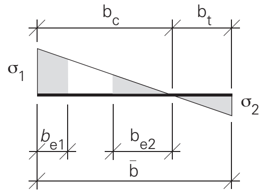
Om een plaatdeel te mogen classificeren als een plaatdeel gesteund door een randverstijving moet de randverstijving volgens NEN-EN 1993-1-3 voldoende stijfheid hebben (lipafmeting voldoende groot: c/b > 0,2). Als een randverstijving hieraan niet voldoet moet de invloed van de randverstijving worden verwaarloosd en moet het plaatdeel worden berekend als een eenzijdig gesteund plaatdeel.

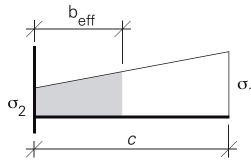
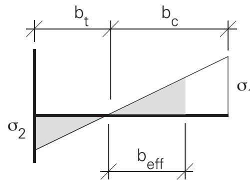
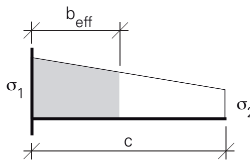
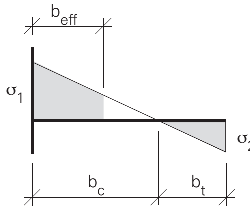


2.1 Classificering van plaatdelen.

Voor tweezijdig en eenzijdig gesteunde vlakke platen worden in NEN-EN 1993-1-3, art. 5.5.2 aanwijzigen gegeven voor het berekenen van plooispanningen en effectieve breedten. Hierbij wordt verwezen naar NEN-EN 1993-1-5, tabel 4.1 en 4.2 voor het bepalen van plooifactoren k_σ en effectieve breedten (*afb. 2.2 en 2.3*). Voor randverstijvingen en plaatdelen gesteund door randverstijvingen worden in NEN-EN 1993-1-3, art. 5.5.3 aanwijzingen gegeven.

2.2 NEN-EN 1993-1-5, tabel 4.1 voor tweezijdig gesteunde plaatdelen.

<table>
<tr><td colspan="4">spanningsverdeling in het plaatveld (druk positief)</td><td colspan="3">effectieve breedte b_{eff}</td></tr>
<tr><td colspan="4"></td><td colspan="3">$\psi = 1$
$b_{eff} = \rho \cdot \bar{b}$
$b_{e1} = 0{,}5 b_{eff}$ $b_{e2} = 0{,}5 b_{eff}$</td></tr>
<tr><td colspan="4"></td><td colspan="3">$1 > \psi \geq 0$
$b_{eff} = \rho \cdot \bar{b}$
$b_{e1} = 2/(5-\psi) b_{eff}$ $b_{e2} = b_{eff} - b_{e1}$</td></tr>
<tr><td colspan="4"></td><td colspan="3">$\psi < 0$
$b_{eff} = \rho \cdot b_c = \rho \bar{b} / (1-\psi)$
$b_{e1} = 0{,}4 b_{eff}$ $b_{e2} = 0{,}6 b_{eff}$</td></tr>
<tr><td>$\psi = \sigma_2/\sigma_1$</td><td>1</td><td>$1 > \psi > 0$</td><td>0</td><td>$0 > \psi > -1$</td><td>-1</td><td>$-1 > \psi > -3$</td></tr>
<tr><td>plooifactor k_σ</td><td>4,0</td><td>$8{,}2/(1{,}05 + \psi)$</td><td>7,81</td><td>$7{,}81 - 6{,}29\psi + 9{,}78\psi^2$</td><td>23,9</td><td>$5{,}98(1-\psi)^2$</td></tr>
</table>

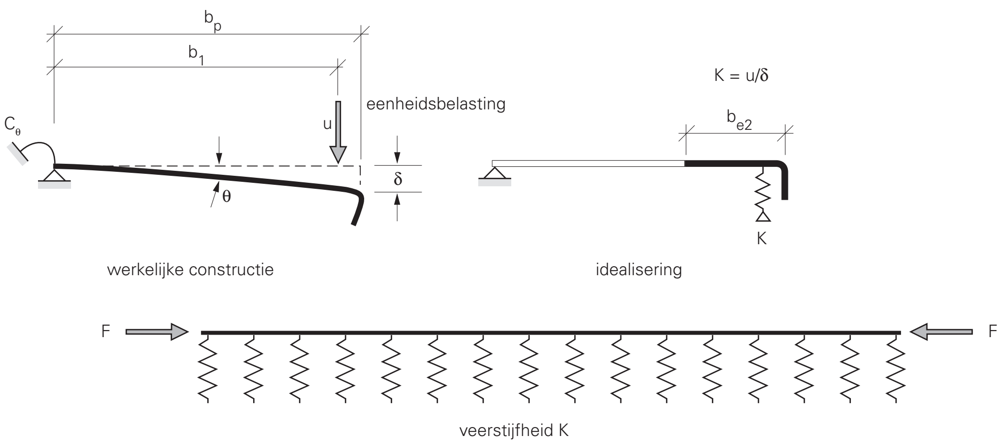
<table>
<tr><td colspan="3">spanningsverdeling in het plaatveld (druk positief)</td><td colspan="3">effectieve breedte b_{eff}</td></tr>
<tr><td colspan="3">
</td><td colspan="3">$1 > \psi \geq 0$
$b_{eff} = \rho \cdot c$</td></tr>
<tr><td colspan="3">
</td><td colspan="3">$\psi < 0$
$b_{eff} = \rho \cdot b_c = \rho c / (1 - \psi)$</td></tr>
<tr><td>$\psi = \sigma_2/\sigma_1$</td><td>1</td><td>0</td><td>–1</td><td colspan="2">$1 > \psi > -3$</td></tr>
<tr><td>plooifactor k_σ</td><td>0,43</td><td>0,57</td><td>0,85</td><td colspan="2">$0{,}57 - 0{,}21\psi + 0{,}07\psi^2$</td></tr>
<tr><td colspan="3">
</td><td colspan="3">$1 > \psi \geq 0$
$b_{eff} = \rho \cdot c$</td></tr>
<tr><td colspan="3">
</td><td colspan="3">$\psi < 0$
$b_{eff} = \rho \cdot b_c = \rho c / (1 - \psi)$</td></tr>
<tr><td>$\psi = \sigma_2/\sigma_1$</td><td>1</td><td>$1 > \psi > 0$</td><td>0</td><td>$0 > \psi > -1$</td><td>–1</td></tr>
<tr><td>plooifactor k_σ</td><td>0,43</td><td>$0{,}578/(\psi + 0{,}34)$</td><td>1,70</td><td>$1{,}7 - 5\psi + 17{,}1\psi^2$</td><td>23,8</td></tr>
</table>

2.3 NEN-EN 1993-1-5, tabel 4.2 voor eenzijdig gesteunde plaatdelen.

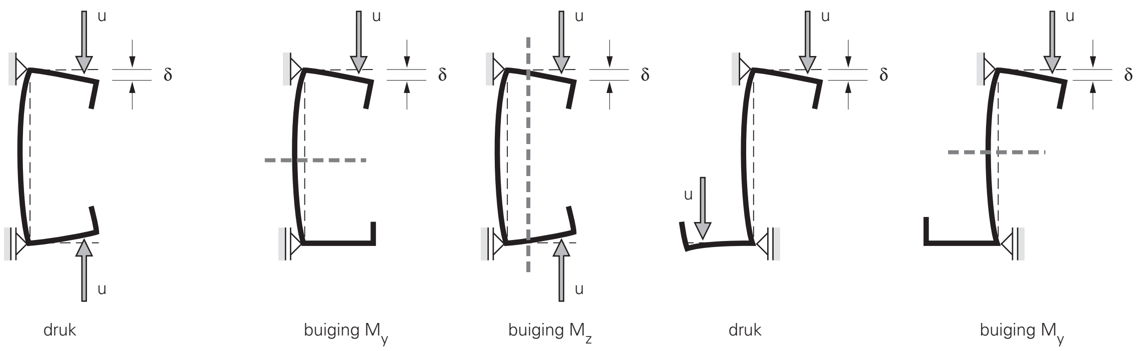
Met NEN-EN 1993-1-3 kunnen de kritieke spanningen $\sigma_{cr,s}$ voor doorsnede-instabiliteit worden berekend door de randverstijving (bestaande uit de lip en een gedeelte van het aangrenzende plaatdeel te idealiseren) tot een (door het profiel) verend gesteunde drukstaaf (*afb. 2.4, 2.5* en *2.6*), zodat de formule van Engesser kan worden gebruikt:

$$\sigma_{cr,s} = \frac{2\sqrt{KEI_s}}{A_s}$$

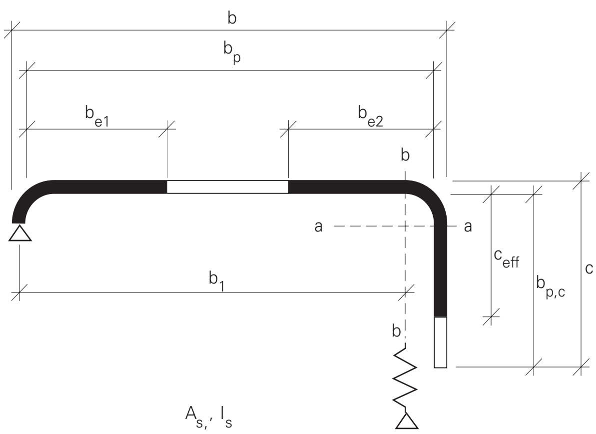
In NEN-EN 1993-1-3, art. 5.5.3.1 wordt aangegeven hoe de veerstijfheid K per eenheid van lengte, het oppervlak A_s van de randverstijving en het eigen traagheidsmoment I_s van de randverstijving moeten worden bepaald (*zie ook Hoofdstuk: 2 rekenvoorbeelden bepaling effectieve doorsnede*).



2.4 Schematisering van randverstijving als ligger op verende bedding.



2.5 Berekening van δ voor C en Z profielen.

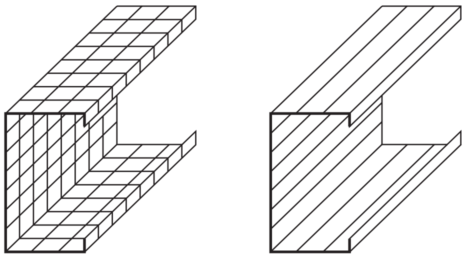


2.6. Bepaling doorsnede A_s en traagheidmoment I_s van randverstijving.

De randverstijving bestaat uit de effectieve plaatdelen b_{e2} en c_{eff} en de tussenliggende afrondingsstraal. De veer K grijpt aan in het zwaartepunt van de randverstijving. Het traagheidsmoment I_s van de randverstijving wordt berekend ten opzichte van de zwaartelijn a-a van de randverstijving. De effectieve breedten b_{e2} en c_{eff} hangen af van de drukspanningen in de randverstijving. Omdat het uitknikken van de randverstijving leidt tot een reductie van de spanningen in de randverstijving (*zie afb. 1.3*), waarbij de reductiefactor χ_d afhangt van de kritieke spanning $\sigma_{cr,s}$ voor doorsnede-instabiliteit, die weer afhangt van de effectieve breedten b_{e2} en c_{eff} leidt dit in beginsel tot een iteratieve procedure. Omdat hierbij de reductiefactor χ_d steeds wordt aangepast, wordt dit een χ-iteratie genoemd.

Eindige-strippenmethode

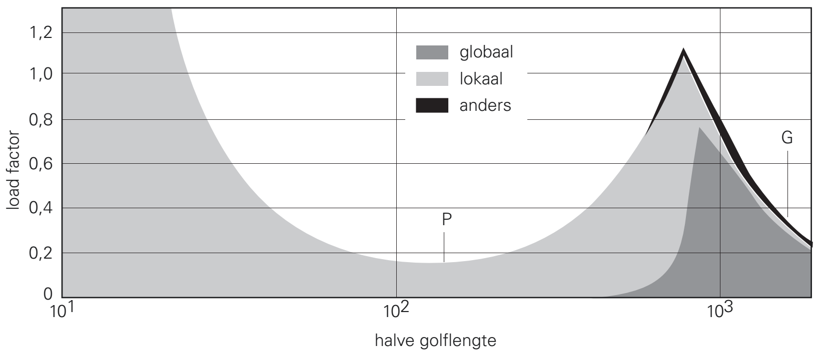
De waarden van de kritieke elastische spanningen voor plooi- en doorsnede-instabiliteit kunnen ook bepaald worden met een eindige-strippenprogramma. Deze methode is een speciale vorm van de eindige-elementenmethode, waarin een model opgebouwd wordt uit strippen, niet uit elementen (*afb. 2.7*). Op de website van prof. Ben Schafer[7] kan het eindige-strippenprogramma CUFSM gratis worden gedownload. Op deze website zijn ook uitgebreide (Engelstalige) handleidingen te vinden. In CUFSM wordt voor de vervorming van de strippen in dwarsrichting, net als in de eindige-elementenmethode uitgegaan van polynomen. Voor de vervorming van de strippen in langsrichting wordt echter uitgegaan van een sinusvormige uitbuiging ($\sin(\pi x/L)$). Daarom is dit eindige-strippenprogramma bij uitstek geschikt voor het bepalen van kritieke spanningen, als functie van de halve golflengte L van de bij de instabiliteitsvorm behorende uitbuigingsvorm.

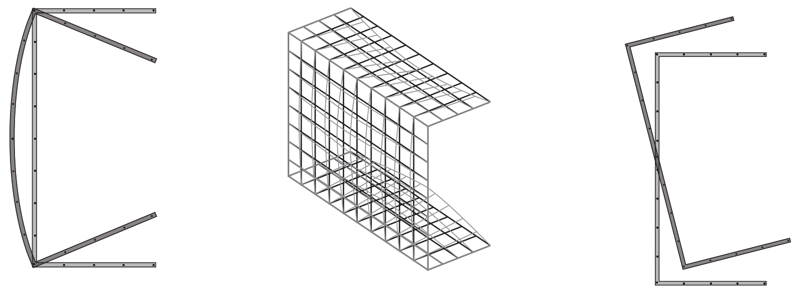


2.7 Modellering met eindige-elementen en met eindige-strippen.

Wanneer een eindige-strippenprogramma gebruikt wordt voor het bepalen van plooispanningen en de kritieke spanning voor doorsnede-instabiliteit van een profiel, dan moet worden gezocht naar de halve golflengte waarvoor deze kritieke spanningen een minimum hebben. Voor plooi zal deze halve golflengte kleiner zijn dan de grootste plaatbreedte van het profiel. Voor doorsnede-instabiliteit zal deze halve golflengte groter zijn, maar hoeft niet groter genomen te worden dan de nominale profiellengte. Bij de berekening van kritieke spanningen wordt dus geen rekening gehouden met het feit of de halve golflengte precies past in de totale profiellengte.

Het programma CUFSM heeft als uitvoer geen kritieke spanning maar een 'load factor', een eigenwaarde. De kritieke spanning wordt gevonden door deze eigenwaarde te vermenigvuldigen met de drukspanning die op het profiel werkt in de eigenwaardeberekening (*afb. 2.8* en *2.9*). Bij een profiel belast door een buigend moment moet voor het bepalen van de plooispanning de eigenwaarde worden vermenigvuldigd met de grootste drukspanning die op het profiel werkt. Bij het bepalen van de kritieke spanning voor doorsnede-instabiliteit moet de eigenwaarde worden vermenigvuldigd met de drukspanning in het hart van de randverstijving. Met CUFSM kunnen de optredende stabiliteitsvormen worden geclassificeerd. Deze optie werkt echter uitsluitend als het profiel wordt ingevoerd met scherpe hoeken. De instabiliteitsvormen die optreden bij een profiel met scherpe hoeken zijn echter veelal goed vergelijkbaar met die in een profiel met afrondingsstralen.

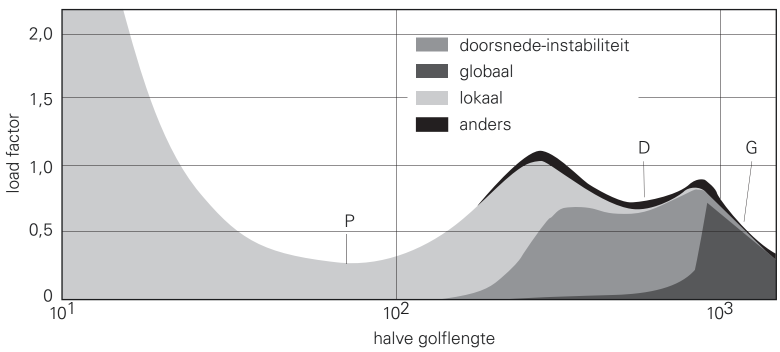


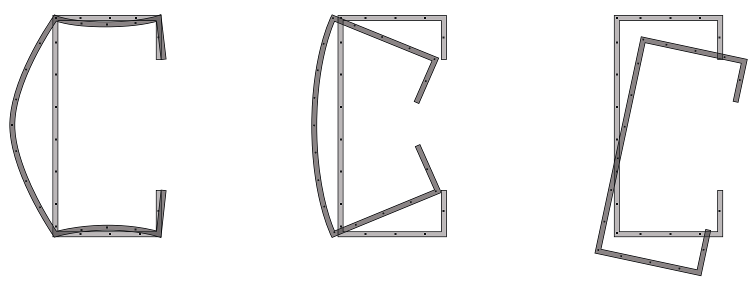


P: plooi
(local buckling)
halve golflengte = 140 mm
load factor = 0,16376
profiel belast door uniforme drukspanning 350 Nmm²
plooispanning = 0,16376·350 = 57 Nmm²

G: globale instabiliteit
(global buckling)

2.8 Resultaten eindige-strippenberekening op druk belast U-profiel uit rekenvoorbeeld 1.





P: plooi
(local buckling)
halve golflengte = 80 mm
load factor = 0,30118

profiel belast door uniforme drukspanning 350 Nmm²

plooispanning = 0,30118·350 = 105 Nmm²

D: doorsnede instabiliteit
(distortional buckling)
halve golflengte = 700 mm
load factor = 0,76976

profiel belast door uniforme drukspanning 350 Nmm²

kritiek spanning voor doorsnede-instabiliteit = 0,76976·350 = 269 Nmm²

G: globale instabiliteit
(global buckling)

NB: eindige-sttrippenprogramma wordt niet gebruikt voor berekening kritieke spanning voor globale instabiliteit (torsieknik in dit geval) vanwege de beperkingen van CUFSM in het modelleren van de juiste randvoorwaarden van het profiel.

2.9 Resultaten eindige-strippenberekening op druk belast C-profiel rekenvoorbeeld 3 (uitgevoerd met CUFSM versie 3.12).

Verschillen tussen plooispanningen berekend met NEN-EN 1993-1-3 en eindige-strippenberekening

Met de formules van NEN-EN 1993-1-3 worden de plooispanningen voor elk plaatdeel afzonderlijk berekend, met een eindige-strippenberekening wordt de kritieke plooispanning voor een profiel als geheel berekend. In de berekening volgens NEN-EN 1993-1-3 worden de plaatdelen geschematiseerd tot één of tweezijdig ondersteunde, scharnierend opgelegde platen. Elk plaatdeel heeft zijn eigen halve golflengte waarvoor de plooispanning minimaal is. In een eindige-strippenberekening zijn de verschillende plaatdelen niet scharnierend opgelegd maar momentvast met elkaar verbonden, en hebben alle plaatdelen dezelfde halve golflengte. Het gelijktrekken van de halve golflengtes van de plaatdelen zou moeten leiden tot een profiel-plooispanning die hoger is dan de met NEN-EN 1993-1-3 berekende plaatdeel-plooispanningen. Wanneer een plaatdeel rotatiesteun verleent aan aangrenzende plaatdelen kan de profielplooispanning echter toch lager zijn dan de met NEN-EN 1993-1-3 berekende plooispanningen voor dat plaatdeel (*zie rekenvoorbeeld 1 en 3*).

Stappen bij het bepalen van effectieve doorsnede

<u>Bij een profiel belast op druk.</u>

1. Kies profielafmetingen en materiaaleigenschappen.
2. Verifieer of het profiel voldoet aan de voorwaarden voor berekening en classificeer de plaatdelen.
3. Bepaal de effectieve doorsnede van plaatdelen (de effectieve breedte van plaatdelen en de effectieve breedte en gereduceerde dikte van een eventuele randverstijving) onder de aanname dat de plaatdelen vloeien (optioneel een χ-iteratie).
4. Bepaal de eigenschappen van de effectieve profieldoorsnede: oppervlak, zwaartepunt en verschuiving van het zwaartepunt.

<u>Bij een profiel belast op buiging waarbij eerste vloei optreedt aan de drukzijde.</u>

1. Kies profielafmetingen, buigingsrichting en materiaaleigenschappen.
2. Verifieer of het profiel voldoet aan voorwaarden voor berekening en classificeer de plaatdelen.
3. Bepaal de effectieve doorsnede van de drukflens (dat wil zeggen de effectieve breedte van de drukflens en de effectieve breedte en gereduceerde dikte van een eventuele randverstijving van de drukflens) onder de aanname dat de drukflens vloeit (optioneel een χ-iteratie).
4. Bepaal een initiële ligging van de neutrale lijn met een volledig effectief lijf en de bij 3 bepaalde effectieve doorsnede van de drukflens.
5. Bepaal voor de initiële ligging van de neutrale lijn de effectieve doorsnede van het lijf (de effectieve breedte van het lijf en de effectieve breedte en de gereduceerde dikte van een eventuele randverstijving van het lijf) (optioneel een χ-iteratie).
6. Bepaal de eigenschappen van de effectieve profieldoorsnede: nieuwe ligging neutrale lijn, traagheidsmoment en weerstandsmomenten voor buiging.
7. (optioneel). Pas de neutrale lijn aan. Herhaal stap 5 en 6 met aangepaste ligging van de neutrale lijn. Dit wordt een ψ–iteratie genoemd omdat de aanpassing van de neutrale lijn leidt tot een andere spanningsverhouding ψ in het lijf. Als wordt gekozen voor ψ-iteraties dan zijn minimaal twee iteraties vereist. Bij een profiel waarbij vloei het eerst optreedt in de drukflens leiden ψ–iteraties tot een kleinere effectieve doorsnede en effectief traagheidsmoment. Omdat NEN-EN 1993-1-3 iteratie niet voorschrijft, is het toegestaan om ψ–iteraties niet uit te voeren.

<u>Opmerking 1.</u> Bij een profiel belast op enkele buiging, waarbij het profiel eerst vloeit aan de trekzijde, mag volgens NEN-EN 1993-1-3, art. 6.1.4.2 worden gerekend met de plastische reserve van de trekflens, er mag dus worden gerekend met een

bilineaire spanningsverdeling in de trekzone en een lineaire spanningsverdeling in de drukzone, waarbij de maximale drukspanning gelijk wordt aan f_{yb}/γ_{M0}. Het is niet duidelijk of de op deze manier bepaalde momentcapaciteit gebruikt mag worden in de toetsing van de weerstand van een op dubbele buiging belast profiel.

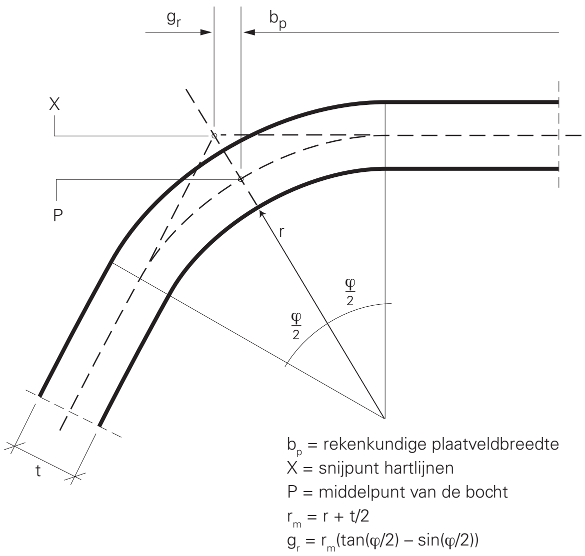
Opmerking 2. Als niet wordt gerekend met het plastificeren van de trekzone, kan men zich afvragen of het toegestaan is om voor het bepalen van de effectieve breedte van de drukflens te rekenen met een lagere drukspanning dan de vloeigrens. In NEN-EN 1993-1-5, art. 4.4 (4) staat dat de plaatslankheid $\bar{\lambda}_p$ van een element vervangen mag worden door

$$\bar{\lambda}_{p,red} = \bar{\lambda}_p \sqrt{\frac{\sigma_{com,Ed}}{f_y / \gamma_{M0}}}$$

waarbij $\sigma_{com,Ed}$ de maximale rekenwaarde van de drukspanning in het element is bepaald met de effectieve doorsnede van de sectie veroorzaakt door alle gelijktijdige belastingen. $\bar{\lambda}_{p,red}$ mag volgens NEN-EN 1993-1-5, 4.4 (5) echter niet zonder meer worden gebruikt bij de toetsing van de stabiliteit van profielen met klasse 4-doorsneden. Daarom is er in deze publicatie voor gekozen om een profiel belast op buiging conservatief te berekenen, alsof de drukzijde vloeit, en geen ψ-iteraties uit te voeren.

Afrondingsstralen

Bij het bepalen van effectieve breedten moet bij profielen met afrondingsstralen worden gerekend met rekenkundige plaatbreedten b_p, gemeten tussen de middelpunten van de afrondingsstralen (*afb. 2.10*). Voor het berekenen van de eigenschappen van de effectieve doorsnede moet worden teruggerekend welk gedeelte van de effectieve breedte vlak is, en welk gedeelte in de afrondingsstraal valt. Bij scherpe hoeken is de rekenkundige plaatbreedte b_p gelijk aan de hartlijn breedte b_m, en kan voor de berekening van effectieve doorsnede-eigenschappen eenvoudiger worden gerekend met hartmaten.



2.10 Modelleren van afrondingsstralen.

Als een profiel met afrondingsstralen geïdealiseerd wordt tot een profiel met scherpe hoeken dan leidt dit tot een overschatting van het oppervlak en de traagheidsmomenten van de ongereduceerde doorsnede. NEN-EN 1993-1-3 stelt daarom eisen aan de maximale grootte van de afrondingsstraal (in relatie tot de breedte van plaatdelen) waarbij het toegestaan is om het profiel te idealiseren tot een profiel met scherpe hoeken. In sommige gevallen kan de idealisering met scherpe hoeken echter ook tot een onderschatting van het oppervlak en de traagheidsmomenten van de effectieve doorsnede leiden. Dit komt omdat afrondingsstralen leiden tot kleinere rekenkundige breedten van de plaatdelen, en daardoor tot hogere plooispanningen en grotere effectieve breedten.

Hartlijnmethode

Voor het berekenen van het oppervlak, zwaartepunt en traagheidsmomenten van de effectieve doorsnede-eigenschappen wordt in deze publicatie gerekend met de lineaire (hartlijn)methode[8]: het oppervlak van het profiel wordt berekend als de lengte van de hartlijn van het profiel vermenigvuldigd met de plaatdikte (voor afrondingsstralen is dit een benadering). Bij het berekenen van de traagheidsmomenten worden de termen met t^3 (waarbij t^3 de rekenwaarde van de plaatdikte is) verwaarloosd.

2.2 Spreadsheets en overzicht rekenvoorbeelden

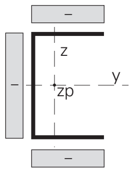
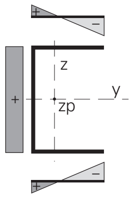
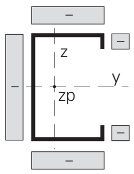
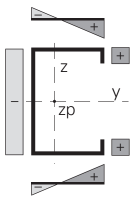
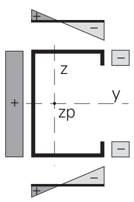
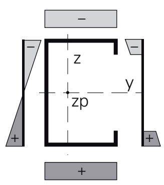
Tabel 2.1 geeft een overzicht van de beschikbare spreadsheets op www.bouwenmetstaal.nl. De spreadsheets kunnen effectieve doorsneden voor zowel profielen met scherpe hoeken als met afrondingsstralen berekenen. Voor elk spreadsheet is een rekenvoorbeeld gemaakt. Voor de overzichtelijkheid wordt in deze rekenvoorbeelden uitsluitend gerekend met scherpe hoeken, ook als dit volgens de norm eigenlijk niet toegestaan is. Voor een voorbeeld van een berekening met afrondingsstralen wordt verwezen naar de rekenvoorbeelden in [1]. Door afrondingen kunnen er kleine verschillen ontstaan tussen de gepresenteerde rekenvoorbeelden en de spreadsheets.

Elk spreadsheet bestaat uit drie tabbladen. Op het eerste tabblad (invoer & uitvoer) kunnen de invoergegevens worden ingevuld, en worden de berekende eigenschappen van de effectieve doorsnede gegeven (*zie tabel 2.1*). Op het tweede tabblad (profieleigenschappen) worden de afgeleide profielmaten (hartmaten, vlakke maten en rekenkundige maten) gegeven, en de profieleigenschappen van de ongereduceerde doorsnede, voor zowel het profiel met afrondingsstralen, als het profiel met scherpe hoeken. Het derde tabblad (berekening) geeft een overzicht van de berekening van de eigenschappen van de effectieve doorsnede.

De spreadsheets beperken zich tot de bepaling van doorsnede-eigenschappen gerelateerd aan normaalkracht en buigend moment. Er worden geen eigenschappen berekend gerelateerd aan torsie en dwarskracht.

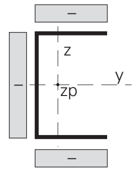
Er is voor gekozen om uitsluitend effectieve doorsneden te berekenen met kritieke spanningen voor plooi en doorsnede-instabiliteit berekend met de formules uit NEN-EN 1993-1-3 en NEN-EN 1993-1-5, niet met kritieke spanningen berekend via een eindige-strippenprogramma: er is geen onderzoek bekend waarin de uitkomsten van effectieve doorsnedeberekeningen met kritieke spanningen uit een eindige-strippenprogramma gevalideerd zijn aan proefresultaten.

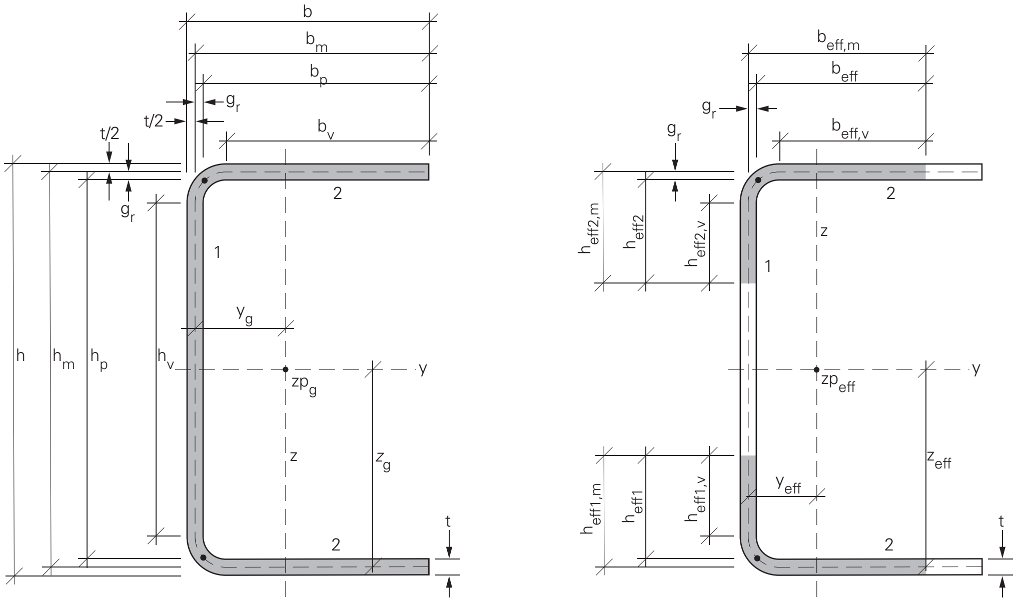
Tabel 2.1 Overzicht spreadsheets en rekenvoorbeelden.

spreadsheet		invoer	uitvoer	rekenvoorbeeld
U-N		$t = t_{cor}$ r h, b, f_{yb}	A_{eff}, y_{eff}, e_{Nz}	1
U-M_z		$t = t_{cor}$ r h, b, f_{yb}	$I_{eff,z}$, $W_{eff,z,com}$, $W_{eff,z,ten}$	2
C-N		$t = t_{cor}$ r h, b, c, f_{yb}	A_{eff}, y_{eff}, e_{Nz}	3
C-M_{z1}		$t = t_{cor}$ r h, b, c, f_{yb}	$I_{eff,z}$, $W_{eff,z,com}$, $W_{eff,z,ten}$	4
C-M_{z2}		$t = t_{cor}$ r h, b, c, f_{yb}	$I_{eff,z}$, $W_{eff,z,com}$, $W_{eff,z,ten}$	5
C-M_y		$t = t_{cor}$ r h, b, c, f_{yb}	$I_{eff,y}$, $W_{eff,y,com}$, $W_{eff,y,ten}$	6 spreadsheet ook bruikbaar voor Z-profiel

2.3 Rekenvoorbeeld 1: op druk belast U-profiel

(toelichting bij spreadsheet U-N)





2.3.1 Profielafmetingen en materiaaleigenschappen

<u>Profielafmetingen U-profiel</u>

- staalkerndikte t_{cor} = 1 mm (tolerantie ≤ 5%);
- NEN-EN 1993-1-3, art. 3.2.4(3): rekenwaarde van de plaatdikte t = 1 mm;
- inwendige afrondingsstraal r = 3 mm;
- buitenmaten: h = 100 mm; b = 50 mm;
- hartlijnmaten:

  $h_m = h - t = 100 - 1 = 99{,}00$ mm;

  $b_m = b - t/2 = 50 - 0{,}5 = 49{,}50$ mm;

  $r_m = r + t/2 = 3 + 0{,}5 = 3{,}5$ mm.
- rekenkundige maten:

  $h_p = h_m - 2g_r = h_m - 2r_m$ (tan 45° – sin 45°) $= 99{,}00 - 2 \cdot 3{,}5 \cdot 0{,}293 = 96{,}95$ mm;

  $b_p = b_m - g_r = b_m - r_m$ (tan 45° – sin 45°) $= 49{,}5 - 3{,}5 \cdot 0{,}293 = 48{,}47$ mm.

<u>Materiaaleigenschappen</u>

Staalkwaliteit S350GD+Z: NEN-EN 1993-1-3, tabel 3.1b: f_{yb} = 350 N/mm²; E = 210000 N/mm²; ν = 0,3.

NEN-EN 1993-1-3, art. 3.2.2 (1): Voor het bepalen van effectieve doorsneden moet gerekend worden met $f_y = f_{yb}$. Bij het bepalen van de plaatslankheid $\bar{\lambda}_p$ geldt dus: $\varepsilon = \sqrt{(235/f_y)} = \sqrt{(235/350)} = 0{,}819$ (zie NEN-EN 1993-1-5, art. 4.4).

Partiële modelfactoren

Nationaal Bepaalde Parameters in de Nationale Bijlage NEN-EN 1993-1-3: $\gamma_{M0} = 1,0$; $\gamma_{M1} = 1,0$.

Eigenschappen niet-gereduceerde doorsnede

scherpe hoeken	met afrondingsstralen
$A_{g,sh} = 198$ mm^2	$A_g = 195$ mm^2
$y_{g,sh} = 12,38$ mm	$y_g = 12,56$ mm
$z_{g,sh} = 49.50$ mm	$z_g = 49.50$ mm
$I_{g,y,sh} = 323433$ mm^4	$I_{g,y} = 315903$ mm^4
$I_{z,g,sh} = 50536$ mm^4	$I_{g,z} = 50028$ mm^4

2.3.2 Verifieer of profiel voldoet aan voorwaarden voor berekening

- Nationale Bijlage EN 1993-1-3, art. 3.2.4 (1): voor koudgevormde profielen moet gelden: $1,0 \text{ mm} \leq t_{cor} \leq 8,0$ mm; voldoet met $t_{cor} = 1$ mm.
- NEN-EN 1993-1-3, tabel 5.1: voor plaatdeel 1 (tweezijdig gesteund plaatdeel) moet gelden: $h/t \leq 500$; voldoet want $h/t \leq 100/1 = 100 < 500$.
- NEN-EN 1993-1-3, tabel 5.1: voor plaatdeel 2 (eenzijdig gesteund plaatdeel) moet gelden: $b/t \leq 50$, voldoet want $b/t \leq 50/1 \leq 50$.
- NEN-EN 1993-1-3, art. 5.1: $r \leq 5t$ en $r \leq 0,10b_p$, de invloed van de afrondingsstralen mag worden genegeerd. Het profiel wordt berekend alsof het scherpe hoeken heeft ($r_m = 0$ mm; $r = -t/2 = -0,5$ mm). De rekenkundige maten worden: $h_p = h_m = 99,00$ mm; $b_p = b_m = 49,50$ mm.

2.3.3 Bepaling effectieve doorsnede van plaatdelen

Plaatdeel 1: tweezijdig gesteund

NEN-EN 1993-1-3, art. 5.5.2: $\bar{b} = h_p = 99,00$ mm

NEN-EN 1993-1-5, art. 4.4: spanningsverhouding $\psi = 1$ (uniforme druk); plooicoëfficiënt $k_\sigma = 4,0$

plaatslankheid $\bar{\lambda}_p = \sqrt{\dfrac{f_y}{\sigma_{cr}}} = \dfrac{\bar{b}/t}{28,4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} = \dfrac{99,00/1}{28,4 \cdot 0,819 \cdot \sqrt{4}} = 2,128$

plooispanning $\sigma_{cr} = f_y / \bar{\lambda}_p^2 = 350 / 2,128^2 = 77$ N/mm^2 ; met het eindige-strippenprogramma CUFSM wordt gevonden: $\sigma_{cr} = 57$ N/mm^2 (*afb 2.8*).

Voor $\bar{\lambda}_p > 0,673$ geldt: reductiefactor $\rho = \dfrac{\bar{\lambda}_p - 0,055(3+\psi)}{\bar{\lambda}_p^2} = \dfrac{2,128 - 0,055 \cdot 4}{2,128^2} = 0,421 \leq 1,0$

Effectieve breedte van plaatdeel 1: $b_{eff} = \rho \cdot \bar{b} = 0,421 \cdot 99 = 41,68$ mm $\quad b_{e1} = b_{e2} = 0,5b_{eff} = 20,84$ mm.

Vertalen naar profiel: $h_{eff1,m} = h_{eff1} = b_{e1} = 20,84$ mm $\quad h_{eff2,m} = h_{eff2} = b_{e2} = 20,84$ mm.

Plaatdeel 2: eenzijdig gesteund

NEN-EN 1993-1-3, art. 5.5.2: $\bar{b} = b_p = 49{,}5$ mm

NEN-EN 1993-1-5, art. 4.4: spanningsverhouding $\psi = 1$ (uniforme druk); plooicoëfficiënt $k_\sigma = 0{,}43$

plaatslankheid $\bar{\lambda}_p = \sqrt{\dfrac{f_y}{\sigma_{cr}}} = \dfrac{\bar{b}/t}{28{,}4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} = \dfrac{49{,}50/1}{28{,}4 \cdot 0{,}819 \cdot \sqrt{0{,}43}} = 3{,}245$

plooispanning $\sigma_{cr} = f_y / \bar{\lambda}_p^2 = 350 / 3{,}245^2 = 33$ N/mm^2 ; met het eindige-strippenprogramma CUFSM wordt gevonden: $\sigma_{cr} = 57$ N/mm^2 (*afb 2.8*).

Voor $\bar{\lambda}_p > 0{,}748$ geldt: reductiefactor $\rho = \dfrac{\bar{\lambda}_p - 0{,}188}{\bar{\lambda}_p^2} = \dfrac{3{,}245 - 0{,}188}{3{,}245^2} = 0{,}290 \leq 1{,}0$

Effectieve breedte van plaatdeel 2: $b_{eff} = \rho \cdot \bar{b} = 0{,}290 \cdot 49{,}5 = 14{,}36$ mm

Vertaling naar profiel: $b_{eff,m} = b_{eff} = 14{,}36$ mm

2.3.4 Berekening eigenschappen effectieve doorsnede

Voor een profiel met scherpe hoeken kunnen de eigenschappen van de effectieve doorsnede berekend worden als:

$A_{eff} = (h_{eff1,m} + h_{eff2,m} + 2b_{eff,m})t$

$$y_{eff} = \frac{2\left(b_{eff,m} \cdot t \cdot \frac{1}{2} b_{eff,m}\right)}{A_{eff}}$$

Verschuiving zwaartepunt: $e_{Nz} = y_{eff} - y_g$.

Met $h_{eff1,m} = h_{eff2,m} = 20{,}84$ mm; $b_{eff,m} = 14{,}36$ mm; $t = 1$ mm; $y_g = y_{g,sh} = 12{,}38$ mm geeft dit:

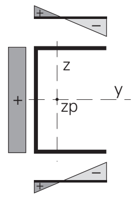
$A_{eff} = 70{,}40$ mm^2 $\quad$ $y_{eff} = 2{,}93$ mm $\quad$ $e_{Nz} = -9{,}45$ mm

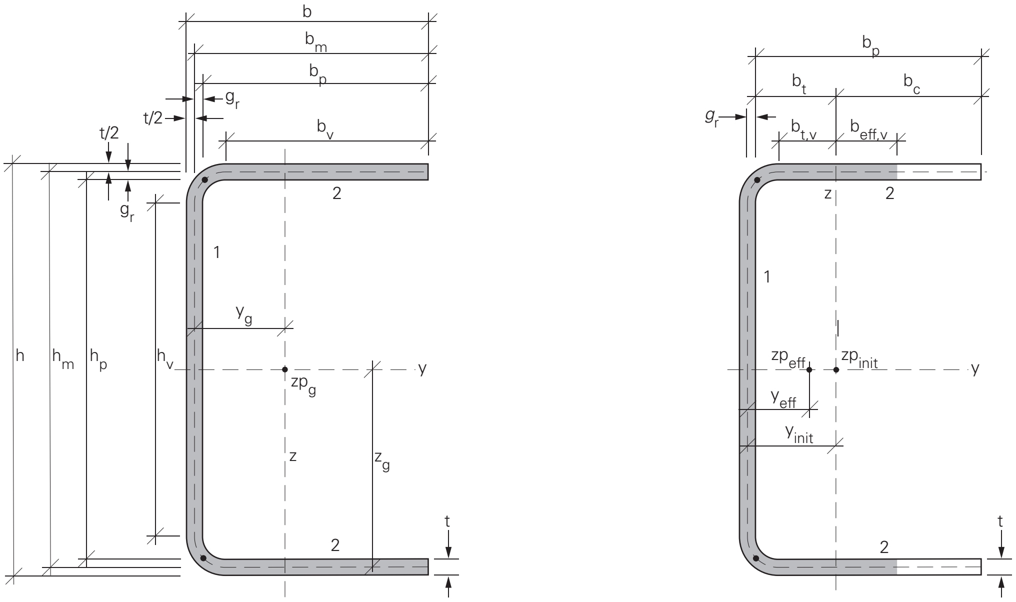
Omdat een groot gedeelte van het profiel niet effectief is, wordt bij het rekenen met afrondingsstraal $r = 3$ mm (i.p.v. $r = -0{,}5$ mm) in dit geval een iets grotere effectieve doorsnede gevonden:

$A_{eff} = 71{,}44$ mm^2 $\quad$ $y_{eff} = 3{,}30$ mm $\quad$ $y_g = 12{,}56$ mm $\quad$ $e_{Nz} = -9{,}26$ mm

2.4 Rekenvoorbeeld 2: op buiging belast U-profiel (om z-as)

drukspanning in ongesteunde lijftip (toelichting bij spreadsheet U-M_z)





2.4.1 Profielafmetingen en materiaaleigenschappen

Zie *rekenvoorbeeld 1*.

2.4.2 Verifieer of profiel voldoet aan voorwaarden voor berekening

Zie *rekenvoorbeeld 1*.

2.4.3 Bepaling effectieve doorsnede van drukflens

Het profiel heeft geen drukflens, alleen een trekflens (plaatdeel 1).

2.4.4 Bepaling initiële ligging van de neutrale lijn

De initiële ligging van de neutrale lijn komt overeen met het zwaartepunt van de ongereduceerde doorsnede

($y_{init} = y_{g,sh} = 12{,}38$ mm).

2.4.5 Bepaling effectieve doorsnede van het lijf

<u>Plaatdeel 2: eenzijdig gesteund</u>

NEN-EN 1993-1-3, art. 5.5.2: $\overline{b} = b_p = 49{,}5$mm

NEN-EN 1993-1-5, art. 4.4: Trekzone $b_t = y_{init} = 12{,}38$ mm   Drukzone $b_c = b_m - b_t = 49{,}5 - 12{,}38 = 37{,}12$ mm

Spanningsverhouding $\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = \frac{-b_t}{b_c} = -\frac{12,38}{37,12} = -0,334$

Voor deze spanningsverhouding geldt:

Plooicoëfficiënt $k_\sigma = 0,57 - 0,21\psi + 0,07\psi^2 = 0,57 + 0,21 \cdot 0,334 + 0,07 \cdot 0,334^2 = 0,648$

plaatslankheid $\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}} = \frac{\bar{b}/t}{28,4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} = \frac{49,5/1}{28,4 \cdot 0,819 \cdot \sqrt{0,648}} = 2,644$

Voor $\bar{\lambda}_p > 0,748$ geldt: reductiefactor $\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,188}{\bar{\lambda}_p^2} = \frac{2,644 - 0,188}{2,644^2} = 0,351 \le 1,0$

Effectieve breedte plaatdeel 1: $b_{eff} = \rho \cdot \bar{b} / \left(1 - \psi\right) = 0,351 \cdot 49,5 / \left(1 + 0,334\right) = 13,02$ mm

Vertaling naar profiel: $b_{eff,m} = b_{eff,v} = b_{eff} = 13,02$ mm

2.4.6 Bepaling eigenschappen effectieve doorsnede

Plaatdeel 1 word op trek belast en is dus volledig effectief. Voor een profiel met scherpe hoeken kunnen de eigenschappen van de effectieve doorsnede berekend worden als:

$A_{eff} = (h_m + 2(y_{init} + b_{eff,m}))t$

$$y_{eff} = \frac{2 \cdot \frac{1}{2}\left(y_{init} + b_{eff,m}\right)^2 t}{A_{eff}}$$

$I_{eff,z} = I_{eff,z,h} + I_{eff,z,b}$

$I_{eff,z,h} = h_m t y^2_{eff}$

$I_{eff,z,b} = 2/12(y_{init} + b_{eff,m})^3 t + 2t(y_{init} + b_{eff,m})(1/2(y_{init} + b_{eff,m}) - y_{eff})^2$

$$W_{eff,z,com} = \frac{I_{eff,z}}{y_{init} + b_{eff,m} - y_{eff}} \qquad W_{eff,z,ten} = \frac{I_{eff,z}}{y_{eff} + 0,5t}$$

Let op: bij het berekenen van $W_{eff,z,com}$ wordt gerekend met de uiterste vezel van het effectieve plaatdeel 2.

Met $h_m = 99,00$ mm; $y_{init} = 12,38$ mm; $b_{eff,m} = 13,02$mm; $t = 1$ mm geeft dit:

$A_{eff} = 149,80$ mm^2 $y_{eff} = 4,31$ mm $I_{eff,z,h} = 1839$ mm^4 $I_{eff,z,b} = 6307$ mm^4

$I_{eff,z} = 8146$ mm^4 $W_{eff,z,com} = 386$ mm^3 $W_{eff,z,ten} = 1694$ mm^3

Omdat een groot gedeelte van het profiel niet effectief is wordt bij het rekenen met afrondingsstraal r = 3 mm (i.p.v. r = –0,5 mm) in dit geval een iets grotere effectief traagheidsmoment gevonden:

$I_{eff,z} = 8385$ mm^4 $W_{eff,z,com} = 394$ mm^3 $W_{eff,z,ten} = 1681$ mm^3

2.4.7 Optionele spanningsverhoudingiteratie (ψ-iteratie)

In de eerste iteratie wordt gerekend met een aangepaste rekenkundige breedte voor plaatdeel 2 en een aangepaste spanningsverhouding: $\overline{b} = y_{init} + b_{eff} = 12{,}38 + 13{,}02 = 25{,}4$ mm

aangepaste trekzone: $b_t = y_{eff} = 4{,}31$ mm

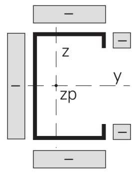
aangepaste drukzone: $b_c = \overline{b} - y_{eff} = 25{,}40 - 4{,}31 = 21{,}09$ mm

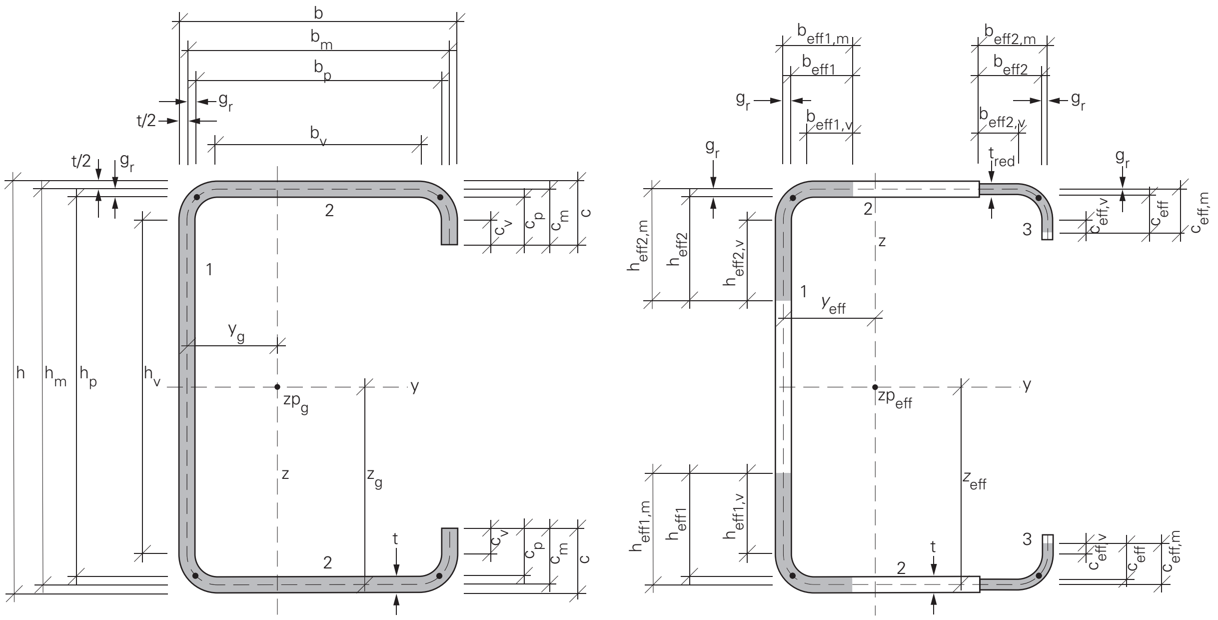
aangepaste spanningsverhouding: $\psi = \sigma_2 / \sigma_1 = -b_t / b_c = -4{,}31 / 21{,}09 = -0{,}204$

De aangepaste spanningsverhouding zal leiden tot een lagere plooispanning van het lijf en dus tot een kleinere effectieve breedte van het lijf. Bij U-profielen, belast op buiging om de z-as, met druk in de benen van het profiel, leiden optionele spanningsiteraties dus altijd tot een kleinere (of gelijkblijvende) effectieve doorsnede. Omdat NEN-EN 1993-1-3 iteratie niet dwingend voorschrijft is het dus toegestaan om spanningsiteraties niet uit te voeren.

2.5 Rekenvoorbeeld 3: op druk belast C-profiel

(toelichting bij spreadsheet C-N)





2.5.1 Profielafmetingen en materiaaleigenschappen

Profielafmetingen C-profiel

– staalkerndikte t_{cor} = 1 mm (tolerantie ≤ 5 %);

– NEN-EN 1993-1-3, art. 3.2.4 (3): rekenwaarde van de plaatdikte t = 1 mm;

– inwendige afrondingsstraal r = 3 mm;

– buitenmaten: h = 100 mm; b = 50 mm; c = 20 mm;

– hartlijnmaten:

$h_m = h - t = 100 - 1 = 99$ mm;

$b_m = b - t = 50 - 1 = 49$ mm;

$c_m = c - t/2 = 20 - 0{,}5 = 19{,}5$ mm;

$r_m = r + t/2 = 3 + 0{,}5 = 3{,}5$ mm.

– rekenkundige maten:

$h_p = h_m - 2g_r = h_m - 2r_m(\tan 45° - \sin 45°) = 99 - 2 \cdot 3{,}5 \cdot 0{,}293 = 96{,}95$ mm;

$b_p = b_m - 2g_r = b_m - 2r_m(\tan 45° - \sin 45°) = 49 - 2 \cdot 3{,}5 \cdot 0{,}293 = 46{,}95$ mm;

$c_p = c_m - g_r = c_m - r_m(\tan 45° - \sin 45°) = 19{,}5 - 3{,}5 \cdot 0{,}293 = 18{,}47$ mm.

Materiaaleigenschappen en partiële modelfactoren

Zie *rekenvoorbeeld 1*.

Eigenschappen niet gereduceerde doorsnede

scherpe hoeken	met afrondingsstralen
$A_{g,sh} = 236\ mm^2$	$A_g = 230\ mm^2$
$y_{g,sh} = 18,27\ mm$	$y_g = 18,11\ mm$
$z_{g,sh} = 49,50\ mm$	$z_g = 49,50\ mm$
$I_{g,y,sh} = 383841\ mm^4$	$I_{g,y} = 368781\ mm^4$
$I_{z,g,sh} = 93879\ mm^4$	$I_{g,z} = 89276\ mm^4$

2.5.2 Verifieer of profiel voldoet aan voorwaarden voor berekening

- Nationale Bijlage NEN-EN 1993-1-3, art. 3.2.4 (1): voor koudgevormde profielen moet gelden:
  $1,0\ mm \leq t_{cor} \leq 8,0\ mm$; voldoet met $t_{cor} = 1\ mm$.
- NEN-EN 1993-1-3, art. 5.2:
  Voor plaatdeel 1 (tweezijdig gesteund) moet gelden: $h/t \leq 500$; voldoet want $h/t = 100/1 = 100$.
  Voor plaatdeel 2 (door een randverstijving gesteund) moet gelden: $b/t \leq 60$; voldoet want $b/t = 50/1 = 50$.
  Voor plaatdeel 3 (randverstijving) moet gelden: $c/t \leq 50$; voldoet want $c/1 = 20/1 = 20$.
  Verder moeten de lipafmetingen voldoen aan: $0,2 \leq c/b \leq 0,6$: $c/b = 20/50 = 0,40$ voldoet.
- NEN-EN 1993-1-3, art. 5.1: als $r \leq 5t$ en $r \leq 0,10b_p$ mag de invloed van de afrondingsstralen worden genegeerd. Hierbij is b_p de rekenwaarde van de breedte van de verschillende plaatdelen van het profiel. Omdat $r > 0,1c_p$ (want $3 > 0,1 \cdot 18,47$) mag de invloed van de afrondingsstralen niet worden genegeerd. Om de voorbeeldberekening inzichtelijk te houden wordt het profiel toch berekend met scherpe hoeken ($r = -0,5\ mm$).
  Er wordt dus verder gerekend met de rekenkundige maten:
  $h_p = h_m = 99,00\ mm$ $\quad b_p = b_m = 49,00\ mm$ $\quad c_p = c_m = 19,50\ mm$

2.5.3 Bepaling effectieve doorsnede van plaatdelen

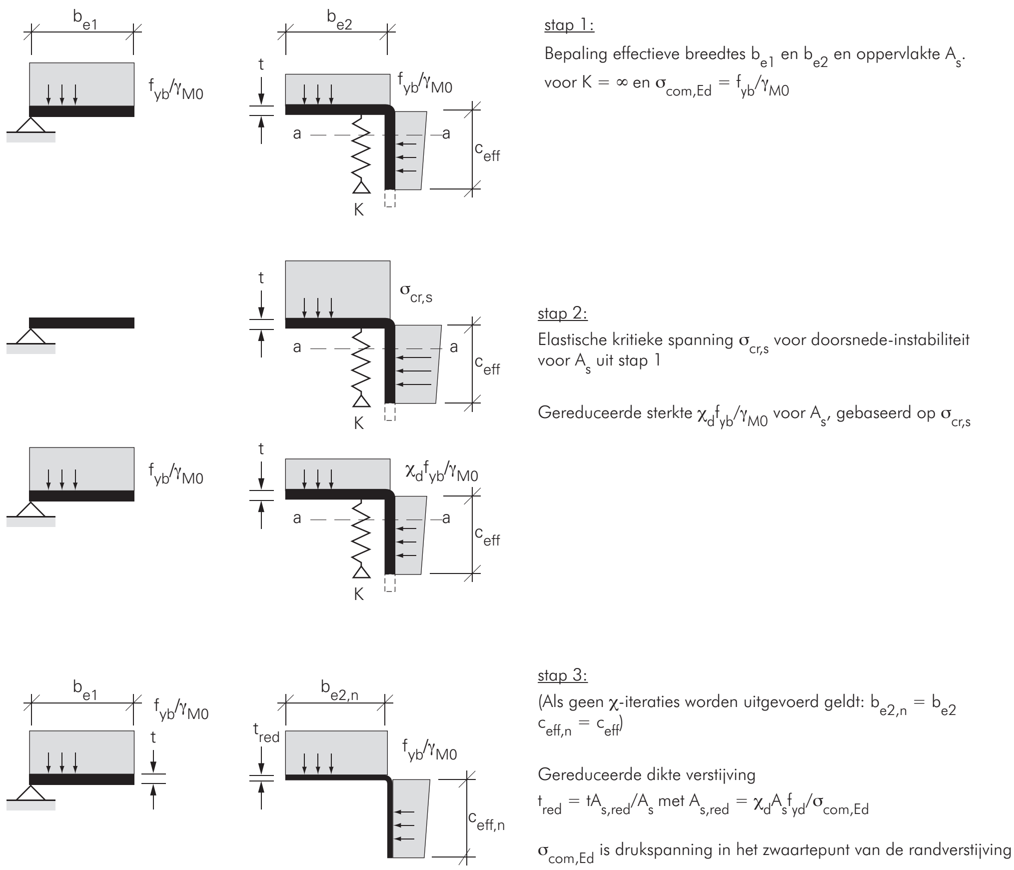
Plaatdeel 1: lijf

Zie *rekenvoorbeeld 1:* $h_{eff1,m} = h_{eff1} = b_{e1} = 20,84\ mm$ $\quad h_{eff2,m} = h_{eff2} = b_{e2} = 20,84\ mm$

plooispanning $\sigma_{cr} = f_y / \bar{\lambda}_p^2 = 350 / 2,128^2 = 77\ N/mm^2$; met het eindige-strippenprogramma CUFSM wordt gevonden:
$\sigma_{cr} = 105\ N/mm^2$ (*afb. 2.9*)

Bepaling effectieve doorsnede van de flenzen met randverstijving

De effectieve doorsnede-eigenschappen van de flenzen met randverstijving hangt af van de spanning in die delen. Dit leidt in beginsel tot een iteratieve procedure. De berekening geschiedt in drie stappen (*afb. 2.11 en NEN-EN 1993-1-3, art. 5.5.3.1 en 5.5.3.2*):



2.11 Stappen bij het bepalen van de effectieve doorsnede van plaatdeel gesteund door randverstijving (χ-iteratie niet aangegeven)

• <u>Stap 1: Bepaling van de effectiviteit van de flens met randverstijving onder de aanname dat geen doorsnede-instabiliteit optreedt</u>

(K = ∞ en $\sigma_{com,Ed} = f_{yb}/\gamma_{M0}$; zie *NEN-EN 1993-1-3, art. 5.5.3.2 (3)*).

In de berekening worden de effectieve delen van plaatdelen 2 en 3 bepaald waarbij plaatdeel 2 beschouwd wordt als een tweezijdig gesteund plaatdeel (internal compression element).

<u>Plaatdeel 2: tweezijdig gesteund</u>

NEN-EN 1993-1-3, art. 5.5.2: $\bar{b} = b_p = 49{,}00$ mm.

NEN-EN 1993-1-5, art. 4.4: Spanningsverhouding $\Psi = 1$(uniforme druk); plooicoëfficiënt: $k_\sigma = 4{,}0$

Plaatslankheid $\bar{\lambda}_p = \sqrt{\dfrac{f_y}{\sigma_{cr}}} = \dfrac{\bar{b}/t}{28{,}4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} = \dfrac{49{,}00/1}{28{,}4\cdot 0{,}819\cdot\sqrt{4}} = 1{,}053$

plooispanning $\sigma_{cr} = f_y / \bar{\lambda}_p^2 = 350 / 1{,}053^2 = 316$ N/mm^2 ; met het eindige-strippenprogramma CUFSM wordt gevonden: $\sigma_{cr} = 105$ N/mm^2, zie *afb. 2.9*).

Voor $\bar{\lambda}_p > 0{,}673$ geldt: reductiefactor $\rho = \dfrac{\bar{\lambda}_p - 0{,}055(3+\psi)}{\bar{\lambda}_p^2} = \dfrac{1{,}053 - 0{,}055\cdot 4}{1{,}053^2} = 0{,}751 \leq 1{,}0$

Effectieve breedte van plaatdeel 2: $b_{eff} = \rho \cdot \bar{b} = 0{,}751 \cdot 49 = 36{,}8$ mm $\quad b_{e1} = b_{e2} = 0{,}5 \cdot b_{eff} = 0{,}5 \cdot 36{,}80 = 18{,}40$ mm

Vertaling naar profiel: $b_{eff1} = b_{eff1,m} = b_{e1} = 18{,}40$ mm $\quad b_{eff2} = b_{eff2,m} = b_{e2} = 18{,}40$

Opmerking. Ook als plaatdeel 2 volledig effectief is moet hier toch een effectieve breedte worden uitgerekend om te bepalen welk deel van plaatdeel 2 tot de randverstijving behoort.

Plaatdeel 3: randverstijving/eenzijdig gesteund

$\bar{b} = c_p = 19{,}50$ mm $\quad c_p/b_p = 19{,}50/49{,}00 = 0{,}398$

Voor een randverstijving moet de plooicoefficiënt worden berekend volgens NEN-EN 1993-1-3, art. 5.5.3.2 (5).

Voor $0{,}35 < b_{p,c}/b_p \leq 0{,}6$ geldt (met $b_{p,c} = c_p$):

plooicoëfficiënt $k_\sigma = 0{,}5 + 0{,}83\sqrt[3]{\left(b_{p,c}/b_p - 0{,}35\right)^2} = 0{,}5 + 0{,}83\sqrt[3]{\left(0{,}398 - 0{,}35\right)^2} = 0{,}610$

plaatslankheid $\bar{\lambda}_p = \sqrt{\dfrac{f_y}{\sigma_{cr}}} = \dfrac{\bar{b}/t}{28{,}4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} = \dfrac{19{,}50/1}{28{,}4 \cdot 0{,}819 \cdot \sqrt{0{,}610}} = 1{,}073$

plooispanning $\sigma_{cr} = f_y / \bar{\lambda}_p^2 = 350 / 1{,}073^2 = 304$ N/mm^2 ; met CUFSM wordt gevonden: $\sigma_{cr} = 105$ N/mm^2 (*afb. 2.9*)

Voor $\bar{\lambda}_p > 0{,}748$ geldt: reductiefactor $\rho = \dfrac{\bar{\lambda}_p - 0{,}188}{\bar{\lambda}_p^2} = \dfrac{1{,}073 - 0{,}188}{1{,}073^2} = 0{,}769 \leq 1{,}0$

Effectieve breedte van plaatdeel 3: $b_{eff} = \rho \cdot \bar{b} = 0{,}769 \cdot 19{,}50 = 15{,}00$ mm.

Vertaling naar profiel: $c_{eff,m} = b_{eff} = 15{,}00$ mm.

- Stap 2: In rekening brengen van het effect van doorsnede-instabiliteit

Gebruik de initiële effectieve doorsnede van de randverstijving om de reductiefactor χ_d voor de sterkte van de randverstijving te bepalen.

Eigenschappen van de randverstijving (*afb. 2.6*)

– Effectieve doorsnede van de randverstijving:

$A_s = (b_{eff2,m} + c_{eff,m})t = (18{,}40 + 15{,}00) \cdot 1 = 33{,}40$ mm^2

– Afstand van het zwaartepunt van de randverstijving tot de hartlijn van de flens:

$e_a = 1/2 c_{eff,m}{}^2 t/A_s = 1/2 \cdot 15{,}00^2 \; 1/33{,}40 = 3{,}37$ mm

– Afstand van het zwaartepunt van de randverstijving tot de hartlijn van de lip:

$e_b = 1/2 b_{eff2,m}{}^2 t/A_s = 1/2 \cdot 18{,}40^2 \cdot 1/33{,}40 = 5{,}07$ mm

– Effectief traagheidsmoment van de randverstijving:

$I_s = b_{eff2,m} t e_a{}^2 + 1/12\; c_{eff,m}{}^3 t + c_{eff,m} t\, (1/2 c_{eff,m} - e_a)^2$

$I_s = 18{,}40 \cdot 1 \cdot 3{,}37^2 + 1/12 \cdot 15{,}00^3 \cdot 1 + 15{,}00 \cdot 1 \cdot (1/2 \cdot 15{,}00 - 3{,}37)^2 = 746{,}08$ mm^4

Kritieke spanning voor doorsnede-instabiliteit

De randverstijving wordt beschouwd als een verend gesteunde drukstaaf. Voor de berekening van de veerstijfheid moeten eerst b_1 en b_2 worden berekend (afstand van de hartlijn van het lijf tot het zwaartepunt van randverstijving 1 respectievelijk 2, (*afb. 2.6*)): $b_1 = b_2 = b_p - e_b = 49,00 - 5,07 = 43,93$ mm.

De veerstijfheid kan dan worden berekend als:

$$K_1 = K_2 = K = \frac{Et^3}{4\left(1-\nu^2\right)} \frac{1}{b_1^2 h_w + b_1^3 + 0,5 b_1 b_2 h_w k_f}$$

Waarbij voor een symmetrisch op druk belast profiel geldt: $k_f = 1$.

$$K = \frac{210000 \cdot 1^3}{4\left(1-0,3^2\right)} \cdot \frac{1}{43,93^2 \cdot 99,00 + 43,93^3 + 0,5 \cdot 43,93^2 \cdot 99,00 \cdot 1} = 0,155 \text{ N/mm}^2 .$$

De kritieke spanning voor doorsnede-instabiliteit (knikspanning van de randverstijving) is:

$$\sigma_{cr,s} = \frac{2\sqrt{KEI_s}}{A_s} = \frac{2\sqrt{0,155 \cdot 210000 \cdot 746,08}}{33,40} = 295 \text{ N/mm}^2$$

Met CUFSM wordt gevonden $\sigma_{cr,s} = 269$ N/mm^2 (*afb. 2.9*).

Reductiefactor χ_d(reductiefactor voor doorsnede-instabiliteit)

NEN-EN 1993-1-3, art. 5.5.3.1 (7):

De relatieve slankheid $\bar{\lambda}_d = \sqrt{(f_{yb}/\sigma_{cr,s})} = \sqrt{(350/295)} = 1,089$:

Voor $0,65 < \bar{\lambda}_d < 1,39$ geldt: $\chi_d = 1,47 - 0,723\bar{\lambda}_d = 1,47 - 0,723 \cdot 1,089 = 0,683$.

- Stap 3: Facultatief iteratieproces en bepaling gereduceerde dikte

Als $\chi_d < 1$, dan mag de berekening voor de kritieke spanning voor doorsnede-instabiliteit worden verfijnd door de effectieve breedten b_{eff2} en c_{eff} van de verstijving te bepalen met een gereduceerde drukspanning $\sigma_{com,Ed,i} = \chi_d f_{yb}/\gamma_{M0}$ met χ_d uit de vorige iteratie, totdat $\chi_{d,n} \approx \chi_{d,(n-1)}$ maar $\chi_{d,n} \leq \chi_{d,(n-1)}$. Deze gereduceerde drukspanning leidt tot een gereduceerde plaatslankheid

$$\bar{\lambda}_{p,red} = \bar{\lambda}_p \sqrt{\chi_d} = \bar{\lambda}_p \sqrt{\frac{\sigma_{com,Ed}}{(f_y / \gamma_{M0})}}$$

die in plaats van de plaatslankheid $\bar{\lambda}p$ wordt gebruikt bij het bepalen van de reductiefactoren ρ. Zoals aangegeven in de inleiding wordt in deze publicatie afgezien van iteratieslagen.

Bepaling gereduceerde dikte

De door doorsnede-instabiliteit gereduceerde sterkte van de randverstijving $\chi_d \cdot f_{yb}/\gamma_{M0}$ wordt vertaald naar een gereduceerd effectief oppervlak $A_{s,red}$ van de randverstijving. Voor de berekening van de eigenschappen van de effectieve doorsnede van het C-profiel moet het gereduceerde effectieve oppervlak $A_{s,red}$ van de randverstijving worden weergegeven door een gereduceerde plaatdikte tred voor alle plaatdelen betrokken in As.

Uit de initiële berekening volgt:

$$A_{s,red} = \chi_d A_s \frac{f_{yb}/\gamma_{M0}}{\sigma_{com,Ed}} = 0{,}683 \cdot 33{,}40 \frac{350/1{,}0}{350} = 22{,}81\,\text{mm}^2$$ $A_{s,red} \leq A_s$; voldoet.

$t_{red} = t \cdot A_{s,red}/A_s = 1 \cdot 22{,}81/33{,}40 = 0{,}683$ mm

2.5.4 Berekening van de eigenschappen van de effectieve doorsnede

Voor een profiel met scherpe hoeken kunnen de eigenschappen van de effectieve doorsnede berekend worden als:

$A_{eff} = (h_{eff1,m} + h_{eff2m} + 2b_{eff1,m})t + 2(b_{eff2,m} + c_{eff,m})t_{red}$

$$y_{eff} = \frac{2\left(b_{eff1,m}\,t\,{}^1\!/_2 b_{eff1,m}\right) + 2b_{eff2,m}t_{red}\left(b_m - {}^1\!/_2 b_{eff2,m}\right) + 2c_{eff,m}t_{red}b_m}{A_{eff}}$$

verschuiving zwaartepunt: $e_{Nz} = y_{eff} - y_{g,sh}$

Met $h_{eff1,m} = h_{eff2,m} = 20{,}84$ mm; $b_{eff1,m} = b_{eff2,m} = 18{,}40$ mm; $c_{eff,m} = 15{,}00$ mm; $t = 1$ mm; $t_{red} = 0{,}683$mm; $y_g = y_{g,sh} = 18{,}27$ mm; $b_m = 49{,}00$ mm geeft dit:

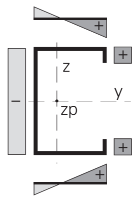
$A_{eff} = 124{,}10\ \text{mm}^2$ $\quad y_{eff} = 18{,}88$ mm $\quad e_{Nz} = 0{,}61$ mm

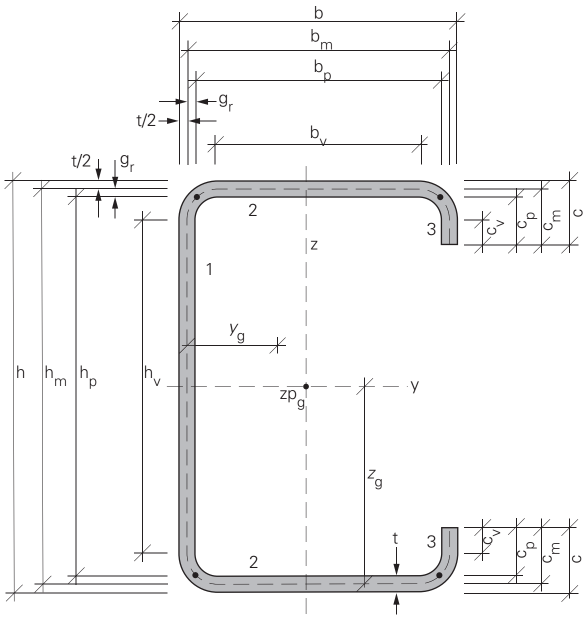
Omdat een groot gedeelte van het profiel niet effectief is wordt bij het rekenen met afrondingsstraal r = 3 mm (i.p.v. r = –0,5 mm) in dit geval een iets grotere effectieve doorsnede gevonden:

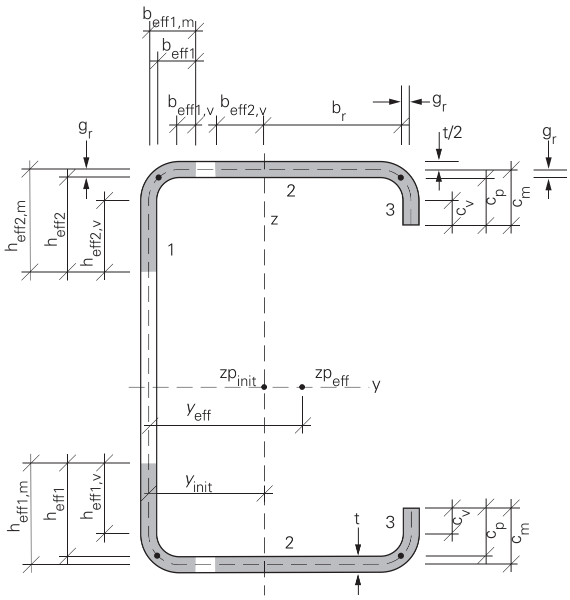
$A_{eff} = 126{,}64\ \text{mm}^2$; $\quad y_{eff} = 19{,}24$ mm; $\quad y_g = 18{,}11$ mm; $\quad e_{Nz} = 1{,}13$ mm.

2.6 Rekenvoorbeeld 4: op buiging belast C-profiel (om z-as)

trekspanning in lippen (toelichting bij spreadsheet C-M_{z1})







2.6.1 Gegevens:

Zie *voorbeeld 3.*

2.6.2 Verifieer of profiel voldoet aan voorwaarden voor berekening:

Zie *voorbeeld 3.*

2.6.3 Bepaling effectieve doorsnede van drukflens

Plaatdeel 1: tweezijdig gesteund

Zie *rekenvoorbeeld 1:* $h_{eff1,m} = h_{eff1} = b_{e1} = 20{,}84$ mm $\qquad h_{eff2,m} = h_{eff2} = b_{e2} = 20{,}84$ mm

2.6.4 Bepaling initiële ligging van de neutrale lijn

$A_{eff} = (h_{eff1,m} + h_{eff2,m} + 2b_m + 2c_m)t = (20{,}84 + 20{,}84 + 2 \cdot 49{,}00 + 2 \cdot 19{,}50) \cdot 1 = 178{,}68 \text{ mm}^2$

$$y_{init} = \frac{2t\left(\tfrac{1}{2}b_m^2 + b_m c_m\right)}{A_{ef}} = \frac{2 \cdot 1\left(\tfrac{1}{2}49{,}00^2 + 49{,}00 \cdot 19{,}50\right)}{178{,}68} = 24{,}13 \text{ mm}$$

2.6.5 Bepaling effectieve doorsnede van het lijf met randverstijving

NEN-EN 1993-1-3, art. 5.5.2: $\quad \overline{b} = b_p = b_m = 49{,}00$ mm

NEN-EN 1993-1-5, art 4.4: $\quad$ dukzone $b_c = y_{init} = 24{,}13$ mm; trekzone: $b_t = b_m - b_c = 49{,}00 - 24{,}13 = 24{,}87$ mm.

spanningsverhouding: $\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = \frac{-b_t}{b_c} = \frac{-24{,}87}{24{,}13} = -1.031$

Voor $-1 > \psi > -3$ geldt: plooicoëfficiënt $k_\sigma = 5{,}98\ (1-\psi)^2 = 5{,}98\ (1+1{,}031)^2 = 24{,}67$.

Plaatslankheid $\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}} = \frac{\bar{b}/t}{28{,}4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} = \frac{49{,}00/1}{28{,}4\cdot 0{,}82\cdot\sqrt{24{,}67}} = 0{,}424$

Voor $\bar{\lambda}_p \leq 0{,}673$ geldt: $\rho = 1{,}0$. Het hele lijf is effectief. De randverstijving wordt op trek belast en is dus volledig effectief.

2.6.6 Bepaling eigenschappen effectieve doorsnede

Omdat het lijf volledig effectief is, veranderen de effectieve doorsnede en het zwaartepunt van de effectieve doorsnede niet.

$y_{eff} = y_{init} = 24{,}13$ mm

$I_{eff,z} = I_{eff,z,h} + I_{eff,z,b} + I_{eff,z,c}$ met

$I_{eff,z,h} = (h_{eff1,m} + h_{eff2,m}) t \cdot y_{eff}^2$

$I_{eff,z,b} = 2/12\ t\ b_m^3 + 2b_m t(1/2b_m - y_{eff})^2$

$I_{eff,z,c} = 2c_m t\ (b_m - y_{eff})^2$

$$W_{eff,z,com} = \frac{I_{eff,z}}{y_{eff} + t/2} \qquad W_{eff,z,ten} = \frac{I_{eff,z}}{b_m - y_{eff} + t/2}$$

Met $h_{eff1,m} = h_{eff2,m} = 20{,}84$ mm; $b_m = 49{,}00$ mm; $c_m = 19{,}50$ mm; $t = 1$ mm geeft dit:

$I_{eff,z,h} = 24268\ mm^4$ $\quad I_{eff,z,b} = 19622\ mm^4$ $\quad I_{eff,z,c} = 24122\ mm^4$

$I_{eff,z} = 68012\ mm^4$ $\quad W_{eff,z,com} = 2761\ mm^3$ $\quad W_{eff,z,ten} = 2681\ mm^3$

Omdat slechts een klein gedeelte van het profiel niet effectief is, wordt bij het rekenen met afrondingsstraal r = 3 mm (i.p.v. r = –0,5 mm) in dit geval een iets kleiner effectief traagheidsmoment gevonden:

$I_{eff,z} = 65388\ mm^4$ $\quad W_{eff,z,com} = 2686\ mm^3$ $\quad W_{eff,z,ten} = 2549\ mm^3$

2.6.7 Optionele iteratie voor aanpassing spanningsverhouding (ψ-iteratie)

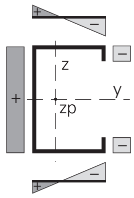
Als de te berekenen effectieve doorsnede niet gebruikt wordt voor het toetsen van de stabiliteit dan mag een nieuwe effectieve breedte van de drukflens bepaald worden door $\bar{\lambda}_p$ te vervangen door $\bar{\lambda}_{p,red} = \bar{\lambda}_p \sqrt{\sigma_{com,Ed}/(f_y/\gamma_{M0})}$ waarbij $\sigma_{com,Ed}$ in de drukflens kan worden berekend als:

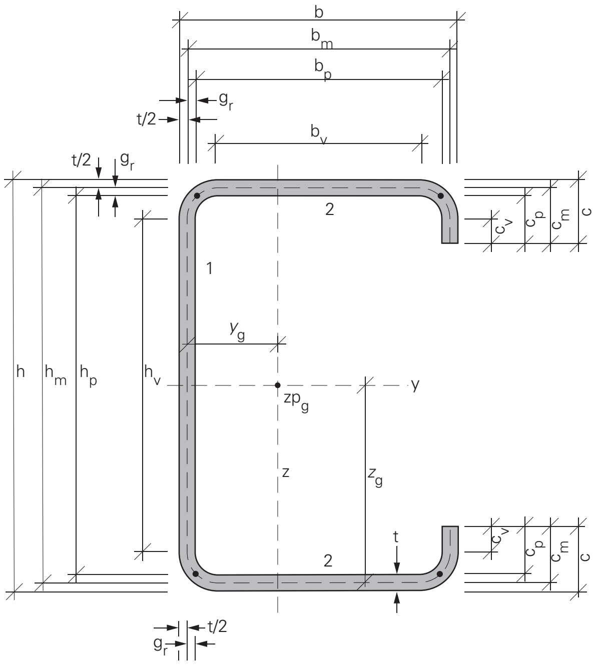
$$\sigma_{com,Ed} = \frac{y_{eff}}{b_m - y_{eff}} f_y = \frac{24{,}13}{49{,}00 - 24{,}13} 350 = 340\ \text{N/mm}^2$$

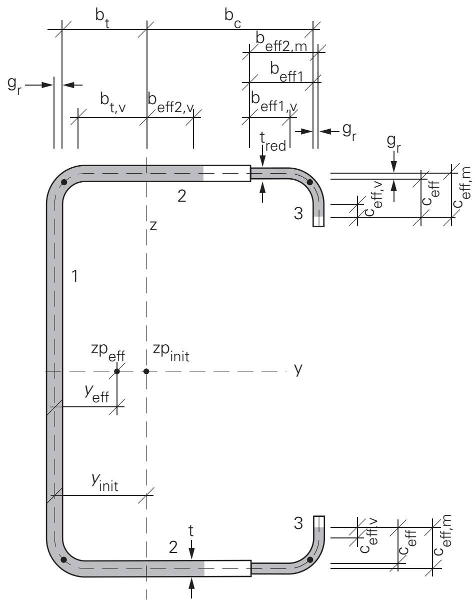
Daardoor zal de drukflens een grotere effectieve breedte krijgen en zal de neutrale lijn verschuiven richting drukflens. In dit geval zouden Ψ-iteraties leiden tot grotere effectieve traagheids- en weerstandsmomenten.

2.7 Rekenvoorbeeld 5: op buiging belast C-profiel (om z-as)

drukspanning in lippen (toelichting bij spreadsheet C-M_{z2})







2.7.1 Gegevens:

Zie *voorbeeld 3.*

2.7.2 Verifieer of profiel voldoet aan voorwaarden voor berekening:

Zie *voorbeeld 3.*

2.7.3 Bepaling effectieve doorsnede van drukflens

Het profiel heeft geen drukflens, alleen een trekflens (de lippen worden beschouwd als randverstijving van het lijf).

2.7.4 Bepaling initiële ligging van de neutrale lijn

De initiële ligging van de neutrale lijn komt overeen met het zwaartepunt van de ongereduceerde doorsnede:

$y_{init} = y_{g,sh} = 18{,}27$ mm.

2.7.5 Bepaling effectieve doorsnede van het lijf met randverstijving

De effectieve doorsnede-eigenschappen van het lijf met randverstijving (plaatdelen 2 en 3) hangen af van de spanning in die delen. Dit leidt in beginsel tot een iteratieve procedure. De berekening geschiedt in drie stappen (zie *afb. 3.10* en NEN-EN 1993-1-3, art. 5.5.3.1 en 5.5.3.2).

• Stap 1: Bepaling van de effectiviteit van het lijf met randverstijving onder aanname dat geen doorsnede-instabiliteit optreedt.

($K = \infty$ en $\sigma_{com,Ed} = f_{yb}/\gamma_{M0}$) (zie *NEN-EN 1993-1-3, art. 5.5.3.2(3)*).

In de berekening worden de effectieve delen van plaatdelen 2 en 3 bepaald waarbij plaatdeel 2 beschouwd wordt als een tweezijdig gesteund plaatdeel.

Plaatdeel 2: tweezijdig gesteund

NEN-EN 1993-1-3, art. 5.5.2: $\bar{b} = b_p = 49{,}00$ mm

NEN-EN 1993-1-5, art. 4.4: trekzone $b_t = y_{init} = 18{,}27$ mm; drukzone $b_c = b_m - b_t = 49{,}00 - 18{,}27 = 30{,}73$

spanningsverhouding $\psi = \dfrac{\sigma_2}{\sigma_1} = \dfrac{-b_t}{b_c} = \dfrac{-18{,}27}{30{,}73} = -0{,}595$

spanningsverhouding $\psi = -0{,}595$

plooicoëfficiënt $k_\sigma = 7{,}81 - 6{,}29\psi + 9{,}78\psi^2 = 7{,}81 + 6{,}29 \cdot 0{,}595 + 9{,}78 \cdot 0{,}595^2 = 15{,}01$

Plaatslankheid $\bar{\lambda}_p = \sqrt{\dfrac{f_y}{\sigma_{cr}}} = \dfrac{\bar{b}/t}{28{,}4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} = \dfrac{49{,}00/1}{28{,}4 \cdot 0{,}819 \cdot \sqrt{15{,}01}} = 0{,}544$

Voor $\bar{\lambda}_p \leq 0{,}673$ geldt: reductiefactor $\rho = 1{,}0$.

Effectieve breedte van plaatdeel 2: $b_{eff} = \rho \cdot b_c = \rho \cdot \bar{b}/(1 - \psi) = 1{,}0 \cdot 49{,}00/(1 + 0{,}595) = 30{,}72$ mm.

$b_{e1} = 0{,}4 \cdot b_{eff} = 0{,}4 \cdot 30{,}72 = 12{,}29$ mm; $b_{e2} = 0{,}6 \cdot b_{eff} = 0{,}6 \cdot 30{,}72 = 18{,}43$ mm

Vertaling naar profiel: $b_{eff1,m} = b_{e1} = 12{,}29$ mm; $b_{eff2,m} = b_{e2} = 18{,}43$ mm.

Opmerking. Hoewel plaatdeel 2 volledig effectief is wordt toch een effectieve breedte uitgerekend om te bepalen welk deel van plaatdeel 2 tot de randverstijving behoort.

Plaatdeel 3: randverstijving/eenzijdig gesteund

Zie *rekenvoorbeeld 3 stap 1*: $c_{eff,m} = b_{eff} = 15{,}00$ mm

• Stap 2. In rekening brengen van het effect van doorsnede-instabiliteit.

Gebruik de initiële effectieve doorsnede van de randverstijving om de reductiefactor χ_d voor de sterkte van de randverstijving te bepalen.

Eigenschappen van de randverstijving (*afb. 2.6*)

– Effectieve doorsnede van de randverstijving:

$A_s = (b_{eff1,m} + c_{eff,m})t = (12{,}29 + 15{,}00) \cdot 1 = 27{,}29$ mm^2

– Afstand van het zwaartepunt van de randverstijving tot de hartlijn van de flens:

$e_a = 1/2 c_{eff,m}{}^2 t/A_s = 1/2 \cdot 15{,}00^2 \cdot 1 / 27{,}29 = 4{,}12$ mm.

– Afstand van het zwaartepunt van de randverstijving tot de hartlijn van de lip:

$e_b = 1/2 b_{eff1,m}{}^2 t/A_s = 1/2 \cdot 12{,}29^2 \cdot 1 / 27{,}29 = 2{,}77$ mm.

– Effectief traagheidsmoment van de randverstijving:

$I_s = b_{eff1,m}te_a^{\,2} + 1/12c_{eff,m}^{\,3}t + c_{eff,m}t(1/2c_{eff,m} - e_a)^2$

$I_s = 12{,}29 \cdot 1 \cdot 4{,}12^2 + 1/12 \cdot 15{,}00^3 \cdot 1 + 15{,}00 \cdot 1(1/2 \cdot 15{,}00 - 4{,}12)^2 = 661{,}23\ \text{mm}^4$

Kritieke spanning voor doorsnede-instabiliteit

De randverstijving wordt beschouwd als een verend gesteunde drukstaaf. Voor de berekening van de veerstijfheid moeten eerst b_1 en b_2 worden berekend (afstand van de hartlijn van het lijf tot het zwaartepunt van randverstijving 1 respectievelijk 2, (*afb. 2.6)*). $b_1 = b_2 = b_p - e_b = 49{,}00 - 2{,}77 = 46{,}23$ mm. De veerstijfheid kan dan worden berekend als:

$$K_1 = K_2 = K = \frac{Et^3}{4\left(1-\nu^2\right)} \cdot \frac{1}{b_1^2 h_w + b_1^3 + 0{,}5 b_1 b_2 h_w k_f}$$

waarbij voor een op buiging om de z-as belast profiel geldt: $k_f = 1$

$$K = \frac{210000 \cdot 1^3}{4\left(1-0{,}3^2\right)} \cdot \frac{1}{46{,}23^2 \cdot 99{,}00 + 46{,}23^3 + 0{,}5 \cdot 46{,}23^2 \cdot 99{,}00 \cdot 1} = 0{,}139\ \text{N/mm}^2$$

De kritieke spanning voor doorsnede-instabiliteit (knikspanning van de randverstijving) is:

$$\sigma_{cr,s} = \frac{2\sqrt{KEI_s}}{A_s} = \frac{2\sqrt{0{,}139 \cdot 210000 \cdot 661{,}23}}{27{,}29} = 321{,}97\ \text{N/mm}^2$$

Reductiefactor χ_d(reductiefactor voor doorsnede-instabiliteit)

De relatieve slankheid $\bar{\lambda}_d = \sqrt{f_{yb}/\sigma_{cr,s}} = \sqrt{(350/321{,}97)} = 1{,}043$

Voor $0{,}65 < \bar{\lambda}_d < 1{,}39$ geldt: $\chi_d = 1{,}47 - 0{,}723\bar{\lambda}_d = 1{,}47 - 0{,}723 \cdot 1{,}043 = 0{,}716$

• Stap 3 Facultatief iteratieproces en bepaling gereduceerde dikte.

Als $\chi_d < 1$, dan mag de berekening voor de kritieke spanning voor doorsnede-instabiliteit worden verfijnd (*zie rekenvoorbeeld 2*). In dit rekenvoorbeeld wordt ook afgezien van iteratie. De door doorsnede-instabiliteit gereduceerde sterkte van de randverstijving $\chi_d f_{yb}/\gamma_{M0}$ wordt vertaald naar een gereduceerd effectief oppervlak van de randverstijving.

De drukspanning in het zwaartepunt van de randverstijving is:

$\sigma_{com,Ed} = (b_m - y_{init} - e_b)/(b_m - y_{init})f_{yb}/\lambda_{M0}$

$\sigma_{com,Ed} = (49{,}00 - 18{,}27 - 2{,}77)/(49{,}00 - 18{,}27)350/1{,}0 = 318{,}45\ \text{N/mm}^2$

$$A_{s,red} = \chi_d A_s \frac{f_{yb}/\gamma_{M0}}{\sigma_{com,Ed}} = 0{,}716 \cdot 27{,}29 \frac{350/1{,}0}{318{,}45} = 21{,}48\ \text{mm}^2$$

$$A_{s,red} \leq A_s;\ A_{s,red} = 21{,}48 \leq 27{,}29\ \text{mm}^2$$

Voor de berekening van de eigenschappen van de effectieve doorsnede moet het gereduceerde effectieve oppervlak $A_{s,red}$ van de randverstijving worden weergegeven door een gereduceerde plaatdikte t_{red} voor alle plaatdelen betrokken in A_s: $t_{red} = tA_{s,red}/A_s = 1 \cdot 21{,}48/27{,}29 = 0{,}79$ mm.

2.7.6 Berekening eigenschappen effectieve doorsnede

Plaatdeel 1 word op trek belast en is dus volledig effectief.

$A_{eff} = (h_m + 2b_t + 2b_{eff2,m})t + 2(b_{eff1,m} + c_{eff,m})t_{red}$

$$y_{eff} = \frac{2 \cdot \tfrac{1}{2}\left(b_t + b_{eff2,m}\right)^2 t + 2b_{eff1,m}t_{red}\left(b_m - \tfrac{1}{2}b_{eff1,m}\right) + 2c_{eff,m}t_{red}b_m}{A_{eff}}$$

$I_{eff,z} = I_{eff,z,h} + I_{eff,z,b} + I_{eff,z,c}$

$I_{eff,z,h} = h_m t y_{eff}^2$

$$I_{eff,z,b} = \tfrac{2}{12}t\left(b_t + b_{eff2,m}\right)^3 + 2t\left(b_t + b_{eff,2,m}\right)\left(\tfrac{1}{2}\left(b_t + b_{eff,2m}\right) - y_{eff}\right)^2 + \tfrac{2}{12}t_{red}b_{eff1,m}^3 + 2t_{red}b_{eff1,m}\left(b_m - \tfrac{1}{2}b_{eff1,m} - y_{eff}\right)^2$$

$I_{eff,z,c} = 2c_{eff,m}t_{red}(b_m - y_{eff})^2$

$W_{eff,z,com} = I_{eff,z}/(b_m - y_{eff} + t/2)$ $\qquad$ $W_{eff,z,ten} = I_{eff,z} / (y_{eff} + t/2)$

Met $h_m = 99{,}00$ mm; $b_t = 18{,}27$ mm; $b_{eff1,m} = 12{,}29$ mm; $b_{eff2,m} = 18{,}43$ mm; $c_{eff,m} = 15{,}00$ mm; $t = 1$ mm; $t_{red} = 0{,}79$ mm; $b_m = 49{,}00$ mm geeft dit:

$A_{eff} = 215{,}52$ mm²; $\quad y_{eff} = 15{,}50$ mm; $\quad I_{eff,z,h} = 23785$ mm⁴; $\quad I_{eff,z,b} = 23610$ mm⁴; $\quad I_{eff,z,c} = 26597$ mm⁴

$I_{eff,z} = 73992$ mm⁴; $\quad W_{eff,z,com} = 2176$ mm³; $\quad W_{eff,z,ten} = 4625$mm³

Omdat slechts een klein gedeelte van de doorsnede niet effectief is, wordt bij het rekenen met afrondingsstraal r = 3 mm (i.p.v. r = –0,5 mm) in dit geval een iets kleiner effectief traagheidsmoment gevonden:

$I_{eff,z} = 73317$ mm⁴; $\quad W_{eff,z,com} = 2173$ mm³; $\quad W_{eff,z,ten} = 4510$ mm³

2.7.7 Optionele spanningsverhoudingiteratie (ψ-iteratie)

Als een ψ-iteratie wordt uitgevoerd volgt de nieuwe spanningsverhouding uit:

Trekzone $b_t = y_{eff} = 15{,}50$ mm. $\qquad$ Drukzone $b_c = b_m - b_t = 49{,}00 - 15{,}50 = 33{,}50$ mm.

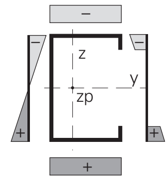
Nieuwe spanningsverhouding:

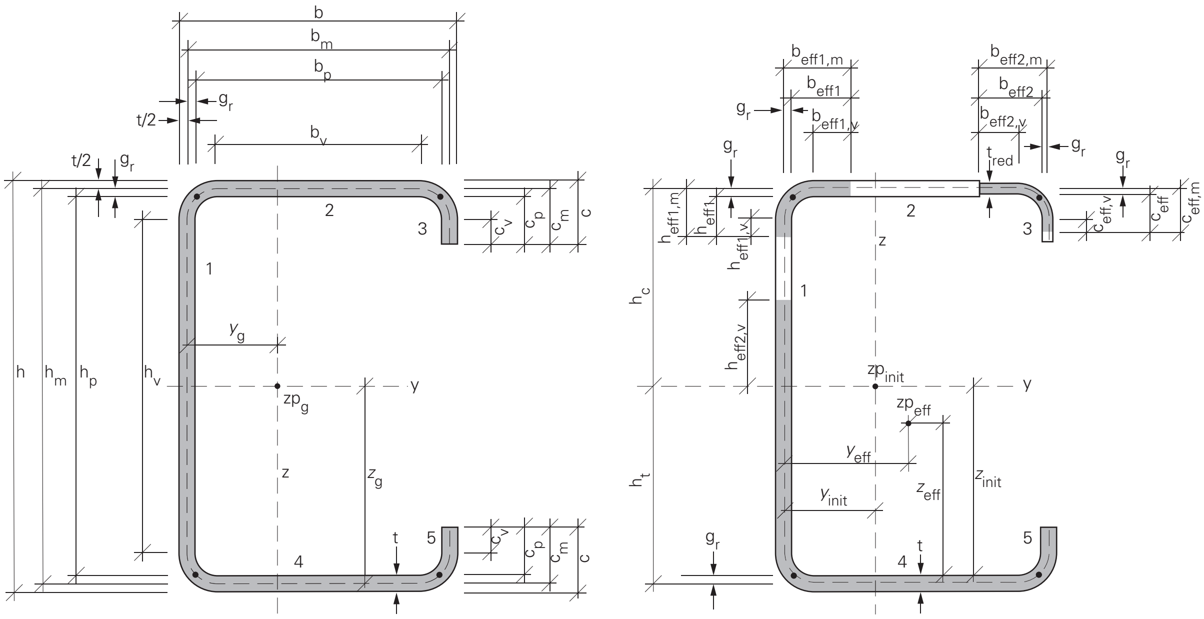
$$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = \frac{-b_t}{b_c} = \frac{-15{,}50}{33{,}50} = -0{,}463$$

Deze aangepaste spanningsverhouding zal leiden tot een lagere plooispanning van het lijf, en dus tot een kleinere effectieve breedte van het lijf. Bij C-profielen, belast op buiging om de z-as, met druk in de lippen van het profiel, leiden optionele spanningsiteraties dus altijd tot een kleinere (of gelijkblijvende) effectieve doorsnede. Omdat NEN-EN 1993 iteratie niet dwingend voorschrijft is het dus toegestaan om ψ-iteraties niet uit te voeren.

2.8 Rekenvoorbeeld 6: op buiging belast C-profiel (om y-as)

(toelichting bij spreadsheet C-M_y)





2.8.1 Gegevens

Zie *voorbeeld 3*.

2.8.2 Verifieer of profiel voldoet aan voorwaarden voor berekening

Zie *voorbeeld 3*.

2.8.3 Bepaling effectieve doorsnede van drukflens

De effectieve doorsnede-eigenschappen van de drukflens met randverstijving (plaatdelen 2 en 3) hangen af van de spanning in die delen. Dit leidt in beginsel tot een iteratieve procedure. De berekening geschiedt in drie stappen (*afb. 3.10* en *NEN-EN 1993-1-3, art. 5.5.3.1 en 5.5.3.2*):

• <u>Stap 1. Bepaling van de effectiviteit van de flens met randverstijving onder aanname dat geen doorsnede-instabiliteit optreedt.</u>

Zie *rekenvoorbeeld 3 stap 1.*

$b_{eff1,m} = b_{eff1} = b_{e1} = 18{,}40$ mm $\qquad b_{eff2,m} = b_{eff2} = b_{e2} = 18{,}40$ mm $\quad c_{eff,m} = b_{eff} = 15{,}00$ mm

• <u>Stap 2. In rekening brengen van het effect van doorsnede-instabiliteit.</u>

Gebruik de initiële effectieve doorsnede van de randverstijving om de reductiefactor χ_d voor de sterkte van de randverstijving te bepalen.

Eigenschappen van de randverstijving

Zie *rekenvoorbeeld 3 stap 2.*

$A_s = 33{,}40\ mm^2$ $I_s = 746{,}07\ mm^4$

$e_a = 3{,}37\ mm$ $e_b = 5{,}07\ mm$

Kritieke spanning voor doorsnede-instabiliteit

De randverstijving wordt beschouwd als een verend gesteunde drukstaaf. Voor de berekening van de veerstijfheid moeten eerst b_1 en b_2 worden berekend (afstand van de hartlijn van het lijf tot het zwaartepunt van randverstijving 1 respectievelijk 2, zie *afb. 2.6*).

$b_1 = b_2 = b_p - e_b = 49{,}00 - 5{,}07 = 43{,}93$ mm.

De veerstijfheid kan dan berekend worden als:

$$K = \frac{Et^3}{4\left(1-\nu^2\right)} \cdot \frac{1}{b_1^2 h_w + b_1^3 + 0{,}5 b_1 b_2 h_w k_f}$$

waarbij voor een op buiging om de y-as belast profiel geldt: $k_f = 0$ (deze k_f factor is het enige verschil met de berekening in *rekenvoorbeeld 3, stap 2*).

$$K = \frac{210000 \cdot 1^3}{4\left(1-0{,}3^2\right)} \cdot \frac{1}{43{,}93^2 \cdot 99{,}00 + 43{,}93^3} = 0.209\ N/mm^2$$

De kritieke spanning voor doorsnede-instabiliteit (knikspanning van de randverstijving) is:

$$\sigma_{cr,s} = \frac{2\sqrt{KEI_s}}{A_s} = \frac{2\sqrt{0{,}209 \cdot 210000 \cdot 746{,}07}}{33{,}40} = 343\ N/mm^2$$

Reductiefactor χ_d (reductiefactor voor doorsnede-instabiliteit)

De relatieve slankheid $\bar{\lambda}_d$ $\sqrt{(f_{yb}/\sigma_{cr,s})} = \sqrt{(350/343)} = 1{,}010$.

Voor $0{,}65 < \bar{\lambda}_d < 1{,}39$ geldt: $\chi_d = 1{,}47 - 0{,}723\bar{\lambda}_d = 1{,}47 - 0{,}723 \cdot 1{,}010 = 0{,}740$.

• Stap 3. Facultatief iteratieproces en bepaling gereduceerde dikte.

Facultatief iteratieproces

Als $\chi_d < 1$, dan mag de berekening voor de kritieke spanning voor doorsnede-instabiliteit worden verfijnd (*zie rekenvoorbeeld* 2). In dit rekenvoorbeeld wordt afgezien van iteratie.

Gereduceerde dikte

De door doorsnede-instabiliteit gereduceerde sterkte van de randverstijving $\chi_d f_{yb}/\lambda_{M0}$ wordt vertaald naar een gereduceerd effectief oppervlak van de randverstijving.

De drukspanning in het zwaartepunt van de randverstijving is:

$\sigma_{com,Ed} = (h_m - z_g - e_a)/(h_m - z_g)f_{yb}/\gamma_{M0}$

$\sigma_{com,Ed} = (99{,}00 - 49{,}50 - 3{,}37)/(99{,}00 - 49{,}50)350/1{,}0 = 326{,}17$ N/mm^2

$$A_{s,red} = \chi_d A_s \frac{f_{yb}/\gamma_{M0}}{\sigma_{com,Ed}} = 0{,}740 \cdot 33{,}40 \frac{350/1{,}0}{326{,}17} = 26{,}52\text{mm}^2 \ \le A_s = 33{,}30 \text{ mm}^2$$

Voor de berekening van de eigenschappen van de effectieve doorsnede van het C-profiel moet het gereduceerde effectieve oppervlak $A_{s,red}$ van de randverstijving worden weergegeven door een gereduceerde plaatdikte t_{red} voor alle plaatdelen betrokken in A_s: $t_{red} = tA_{s,red}/A_s = 1 \cdot 26{,}52/33{,}40 = 0{,}79$ mm.

<u>2.8.4 Bepaling initiële ligging van de neutrale lijn</u>

$A_{eff} = (h_m + b_m + c_m + b_{eff1})t + A_{s,red}$

$A_{eff} = (99{,}00 + 49{,}00 + 19{,}50 + 18{,}40)1 + 26{,}52 = 212{,}42$ mm^2

$$z_{init} = \frac{\left(\tfrac{1}{2}h_m^2 + \tfrac{1}{2}c_m^2 + b_{eff1,m}h_m\right)t + A_{s,red}\left(h_m - e_a\right)}{A_{eff}} = \frac{\left(\tfrac{1}{2}99{,}00^2 + \tfrac{1}{2}19{,}50^2 + 18{,}40 \cdot 99{,}00\right)1 + 26{,}52\left(99{,}00 - 3{,}37\right)}{212{,}42} = 44{,}48 \text{ mm}$$

2.8.5 Bepaling effectieve doorsnede van het lijf

NEN-EN 1993-1-5, art. 4.4: trekzone $h_t = z_{init} = 44{,}48$ mm; drukzone $h_c = h_m - h_t = 99{,}00 - 44{,}48 = 54{,}52$.

Spanningsverhouding $\psi = \dfrac{\sigma_2}{\sigma_1} = \dfrac{-h_t}{h_c} = \dfrac{-44{,}48}{54{,}52} = -0{,}816$

Voor $0 > \psi > -1$ geldt: $k_\sigma = 7{,}81 - 6{,}29\psi + 9{,}78\psi^2 = 7{,}81 + 6{,}29 \cdot 0{,}816 + 9{,}78 \cdot 0{,}816^2 = 19{,}45$

De plaatslankheid $\bar{\lambda}_p = \sqrt{\dfrac{f_y}{\sigma_{cr}}} = \dfrac{\bar{b}/t}{28{,}4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} = \dfrac{99{,}00/1}{28{,}4 \cdot 0{,}819 \cdot \sqrt{19{,}45}} = 0{,}965$

Voor $\bar{\lambda}_p > 0{,}673$ geldt:

reductiefactor $\rho = \dfrac{\bar{\lambda}_p - 0{,}055\left(3+\psi\right)}{\bar{\lambda}_p^2} = \dfrac{0{,}965 - 0{,}055\left(3 - 0{,}816\right)}{0{,}965^2} = 0{,}907 \le 1{,}0$

Effectieve breedte van plaatdeel 1:

$b_{eff} = \rho \cdot b_c = \rho \cdot \bar{b}/(1 - \psi) = 0{,}907 \cdot 99{,}00/(1 + 0{,}816) = 49{,}45$ mm

$b_{e1} = 0{,}4 \cdot b_{eff} = 0{,}4 \cdot 49{,}45 = 19{,}78$ mm.

$b_{e2} = 0{,}6 \cdot b_{eff} = 0{,}6 \cdot 49{,}45 = 29{,}67$ mm.

Vertaling naar profiel: $h_{eff1,m} = h_{eff1} = b_{e1} = 19{,}78$ mm; $h_{eff2,m} = h_{eff2} = b_{e2} = 29{,}67$ mm

2.8.6 Bepaling eigenschappen effectieve doorsnede

$A_{eff} = (h_t + h_{eff1,m} + h_{eff2,m} + b_m + c_m + b_{eff1,m})t + A_{s,red}$

$$z_{eff} = \frac{\left(\frac{1}{2}\left(h_t + h_{eff2,m}\right)^2 + h_{eff1,m}\left(h_m - \frac{1}{2}h_{eff1,m}\right) + \frac{1}{2}c_m^2 + b_{eff1,m}h_m\right)t + A_{s,red}\left(h_m - e_a\right)}{A_{eff}}$$

$I_{eff,y} = I_{eff,y,h} + I_{eff,y,b,trek} + I_{ef,y,b,druk}$ met:

$$I_{eff,y,h} = \frac{1}{12}t\left(h_t + h_{eff2,m}\right)^3 + t\left(h_t + h_{eff2,m}\right)\left(\frac{1}{2}\left(h_t + h_{eff2,m}\right) - z_{eff}\right)^2 + \frac{1}{12}th_{eff1,m}^3 + th_{eff1,m}\left(h_m - \frac{1}{2}h_{eff1,m} - z_{eff}\right)^2$$

$I_{eff,y,b,trek} = tb_m z_{eff}^2 + 1/12tc_m^3 + tc_m(z_{eff} - 1/2c_m)^2$

$$I_{eff,y,druk} = tb_{eff1,m}\left(h_m - z_{eff}\right)^2 + \frac{t_{red}}{t}I_s + A_{sred}\left(h_m - e_a - z_{eff}\right)^2$$

$$W_{eff,y,com} = \frac{I_{eff,y}}{h_m - z_{eff} + t/2} \qquad W_{eff,y,ten} = \frac{I_{eff,y}}{z_{eff} + t/2}$$

Met: h_t = 44,48 mm; $h_{eff1,m}$ = 19,78 mm; $h_{eff2,m}$ = 29,67 mm; h_m = 99,00 mm; b_m = 49,00 mm; c_m = 19,50 mm; $b_{eff1,m}$ = 18,40 mm; $A_{s,red}$ = 26,52 mm^2; I_s = 746,07 mm^3; e_a = 3,37 mm; t = 1 mm; t_{red} = 0,79 mm geeft dit:

A_{eff} = 207,35 mm^2 z_{eff} = 43,69 mm $I_{eff,y,h}$ = 78669,68 mm^4 $I_{eff,y,b,trek}$ = 116612,41 mm^4

$I_{eff,y,druk}$ = 128423,29 mm^4 $I_{eff,y}$ = 323705 mm^4 $W_{eff,y,com}$ = 5800 mm^3 $W_{eff,y,ten}$ = 7325 mm^3

Omdat een klein gedeelte van het profiel niet effectief is wordt bij het rekenen met afrondingsstraal r = 3 mm (i.p.v. r = –0,5 mm) in dit geval een iets kleiner effectief traagheidsmoment gevonden:

$I_{eff,y}$ = 319448 mm^4 $W_{eff,y,com}$ = 5825 mm^3 $W_{eff,y,ten}$ = 7075 mm^3

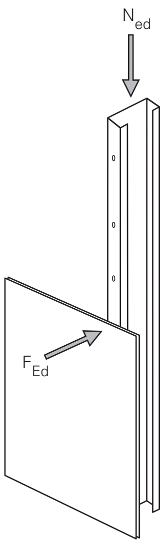
2.8.7 Optionele iteratie voor aanpassing spanningsverhouding (ψ-iteratie)

Omdat NEN-EN1993 iteratie niet dwingend voorschrijft is het dus toegestaan om spanningsiteraties niet uit te voeren.

3 Rekenvoorbeeld stijl uit staalframebouwwand

3.1 Inleiding

Dit rekenvoorbeeld behandelt een stijl (C-profiel) uit een staalframebouw wand. Bij staalframebouw[9] zijn de stijlen onderdeel van frames, die aan weerszijden worden bekleed met beplating bijvoorbeeld met gipskarton- of gipsvezelplaten. De stijfheid van deze bekleding in het vlak is (bij voldoende bevestigingspunten) zó groot dat de bekleding constructief meewerkt, zowel in het verzorgen van de stabiliteit van het gebouw door schijfwerking, als in het steunen van de koudgevormde C-profielen tegen buiging in het wandvlak. Omdat het in het montagestadium kan voorkomen dat de stijl nog niet voorzien is van beplating is wordt in dit rekenvoorbeeld tevens aangegeven hoe de berekening van de stijl zonder beplating verloopt.



3.1 Belasting op C-profiel met beplating.

Het rekenvoorbeeld van de stijl met beplating gaat niet in op het berekenen van de schijfwerking, en de daarbij horende krachtsverdeling in het frame, maar behandelt de toetsing van de stijl, aannemende dat het C-profiel centrisch belast wordt door een normaalkracht. Omdat een wand in het gebruiksstadium ook kan worden belast door belastingen loodrecht op de wand, wordt ook gerekend met een puntlast aangrijpend op halve hoogte van de kolom (*afb. 3.1*), resulterend in buiging van de stijl in het vlak loodrecht op de wand (buiging om de y-as van het profiel, *afb. 3.2*). Het profiel met beplating, belast op normaalkracht en buiging om de y-as wordt getoetst op weerstand van de doorsnede en stabiliteit. Bij het toetsen van de weerstand van de doorsnede wordt aangenomen dat de beplating geen constructieve bijdrage heeft: een conservatieve aanname. In werkelijkheid zal de beplating niet alleen een (kleine) bijdrage leveren aan het opnemen van de normaalkracht en het buigend moment, maar ook de profielvervormingen door plooi en doorsnede-instabiliteit gedeeltelijk verhinderen, waardoor de weerstand van de profieldoorsnede groter wordt. Voor het kwantificeren van deze bijdrage van de beplating zijn proeven noodzakelijk.

Het zal blijken dat de gekozen doorsnede van het C-profiel door plooi van de plaatdelen en doorsnede-instabiliteit moet worden gereduceerd waardoor een verschuiving van het zwaartepunt ontstaat. Daardoor ontstaat een excentriciteitsmoment dat bij een profiel zonder beplating leidt tot buiging om de z-as. Omdat de beplating buiging in het vlak van de wand verhindert, wordt het excentriciteitsmoment niet meegenomen in de toetsing van de stijl met beplating.

Bij het toetsen van de stabiliteit van de stijl met beplating wordt aangenomen dat uitsluitend buigknik uit het vlak van de wand kan optreden. De toetsing of de benodigde steun aan het C-profiel daadwerkelijk kan worden gerealiseerd door de beplating en verbindingen valt buiten het bestek van dit rekenvoorbeeld. In het montagestadium (stijl zonder beplating) wordt 'slechts' gerekend met de centrische belasting door een normaalkracht en het daaruit volgende excentriciteitsmoment om de z-as, niet met de puntlast resulterend in buiging om de y-as. Dit omdat NEN-EN 1993 geen formules geeft om de stabiliteit van eenzijdig symmetrische, op dubbele buiging en druk belaste profielen te toetsen. De interactie tussen buigende momenten en normaalkracht mag wel worden bepaald met een tweede-orde-analyse van de stijl, maar dit vraagt een computerberekening met een eindige-elementenprogramma.

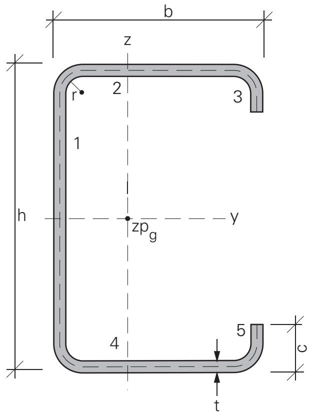
3.2 Profielafmetingen, statisch systeem en materiaaleigenschappen

De stijl bestaat uit een C-profiel met (buiten)afmetingen (*afb. 3.2*):

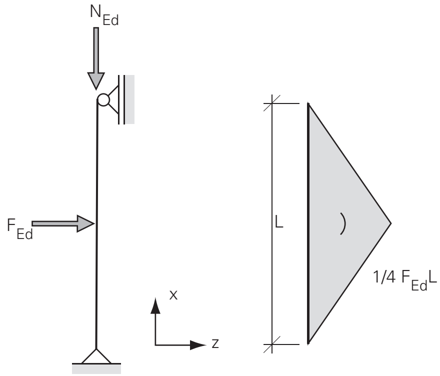
$h = 100$ mm	$b = 50$ mm	$c = 20$ mm
$t = t_{cor} = 1{,}5$ mm	inwendige afrondingsstraal $r = 3$ mm	$L = 3$ m

Het C-profiel wordt in het gebruiksstadium (stijl met beplating) centrisch belast door een normaalkracht $N_{Ed} = 25{,}00$ kN aangrijpend in het zwaartepunt van de ongereduceerde doorsnede, en door een puntlast $F_{Ed} = 2{,}0$ kN dwars op de kolom, aangrijpend op halve kolomhoogte (*afb. 3.3*). Dit zijn tamelijk arbitrair aangenomen rekenwaarden voor de belasting. De rekenwaarde voor het maximale moment om de y-as door de puntlast F_{Ed} is: $M_{y,Ed} = 1/4F_{Ed}L$.

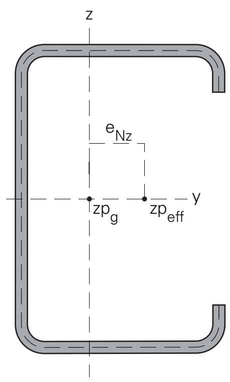
Voor het montagestadium wordt teruggerekend hoe groot de rekenwaarde N_{Ed} mag zijn, waarbij rekening wordt gehouden met het excentriciteitsmoment $\Delta M_{z,Ed} = N_{Ed}e_{Nz}$ dat ontstaat door de verschuiving e_{Nz} van de zwaartelijn vanwege plooi en doorsnede-instabiliteit : $e_{Nz} = y_{eff} - y_g$, (*afb. 3.4* en *3.5*). De richting waarin dit excentriciteitsmoment werkt hangt af van het teken van e_{Nz}. Als e_{Nz} positief is dan werkt $\Delta M_{z,Ed}$ zoals getekend in *afbeelding 3.5*, resulterend in trekspanningen in de lippen van het C-profiel. Als e_{Nz}negatief is dan werkt $\Delta M_{z,Ed}$ in tegengestelde richting, resulterend in drukspanningen in de lippen.
De materiaaleigenschappen zijn:
– staalkwaliteit S350GD+Z: $f_{yb} = 350$ N/mm^2; $E = 210000$ N/mm^2; $v = 0{,}3$; $G = E/(2(1 + v)) = 80769$ N/mm^2
– partiële materiaalfactoren volgens Nationale Bijlage NEN-EN 1993-1-3: $\gamma_{M0} = 1{,}0$ $\gamma_{M1} = 1{,}0$



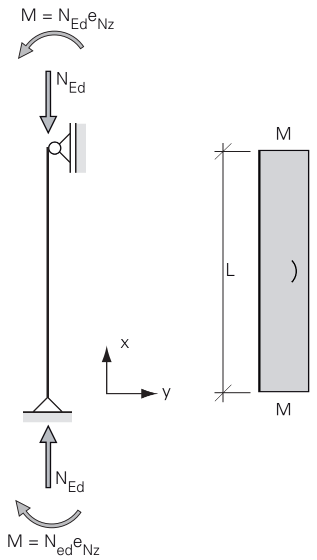
3.2 Afmetingen C-profiel.



3.3 Statisch systeem en belasting voor stijl met beplating (gebruiksstadium). Stijl wordt in y-richting gesteund door beplating.



3.4 Verschuiving van het zwaartepunt van de effectieve doorsnede.



3.5 Statisch systeem en belasting voor stijl zonder beplating (montagestadium).

3.3 Benodigde eigenschappen niet gereduceerde doorsnede

De eigenschappen van de niet gereduceerde doorsnede worden gebruikt bij het bepalen van de kritieke elastische knikkracht en het kritieke elastische kipmoment van het profiel. Het oppervlak, zwaartepunt, en traagheidsmoment van de niet gereduceerde doorsnede van het C-profiel kunnen bepaald worden met de in *hoofdstuk 2* besproken spreadsheets C-N, C-M_y en C-M_{z1}. De waarden zijn zowel berekend voor een profiel met scherpe hoeken als voor een profiel met afrondingsstralen. Omdat de lippen van het profiel niet voldoet aan de eisen uit NEN-EN 1993-1-3, art. 5.1 om het profiel te mogen berekenen als een profiel met scherpe hoeken wordt in het rekenvoorbeeld verder gerekend met de profieleigenschappen van het profiel met afrondingsstralen.

Tabel 3.1 Profieleigenschappen niet gereduceerde doorsnede.

eigenschappen niet gereduceerde doorsnede		scherpe hoeken		met afrondingsstraal	
oppervlakte	mm^2	$A_{g,y,sh}$	351,00	A_g	341,34
afstand van hartlijn plaatdeel 1 tot zwaartepunt	mm	$y_{g,sh}$	18,03	y_g	17,86
afstand van hartlijn plaatdeel 2 tot zwaartepunt	mm	$z_{g,sh}$	49,25	z_g	49,25
traagheidsmoment t.o.v. y-as (sterke as)	mm^4	$I_{g,y,sh}$	564837	$I_{g,y}$	540837
traagheidsmoment t.o.v. z-as (zwakke as)	mm^4	$I_{g,z,sh}$	136741	$I_{g,z}$	129454
traagheidsstraal voor y-richting	mm	$i_{g,y,sh}$	40,12	$i_{g,y}$	39,81
traagheidsstraal voor z-richting	mm	$i_{g,z,sh}$	19,74	$i_{g,z}$	19,47
afstand dwarskrachtencentrum-zwaartepunt in y-richting	mm	$y_{0,sh}$	44,59	y_0	44,42
torsie traagheidsmoment	mm^4	I_t	263,25	I_t	255,83
welvingsconstante	mm^6	I_w	$353{,}4\cdot10^6$	I_w	$335{,}9\cdot10^6$

De traagheidsstralen voor de y- en z-richting zijn als volgt bepaald:

$$i_{g,y,sh} = \sqrt{\frac{I_{g,y,sh}}{A_{g,sh}}} \qquad i_{g,y} = \sqrt{\frac{I_{g,y}}{A_g}} \qquad i_{g,z,sh} = \sqrt{\frac{I_{g,z,sh}}{A_{g,sh}}} \qquad i_{g,z} = \sqrt{\frac{I_{g,z}}{A_g}}$$

Het berekenen van de afstand y_0 van het dwarskrachtencentrum tot het zwaartepunt in de y-richting, het torsie traagheidsmoment I_t en de welvingsconstante I_w kan voor profielen met scherpe hoeken met de formules uit NEN-EN-1993-1-3, Annex C. In dit rekenvoorbeeld zijn ze berekend met het eindige-strippenprogramma CUFSM, omdat het met dit programma ook mogelijk is de waarden voor profielen met afrondingsstralen te vinden.

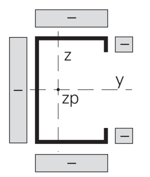
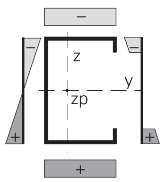
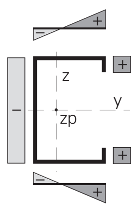
3.4 Benodigde eigenschappen effectieve doorsnede

Voor het bepalen van de eigenschappen van de effectieve doorsnede van het C-profiel belast op druk en buiging is gebruik gemaakt van de in *hoofdstuk 2* beschreven spreadsheets C-N, C-M_y en C-M_{z1}. In *tabel 3.2* staan de eigenschappen van de effectieve doorsnede voor het C-profiel met afrondingsstralen. Om een indruk te geven van de effectiviteit van de doorsnede staan tussen haakjes de waarden voor de ongereduceerde doorsnede. Merk op dat het profiel voor buiging om de y-as volledig effectief is. De eigenschappen van de effectieve doorsnede bepaald met de spreadsheet C-N zijn nodig voor het bepalen van de normaalkrachtweerstand, de verschuiving van het zwaartepunt van de effectieve doorsnede resulterend in een excentriciteitsmoment en het berekenen van de slankheid van het profiel voor de toetsing van knikstabiliteit.

De eigenschappen van de effectieve doorsnede bepaald met de spreadsheets C-M_y en C-M_{z1} zijn nodig voor het bepalen van de momentweerstand en het berekenen van de slankheid van het profiel voor de toetsing van de kipstabiliteit.

Als uit de spreadsheet C-N gevonden zou zijn dat e_{Nz} negatief is, dan had spreadsheet C-M_{z2} moeten worden gebruikt omdat het excentriciteitsmoment in dat geval leidt tot drukspanningen in de lippen.

Tabel 3.2 Eigenschappen effectieve doorsnede (met afrondingsstraal) bepaald met spreadsheets (tussen haakjes de waarde voor de ongereduceerde doorsnede).

eigenschappen effectieve doorsnede bepaald met spreadsheet C-N				
A_{eff}	271,11	mm^2	(341,34)	
y_{eff}	20,37	mm		
e_{Nz}	2,51	mm		
eigenschappen effectieve doorsnede bepaald met spreadsheet C-M_y				
$I_{eff,y}$	540837	mm^4	(540837)	
$W_{eff,y,com}$	10817	mm^3		
$W_{eff,y,ten}$	10817	mm^3		
eigenschappen effectieve doorsnede bepaald met spreadsheet C-M_{z1}				
$I_{eff,z}$	107896	mm^4	(129454)	
$W_{eff,z,com}$	4873	mm^3		
$W_{eff,z,ten}$	3873	mm^3		

3.5 Toetsen van de stijl met beplating

Toetsing van de weerstand van de doorsnede

In de uiterste grenstoestand van het gebruiksstadium wordt het C-profiel met beplating getoetst op druk en buiging om de y-as. Voor het toetsen van de weerstand kunnen de formules uit NEN-EN 1993-1-3, art. 6.1.9 worden gebruikt. Als er geen buiging om de z-as optreedt reduceren deze toetsingsformules tot:

$$\frac{N_{Ed}}{N_{c,Rd}} + \frac{M_{y,Ed} + \Delta M_{y,Ed}}{M_{cy,Rd,com}} \leq 1 \text{ (toetsing op drukspanning)} \qquad (3.1)$$

$$\frac{M_{y,Ed} + \Delta M_{y,Ed}}{M_{cy,Rd,ten}} - \frac{N_{Ed}}{N_{c,Rd}} \leq 1 \text{ (toetsing op trekspanning)} \qquad (3.2)$$

Formule (3.2) hoeft alleen getoetst te worden als $M_{cy,Rd,ten} \leq M_{cy,Rd,com}$

In deze formules is:

N_{Ed} rekenwaarde van de normaalkracht: $N_{Ed} = 25 \cdot 10^3$ N;

$M_{y,Ed}$ rekenwaarde van het moment om de y-as: $M_{y,Ed} = 1/4 F_{Ed} L = 1/4 \cdot 2{,}0 \cdot 10^3 \cdot 3000 = 1{,}50 \cdot 10^6$ Nmm;

$\Delta M_{y,Ed}$ rekenwaarde van het excentriciteitsmoment om de y-as. Omdat bij een belasting op normaalkracht geen verschuiving van het zwaartepunt in y-richting optreedt geldt: $\Delta M_{y,Ed} = 0$ Nmm;

$N_{c,Rd}$ de normaalkrachtweerstand volgens NEN-EN 1993-1-3, art. 6.2: $N_{c,Rd} = A_{eff} f_{yb} / \gamma_{M0} = 271{,}11\ 350/1{,}0 = 94{,}89$ kN
Met A_{eff} de effectieve oppervlakte van het C-profiel belast door een uniforme drukspanning (*zie tabel 3.2*).
Als $A_{eff} = A_g$ (wat hier niet het geval is) mag er worden gerekend met de verhoging van de vloeigrens in de koudvervormde afrondingsstralen van de doorsnede, resulterend in een hogere normaalkrachtweerstand;

$M_{cy,Rd,com}$ en $M_{cy,Rd,ten}$ de momentweerstand voor buiging om de y-as, betrokken op de drukzijde respectievelijk trekzijde;

$M_{cy,Rd,com} = W_{eff,y,com} f_{yb} / \gamma_{M0} = 10817 \cdot 350/1{,}0 = 3{,}786 \cdot 10^6$ Nmm;

$M_{cy,Rd,ten} = W_{eff,y,ten} f_{yb} / \gamma_{M0} = 10817 \cdot 350/1{,}0 = 3{,}786 \cdot 10^6$ Nmm.

met $W_{eff,y,com}$ en $W_{eff,y,ten}$ het weerstandsmoment betrokken op de drukzijde respectievelijk trekzijde van het C-profiel belast door een moment om de y-as (*tabel 3.2*).

Opmerking: Als $W_{eff} = W_{el}$ met W_{el} het elastische weerstandsmoment van de ongereduceerde doorsnede (wat hier het geval is), mag gerekend worden met een gedeeltelijke plastificering van de doorsnede, resulterend in een hogere momentweerstand (zie NEN-EN 1993-1-3 art. 6.5). Deze berekening wordt hier niet uitgewerkt.

Het invullen van formule (3.1) geeft:

$$\frac{25 \cdot 10^3}{94{,}89 \cdot 10^3} + \frac{1{,}50 \cdot 10^6 + 0}{3{,}786 \cdot 10^6} = 0{,}66 \leq 1 \qquad \text{Het profiel voldoet.}$$

Er geldt: $M_{cy,Rd,ten} = 3{,}786 \cdot 10^6 \leq M_{cy,Rd,com} = 3{,}786 \cdot 10^6$, dus moet formule (3.2) ook worden getoetst.

$$\frac{1{,}50 \cdot 10^6 + 0}{3{,}786 \cdot 10^6} - \frac{25 \cdot 10^3}{94{,}89 \cdot 10^3} = 0{,}13 \leq 1 \qquad \text{Het profiel voldoet.}$$

Toetsing van de stabiliteit

Toetsingsformule

De stabiliteit van de stijl met beplating, belast op normaalkracht en buiging om de y-as kan getoetst worden met NEN-EN 1993-1-3, art. 6.2.5:

$$\left(\frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd}}\right)^{0.8} + \left(\frac{M_{Ed}}{M_{b,Rd}}\right)^{0,8} \leq 1,0 \qquad (3.3)$$

N_{Ed} rekenwaarde van de normaalkracht: $N_{Ed} = 25 \cdot 10^3$ kN;

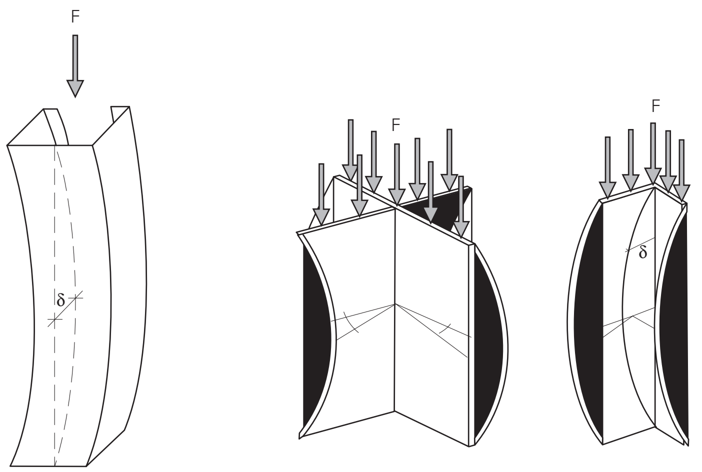
M_{Ed} rekenwaarde van het buigend moment (voor buiging om de y-as): $M_{y,Ed} = 1,50 \cdot 10^6$ Nmm;

$N_{b,Rd}$ rekenwaarde van de knikweerstand berekend voor de stijl met beplating;

$M_{b,Rd}$ rekenwaarde van de kipweerstand voor buiging om de y-as berekend voor de stijl met beplating.

Bepaling knikweerstand

Bij centrisch gedrukte staven zonder beplating kan de staaf als geheel op drie manieren instabiel worden: door buigknik (om de zwakke as), torsie-instabiliteit of een combinatie en torsieknik (*afb. 3.6*). Uit de mechanica volgt dat bij eenzijdig symmetrische doorsneden (zoals een C-profiel), waarbij het zwaartepunt van de doorsnede niet samenvalt met het dwarskrachtencentrum óf buigknik óf torsieknik maatgevend zal zijn.



3.6 De drie mogelijke vormen van globale instabiliteit van staaf bij centrische druk.

Bij het toetsen van de stabiliteit van het C-profiel met beplating wordt ervan uitgegaan dat er door de steun van de beplating geen torsieknik, geen buigknik om de (zwakke) z-as en geen kip van het C-profiel op kan treden. Alleen het optreden van buigknik om de (sterke) y-as wordt niet verhinderd door de beplating. De knikweerstand $N_{b,Rd}$ voor buigknik moet volgens NEN-EN 1993-1-3, art. 6.2.2 worden bepaald met NEN-EN 1993-1-1. Voor het bepalen van de knikreductiefactor χ_y wordt eerst de kritieke elastische kracht voor buigknik om de y-as bepaald:

$$N_{cr,y} = \frac{\pi^2 EI_y}{L_{cr}^2} = \frac{\pi^2 \cdot 2{,}1 \cdot 10^5 \cdot 540837}{3000^2} = 124{,}55 \cdot 10^3 \text{ N}$$ met $I_y = I_{g,y}$ ontleend aan *tabel 3.1.*

De relatieve slankheid voor doorsneden van klasse 4 is dan (NEN-EN 1993-1-1, art. 6.3.1.3):

$$\bar{\lambda}_y = \sqrt{\frac{A_{eff} f_y}{N_{cr,y}}} = \sqrt{\frac{271{,}11 \cdot 350}{124{,}55 \cdot 10^3}} = 0{,}873$$

waarbij A_{eff} volgt uit *tabel 3.2.*

De knikkromme wordt bepaald volgens NEN-EN 1993-1-3, tabel 6.3. Ongeacht om welke as het C-profiel wordt gebogen geldt knikkromme b, en dus imperfectie factor α = 0,34. Volgens NEN-EN 1993-1-1 art.6.3.1.2 geldt:

$$\Phi = 0{,}5\left(1 + \alpha\left(\bar{\lambda}_y - 0{,}2\right) + \bar{\lambda}_y^2\right) = 0{,}5\left(1 + 0{,}34\left(0{,}873 - 0{,}2\right) + 0{,}873^2\right) = 0{,}995$$

$$\chi_y = \frac{1}{\Phi + \sqrt{\Phi^2 - \bar{\lambda}_y^2}} = \frac{1}{0{,}995 + \sqrt{0{,}995^2 - 0{,}873^2}} = 0{,}679 \ \leq \ 1{,}0$$

$$N_{b,Rd} = \frac{\chi_y A_{eff} f_y}{\gamma_{M1}} = \frac{0{,}679 \cdot 271{,}11 \cdot 350}{1{,}0} = 64{,}43 \cdot 10^3 \text{ N}$$

<u>Bepaling kipweerstand</u>

De kipweerstand Mb,Rd moet bepaald worden volgens NEN-EN 1993-1-3, art. 6.3.2.2 met knikkromme b. Het theoretisch elastisch kipmoment is niet uitgewerkt in de Europese norm. Voor de bepaling hiervan wordt verwezen naar de toegepaste mechanica. In de afleiding van de formules voor kip die algemeen worden gebruikt (zie bijvoorbeeld 'Theory of elastic stability van Timoshenko' en Gere) is een term verwaarloosd waardoor het lijkt of kip ook op kan treden om de zwakke as. Uit onderzoek is echter gebleken dat als deze term niet wordt verwaarloosd, er geen kip om de zwakke as kan optreden, dus c_{LT} = 1,0. De rekenwaarde voor de kipweerstand wordt daarmee gelijk aan de rekenwaarde voor de momentweerstand $M_{cz,Rd,com}$.

$$M_{b,Rd} = \frac{\chi_{LT} W_{eff,z,com} f_y}{\gamma_{M1}} = \frac{1{,}0 \cdot 3873 \cdot 350}{1{,}0} = 1{,}356 \cdot 10^6 \text{ Nmm}$$

<u>Toetsing</u>

Het invullen van (3.3) geeft:

$$\left(\frac{25 \cdot 10^3}{64{,}43 \cdot 10^3}\right)^{0{,}8} + \left(\frac{1{,}50 \cdot 10^6}{3{,}786 \cdot 10^6}\right)^{0{,}8} = 0{,}469 + 0{,}477 = 0{,}95 \ \leq \ 1$$ Het profiel voldoet.

3.6 Toetsen van de stijl zonder beplating

Naar verwachting is in de uiterste grenstoestand van het montagestadium de stabiliteit van de stijl maatgevend. Daarom wordt eerst uit de toetsing van de stabiliteit teruggerekend hoe groot N_{Ed} mag zijn tijdens montage, rekening houdend met het excentriciteitsmoment om de z-as door de verschuiving van het zwaartepunt in de effectieve doorsnede. Daarna wordt met de berekende waarde voor N_{Ed} de weerstand van de doorsnede getoetst.

Toetsing van de stabiliteit

De stabiliteit van de stijl met beplating kan worden getoetst met dezelfde formule als die voor de toetsing van de stabiliteit van de stijl met beplating (NEN-EN 1993-1-3, art. 6.2.5):

$$\left(\frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd}}\right)^{0.8} + \left(\frac{M_{Ed}}{M_{b,Rd}}\right)^{0,8} \leq 1,0 \qquad (3.4)$$

N_{Ed} (te berekenen) rekenwaarde van de normaalkracht.

M_{Ed} rekenwaarde van het buigend moment om de z-as, inclusief het effect van de verschuiving van de zwaartelijn. In dit geval werkt er uitsluitend een excentriciteitsmoment: $M_{Ed} = N_{Ed}e_{Nz}$ met de conservatieve aanname dat e_{Nz} de verschuiving van de neutrale lijn is als $N_{Ed} = N_{c,Rd}$.

$N_{b,Rd}$ rekenwaarde van de knikweerstand berekend voor de stijl zonder beplating.

$M_{b,Rd}$ rekenwaarde van de kipweerstand voor buiging om de z-as berekend voor de stijl zonder beplating.

De knik- en kipweerstand hangen af van de kritieke elastische belastingen die worden bepaald met niet-gereduceerde doorsnede-eigenschappen en de relatieve slankheid die wordt bepaald met effectieve doorsnede-eigenschappen.

Bepaling knikweerstand

Omdat het C-profiel eenzijdig symmetrisch is, moet de knikweerstand $N_{b,Rd}$ worden bepaald voor buigknik en torsieknik (zie *afb. 3.6*). De laagste waarde is maatgevend. De knikweerstand $N_{b,Rd}$ moet worden bepaald volgens NEN-EN 1993-1-1 met de bijbehorende knikkromme. De knikkromme wordt bepaald volgens NEN-EN 1993-1-3, tabel 6.3. Ongeacht om welke as het profiel wordt gebogen geldt zowel voor buigknik als torsieknik knikkromme b. Omdat voor een C-profiel voor buigknik en torsieknik dezelfde knikkromme moet worden gebruikt, is het om te bepalen of buigknik dan wel torsieknik maatgevend is, voldoende de kritieke elastische knikkrachten te vergelijken. De kritieke elastische kracht voor buigknik om de zwakke as (z-as) is:

$$N_{cr,z} = \frac{\pi^2 E_d I_z}{L_{cr}^2} = \frac{\pi^2 \cdot 2{,}1 \cdot 10^5 \cdot 129454}{3000^2} = 29{,}81 \cdot 10^3 \text{ N}$$

met $I_z = I_{g,z}$ ontleend aan *tabel 3.1.*

Voor staven met eenzijdig symmetrische open doorsneden (om de y-as) hangt de kritieke elastische kracht $N_{cr,TF}$ voor torsieknik af van de kritieke elastische kracht voor torsiestabiliteit $N_{cr,T}$ en de kritieke elastische kracht $N_{cr,y}$ voor buigknik om de y-as.

De kritieke elastische kracht voor buigknik om de y-as is al eerder berekend $N_{cr,y} = 124{,}55$ kN. De elastische kracht $N_{cr,T}$ voor torsiestabiliteit (torsional buckling) wordt volgens NEN-EN 1993-1-3, art.6.2.3 (5) berekend als:

$$N_{cr,T} = \frac{1}{i_0^2}\left(GI_t + \frac{\pi^2 EI_w}{\ell_T^2}\right)$$

met $i_0^2 = i_y^2 + i_z^2 + y_0^2 + z_o^2 = 39,81^2 + 19,47^2 + 44,42^2 + 0^2 = 3937\ mm^2$ (*tabel 3.1*)

De kniklengte ℓ_t voor torsiestabiliteit hangt af van de torsierotatie en welvingverhindering aan de einden van de staaf met systeemlengte $L_t = 3000$ mm. Voor verbindingen met een gedeeltelijke verhindering van torsie en welving geldt (NEN-EN1993-1-3, art.6.2.3 (9)):

$\ell_t = L_T = 3000$ mm.

$$N_{cr,T} = \frac{1}{3937}\left(80769 \cdot 255,83 + \frac{\pi^2 \cdot 210000 \cdot 335,9 \cdot 10^6}{3000^2}\right) = 24,90 \cdot 10^3\ N$$

De kritieke elastische kracht $N_{cr,TF}$ voor torsieknik kan volgens NEN-EN 1993-1-3, art.6.2.3 (7) worden berekend als:

$$N_{cr,TF} = \frac{N_{cr,y}}{2\beta}\left(1 + \frac{N_{cr,T}}{N_{cr,y}} - \sqrt{\left(1 - \frac{N_{cr,T}}{N_{cr,y}}\right)^2 + 4\left(\frac{y_0}{i_0}\right)^2 \frac{N_{cr,T}}{N_{cr,y}}}\right)$$

Deze formule staat fout in NEN-EN 1993-1-3 uit 2006, zoals aangegeven in een Corrigendum van januari 2009. De formule moet zijn (is alleen geldig als de kniklengten voor torsieknik en buigknik gelijk zijn):

$$N_{cr,TF} = \frac{N_{cr,y}}{2\beta}\left(1 + \frac{N_{cr,T}}{N_{cr,y}} - \sqrt{\left(1 + \frac{N_{cr,T}}{N_{cr,y}}\right)^2 - 4\left(\frac{y_0}{i_0}\right)^2 \frac{N_{cr,T}}{N_{cr,y}}}\right)$$

In deze formule is: $\beta = 1 - \left(\frac{y_0}{i_0}\right)^2 = 1 - \frac{44,42^2}{3937} = 0,499$ (*tabel 3.1*).

$$N_{cr,TF} = \frac{124,55 \cdot 10^3}{2 \cdot 0,499}\left(1 + \frac{24,90 \cdot 10^3}{124,55 \cdot 10^3} - \sqrt{\left(1 + \frac{24,90 \cdot 10^3}{124,55 \cdot 10^3}\right)^2 - 4\frac{44,42^2}{3937} \cdot \frac{24,90 \cdot 10^3}{124,55 \cdot 10^3}}\right) = 22,54 \cdot 10^3\ N$$

De kritieke elastische kracht voor buigknik om de zwakke as was: $N_{cr,z} = 29,81$ kN. Torsieknik is dus maatgevend. De relatieve slankheid is dan: $\bar{\lambda} = \bar{\lambda}_T = \sqrt{(A_{eff} f_y) / N_{cr,TF}} = \sqrt{(271,11 \cdot 350) / 22,54 \cdot 10^3} = 2,05$ waarbij de A_{eff} volgt uit *tabel 3.2*. Met knikkromme b geldt: imperfectie factor $\alpha = 0,34$ (zie NEN-EN 1993-1-1, tabel 6.1)

$$\Phi = 0{,}5\left(1+\alpha\left(\bar{\lambda}-0{,}2\right)+\bar{\lambda}^2\right) = 0{,}5\left(1+0{,}34\left(2{,}05-0{,}2\right)+2{,}05^2\right) = 2{,}92$$

$$\chi = \frac{1}{\Phi+\sqrt{\Phi^2-\bar{\lambda}^2}} = \frac{1}{2{,}92+\sqrt{2{,}92^2-2{,}05^2}} = 0{,}200 \;\leq\; 1{,}0$$

Daarmee wordt de rekenwaarde van de knikweerstand:

$$N_{b,Rd} = \frac{\chi A_{eff} f_y}{\gamma_{M1}} = \frac{0{,}200 \cdot 271{,}11 \cdot 350}{1{,}0} = 18{,}98 \cdot 10^3 \text{ N}$$

<u>Bepaling kipweerstand</u>

De kipweerstand $M_{b,Rd}$ moet bepaald worden volgens NEN-EN 1993-1-1, art. 6.3.2.2 met knikkromme b. Het theoretisch elastisch kipmoment is niet uitgewerkt in de Europese norm. Ook de kipformules in NEN 6773 zijn niet toepasbaar voor een C-profiel belast op buiging om de z-as. Voor een constante momentbelasting kan het theoretisch elastisch kipmoment worden bepaald met het programma CUTWP (gebaseerd op [10]), dat gebruik kan maken van dezelfde invoerfiles als het eindige-strippenprogramma CUFSM. Er wordt uitgegaan van een effectieve ongesteunde lengte van 3000 mm voor buiging om de zwakke as en torsie om de lengte as. Er worden twee verschillende kipmomenten gevonden voor buiging om de zwakke as: $M_{cr} = 0{,}8137 \cdot 10^6$ Nmm en $M_{cr} = 1{,}629 \cdot 10^{12}$ Nmm. Het kleinste kipmoment treedt op als het buigend moment druk in de lippen van het C-profiel veroorzaakt, het grootste kipmoment als het buigend moment trek in de lippen van het C-profiel veroorzaakt. Omdat het werkende buigende moment trek in de lippen veroorzaakt, geldt het grootste kipmoment, dus $M_{cr} = 1{,}629 \cdot 10^{12}$ Nmm. Volgens NEN-EN 1993-1-1 moet de relatieve slankheid berekend worden als:

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{W_y f_y / M_{cr}}$$

waarbij $W_y = W_{eff,y}$ voor klasse 4-doorsneden. Hierbij wordt ervan uitgegaan dat het profiel om de y-as wordt gebogen. Omdat het profiel in dit geval om de z-as wordt gebogen, is de relatieve slankheid:

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{W_{eff,z} f_y / M_{cr}}$$

waarbij voor $W_{eff,z}$ de kleinste waarde van $W_{eff,z,ten}$ en $W_{eff,z,com}$ genomen moet worden (zie *tabel 3.2*). Er geldt dus:

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{W_{eff,z,com,} f_y}{M_{cr}}} = \sqrt{\frac{3873 \cdot 350}{1{,}629 \cdot 10^{12}}} = 0{,}00091$$

Met knikkromme b geldt: imperfectie factor $\alpha_{LT} = 0{,}34$

$$\Phi_{LT} = 0{,}5\left(1+\alpha_{LT}\left(\bar{\lambda}_{LT}-0{,}2\right)+\bar{\lambda}_{LT}^2\right) = 0{,}5\left(1+0{,}34\left(0{,}00091-0{,}2\right)+0{,}00091^2\right) = 0{,}466$$

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\Phi_{LT} + \sqrt{\Phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2}} = \frac{1}{0{,}466 + \sqrt{0{,}466^2 - 0{,}00092^2}} = 1{,}073 \ \leq\ 1{,}0 \ \text{ en dus } \chi_{LT} = 1{,}0.$$

Dit geeft aan dat bij buiging om de zwakke as geen kip optreedt. De rekenwaarde van de kipweerstand wordt daarmee gelijk aan de rekenwaarde voor de momentweerstand $M_{cz,Rd,com}$:

$$M_{b,Rd} = \frac{\chi_{LT} W_{eff,z,com} f_y}{\gamma_{M1}} = \frac{1{,}0 \cdot 3873 \cdot 350}{1{,}0} = 1{,}356 \cdot 10^6 \ \text{Nmm}$$

<u>Toetsing</u>

Uit toetsingsformule (3.4) kan worden teruggerekend hoe groot N_{Ed} mag zijn in het montagestadium.

$$\left(\frac{N_{Ed}}{18{,}98 \cdot 10^3}\right)^{0,8} + \left(\frac{N_{Ed} \cdot 2{,}51}{1{,}356 \cdot 10^6}\right)^{0,8} \leq 1.0 \qquad N_{Ed} \leq 16{,}97 \cdot 10^3 \ \text{N}$$

Deze belasting is aanzienlijk kleiner dan de rekenwaarde N_{Ed} = 25 kN waarmee in het gebruiksstadium is gerekend. Uit het verschil in belastingen en belastingfactoren in montage- en gebruiksstadium zal moeten blijken wel stadium maatgevend is.

<u>Toetsing van de weerstand van de doorsnede</u>

Tot slot wordt getoetst of de weerstand van de doorsnede in het montagestadium voldoende is als de kolom belast wordt met N_{Ed} = 16,97 kN en het resulterende excentriciteitsmoment om de z-as.

Voor het toetsen van de weerstand kunnen de formules uit NEN-EN 1993-1-3, 6.1.9 worden gebruikt. Als er geen buiging om de y-as optreedt reduceren deze toetsingsformules tot:

$$\frac{N_{Ed}}{N_{c,Rd}} + \frac{M_{z,Ed} + \Delta M_{z,Ed}}{M_{cz,Rd,com}} \leq 1 \qquad \text{(toetsing op drukspanning)} \quad (3.5)$$

$$\frac{M_{z,Ed} + \Delta M_{z,Ed}}{M_{cz,Rd,ten}} - \frac{N_{Ed}}{N_{c,Rd}} \leq 1 \qquad \text{(toetsing op trekspanning)} \quad (3.6)$$

Formule (3.5) hoeft alleen getoetst te worden als $M_{cz,Rd,ten} \leq M_{cz,Rd,com}$

N_{Ed} = 16,97 kN

$M_{z,Ed}$ = 0 Nmm

$\Delta M_{z,Ed}$ rekenwaarde van het excentriciteitsmoment om de z-as:

$\Delta M_{z,Ed} = N_{Ed} \cdot e_{Nz} = 16{,}97 \cdot 10^3 \cdot 2{,}51 = 0{,}043 \cdot 10^6$ Nmm, met de conservatieve aanname dat e_{Nz} de verschuiving van de neutrale lijn is die optreedt als $N_{Ed} = N_{c,Rd}$

$N_{c,Rd}$ = 94,89 kN de normaalkrachtweerstand berekend in *paragraaf 3.5*.

$M_{cz,Rd,com}$ en $M_{cz,Rd,ten}$ de momentweerstand voor buiging om de z-as, betrokken op de drukzijde respectievelijk trekzijde.

$M_{cz,Rd,com} = W_{eff,z,com} f_{yb}/\gamma_{M0} = 4873 \cdot 350/1,0 = 1,706\ 10^6$ Nmm

$M_{cz,Rd,ten} = W_{eff,z,ten} f_{yb}/\gamma_{M0} = 3873 \cdot 350/1,0 = 1,356\ 10^6$ Nmm met $W_{eff,z,com}$ en $W_{eff,z,ten}$ als het weerstandsmoment betrokken op de drukzijde respectievelijk trekzijde van het C-profiel belast door een moment om de z-as met trek in de lippen (*tabel 3.2*).

Het invullen van formule (3.5) geeft:

$$\frac{16,97 \cdot 10^3}{94,89 \cdot 10^3} + \frac{0,043 \cdot 10^6}{1,706 \cdot 10^6} = 0,20 \leq 1$$

Het profiel voldoet.

Het invullen van formule (3.6) geeft:

$$\frac{0,043 \cdot 10^6}{1,356 \cdot 10^6} - \frac{16,97 \cdot 10^3}{94,89 \cdot 10^3} = -0,147 \leq 1$$

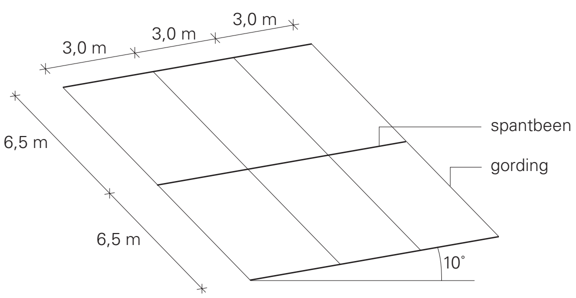
Het profiel voldoet.

4 Rekenvoorbeelden Z- en C-gording

4.1 Algemeen

Deze rekenvoorbeelden geven inzicht in de berekeningsmethoden voor gordingen, bestaande uit koudgevormde staalprofielen. In dit hoofdstuk wordt de berekening voor een Z- en een C-gording, met dezelfde profielmaten en materiaaleigenschappen vergeleken. Er wordt een schuin dak met twee-velds-gordingen met één kipsteun per veld behandeld. Met dit rekenvoorbeeld zal een constructeur echter ook begrijpen hoe de berekening voor een ander aantal kipsteunen, een één-velds gording, een vlak, dak of een vloer verloopt.

4.2 Gegevens



4.1 Opbouw dakconstructie

<u>Mechanicamodel gording</u>

Zie *afbeelding 4.1.*

<u>Steunen</u>

Eén kipsteun per veld

Afstand tussen kipsteunen $L_a = 0{,}5L = 3{,}25$ m

Gordingsteunen aanwezig

Profielafmetingen gording

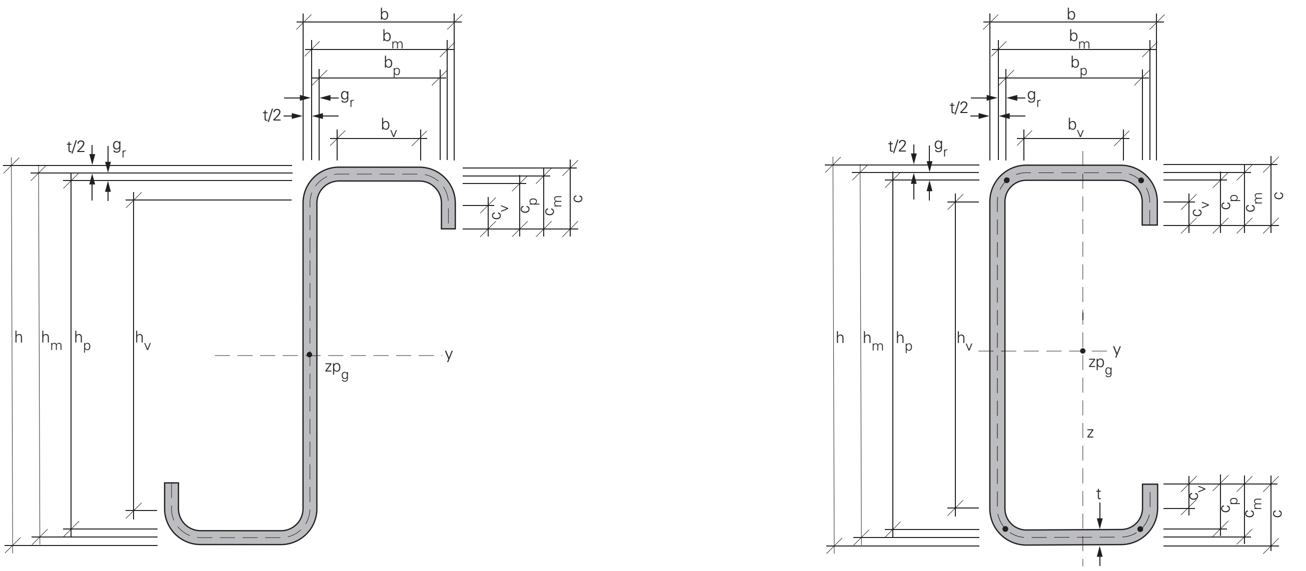
Profielmaten en afgeleide profielmaten zijn in *tabel 4.1* en *tabel 4.2* weergegeven en worden in *afbeeldingen 4.2* en *4.3* verduidelijkt.

Tabel 4.1. Profielmaten gording.

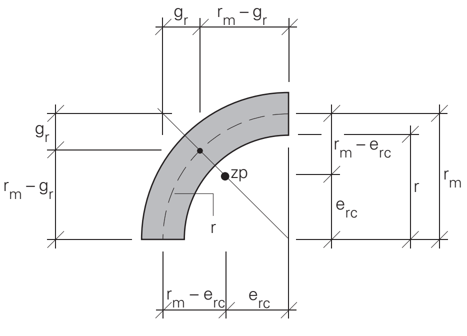
variabelen	symbool	waarde (mm)
hoogte lijf	h	250
breedte flens	b	75
breedte lip	c	25
profieldikte	$t = t_{cor}$	2
inwendige afrondingsstraal	r	3

Tabel 4.2 Afgeleide profielmaten gording.

symbool	waarde (mm)	symbool	waarde (mm)
h_m	248,00	c_v	20,00
h_v	240,00	c_p	22,83
h_p	245,66	r_m	4,00
b_m	73,00	g_r	1,17
b_v	65,00	l_r	6,28
b_p	70,66	e_{rc}	2,55
c_m	24,00		



4.2 Ongereduceerde doorsnede van Z- en C-profiel.



4.3 Karakteristieken afrondingsstraal.

Materiaaleigenschappen gording

De materiaaleigenschappen zijn in *tabel 4.3* weergegeven.

Tabel 4.3 Materiaaleigenschappen gording

variabelen	symbool	waarde	eenheid
staalkwaliteit	-	S350 GD +Z	-
vloeigrens	$f_{y,b}$	350	N/mm^2
elasticiteitsmodulus	E	210000	N/mm^2
poisson factor	ν	0,3	-
materiaalfactoren	γ_{M0}, γ_{M1}	1,0	-

Beplating en bevestiging

Type beplating: geprofileerde plaat.

Positie van de beplating: positief *.

Plaats waar beplating aan gording wordt bevestigd: dal.

Golfafstand b_R van de beplating: 250 mm.

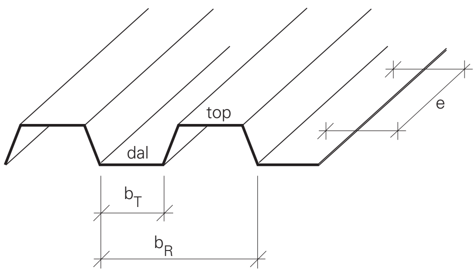
Breedte b_T van die flens waarmee de beplating is vastgezet op de gording: 100 mm.

Hart-op-hart afstand e van bevestigingsmiddelen: b_R.

Afstand a van het bevestigingsmiddel tot het lijf van de gording (zie *tabel 4.8*): 37,5 mm.

Nominale plaatdikte t_{nom} = 0,75 mm.

*De positie van het plaatmateriaal is positief als de smalle flens tegen de gording ligt, negatief als de brede flens tegen de gording is gepositioneerd.



4.4 Gegevens dakbeplating en bevestiging.

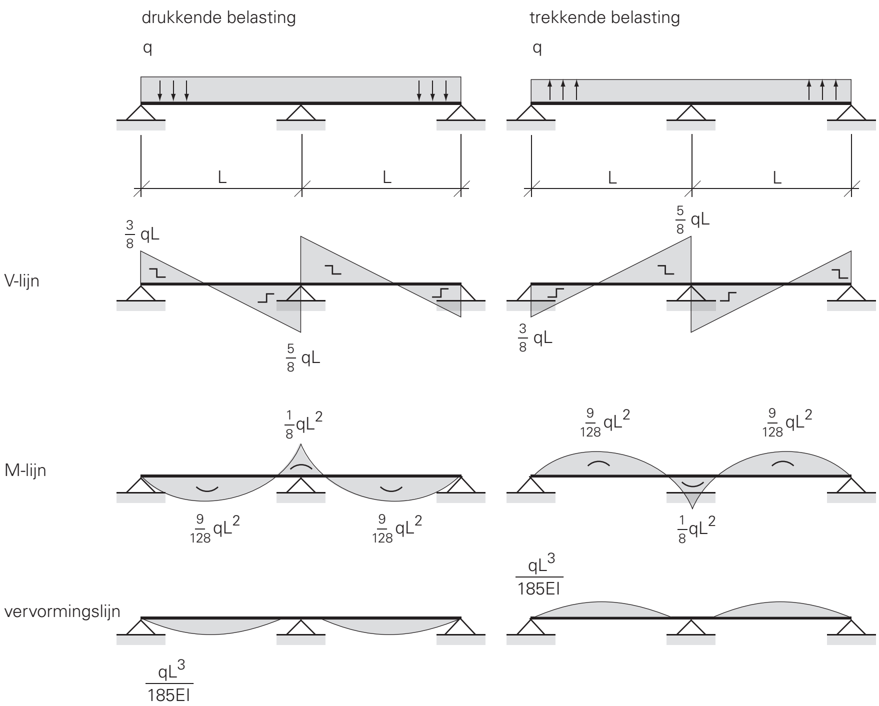
Belastingen, dwarskrachten, momenten en vervormingen

Een gording dient zowel drukkende (eigen gewicht, winddruk, sneeuwlast enzovoort) als trekkende (windzuiging) belasting op te kunnen nemen. Het rekenmodel voor een door beplating gesteunde gording gaat ervan uit dat de gording alleen de component van de belasting loodrecht op de beplating opneemt. Voor het eigen gewicht, de permanente belasting en de sneeuwbelasting is dit de component $\cos(\alpha)\cdot q$ van de vertikaal werkende lijnlast q. De component $\sin(\alpha)\cdot q$, werkend in het vlak van de beplating, wordt opgenomen door schijfwerking. De aangenomen rekenwaarden voor de belastingen worden in *tabel 4.5* weergegeven. Dit zijn tamelijk arbitrair aangenomen waarden. Het precies bepalen van de belastingen op de gording volgens de Eurocode valt buiten het bestek van dit rekenvoorbeeld.

Tabel 4.4 Optredende belastingen (componenten loodrecht op beplating).

grenstoestand	belasting	symbool	waarde	eenheid
uiterste grenstoestand	druk	q_{Ed}	1,5	kN/m
uiterste grenstoestand	trek	q_{Ed}	–1,0	kN/m
bruikbaarheidsgrenstoestand	druk	q_{Ed}	1,0	kN/m

Voor de bepaling van de krachtsverdeling in de gording onder drukkende belasting mag van een mechanisme worden uitgegaan. Hierbij moet worden uitgegaan van een experimenteel bepaalde moment-rotatie karakteristiek van het tussensteunpunt. Als geen experimentele gegevens beschikbaar zijn moet de krachtsverdeling onder drukkende belasting, evenals de krachtsverdeling onder trekkende belasting worden berekend met een elastische berekening. Door plooi zal de buigstijfheid van de gording variëren over de lengte. Bij een statisch onbepaalde constructie heeft dat invloed op de krachtsverdeling. NEN-EN 1993-1-3 geeft niet aan of deze invloed moet worden meegenomen. In dit rekenvoorbeeld wordt de krachtsverdeling bepaald uitgaande van een uniforme buigstijfheid over de lengte van de gording (*afb. 4.5* en *tabel 4.11)*. Er wordt aangenomen dat er geen normaalkracht op de gording werkt.

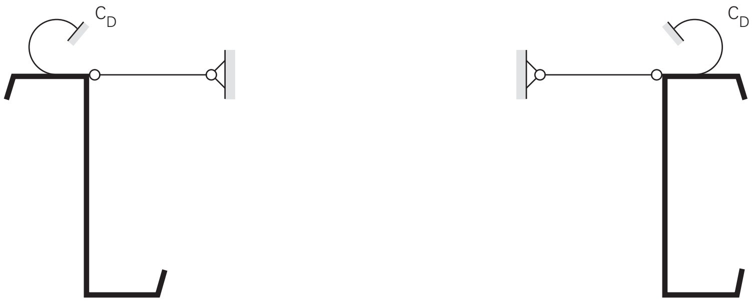


4.5 Dwarskrachtenlijn, momentenlijn en vervormingslijn (uitgaande van uniforme buigstijfheid over de lengte van de gording).

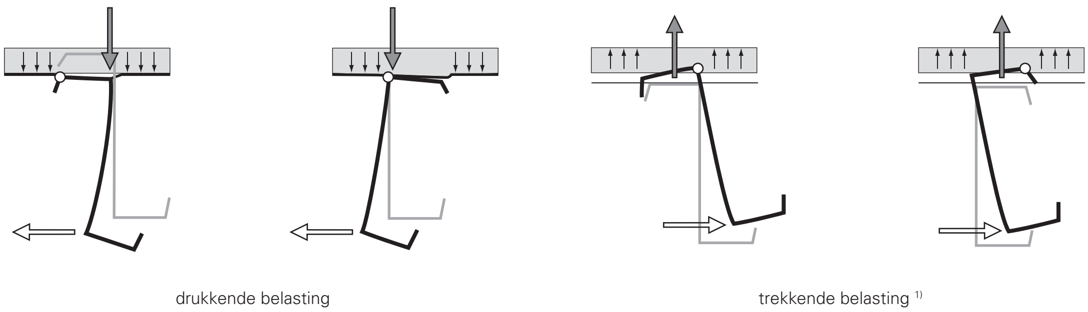
4.3 Overzicht toetsingen

Rekenmodel voor door beplating gesteunde gordingen (NEN-EN 1993-1-3, art. 10.1.1 en 10.1.2).

In het rekenmodel voor profielen gesteund door beplating wordt ervan uitgedaan dat het profiel alleen belastingen loodrecht op de beplatingen opneemt. Dit kunnen zowel drukkende als trekkende belastingen zijn. Belasting in het vlak van de beplating worden opgenomen door schijfwerking. De beplating steunt de gording niet alleen in zijdelingse richting. Er mag ook aangenomen worden dat de verbinding tussen gording en beplating de torsie van het profiel gedeeltelijk verhinderd. Dit wordt gemodelleerd door een rotatieveer met veerstijfheid C_D (*afb. 4.6*).

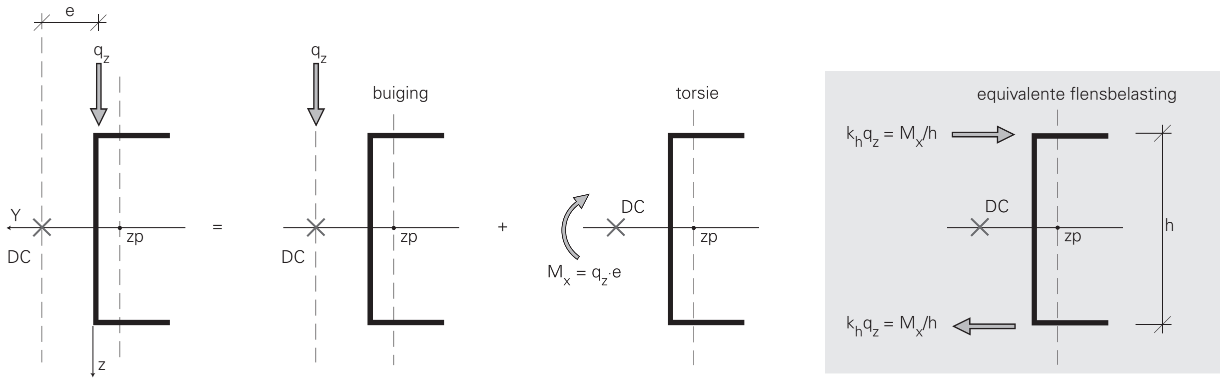


4.6 Schematisering gording: zijdelings gesteund door beplating met rotatieveer C_D om torsiesteun door beplating te modelleren.

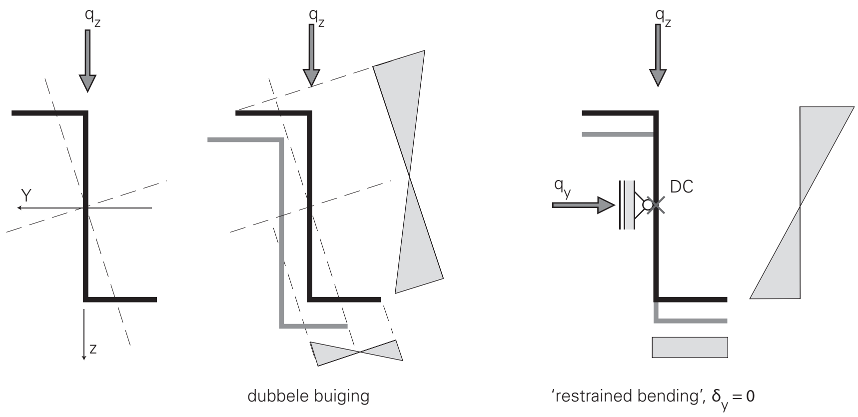


4.7 Vervormingsbeeld van door beplating zijdelings gesteunde gordingen, modellering aangrijpingspunt belasting, equivalente zijdelingse belasting en contactpunt tussen gording en beplating. 1) voor een Z-profiel met trekkende belasting hangt de richting van de equivalente zijdelingse belasting af van de hoogte-breedte verhouding van het Z-profiel, zie ook *tabel 4.8*.

Bij een drukkende belasting op een door beplating gesteund profiel wordt aangenomen dat de belasting aangrijpt op het lijf van het profiel, bij een trekkende belasting dat de belasting aangrijpt bij de bevestigingsmiddelen tussen profiel en beplating (*afb 4.7*). Als dit aangrijpingspunt niet overeenkomt met het dwarskrachtencentrum van het profiel, wordt het profiel niet alleen op buiging maar ook op torsie belast (*afb. 4.8*). Bij profielen die niet worden belast volgens een hoofdas, kan ook torsie ontstaan als de belasting wel aangrijpt in het dwarskrachtencentrum. Dit geval doet zich voor bij een Z-profiel belast op drukkende belasting (*afb. 4.9*). Als een Z-profiel zonder beplating belast wordt in een richting die niet overeenkomt met een hoofdas ontstaat namelijk dubbele buiging[3]. Hierdoor wil het profiel niet alleen in de richting van de belasting doorbuigen, maar ook in de richting loodrecht op de belasting. Als het profiel gesteund wordt door beplating wordt deze zijdelingse verplaatsing verhinderd. Daardoor wordt het profiel niet meer belast op dubbele buiging, maar op 'restrained bending'. Omdat de steun van de beplating niet aangrijpt in het dwarskrachtencentrum van het profiel maar op de bovenflens, leidt de zijdelingse kracht die door de beplating op het profiel wordt uitgeoefend tot torsie (*afb. 4.10*).

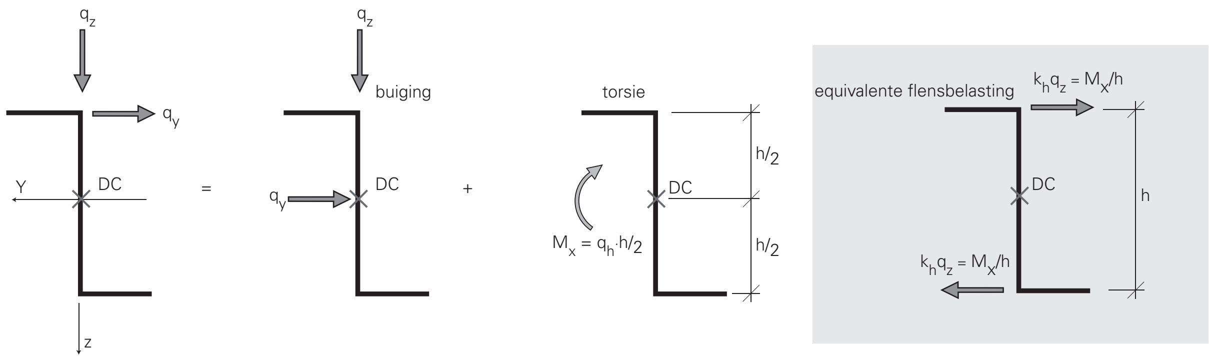


4.8 Buiging, torsie en equivalente flensbelasting bij C-gording door verticale belasting die niet door het dwarskrachtencentrum gaat.



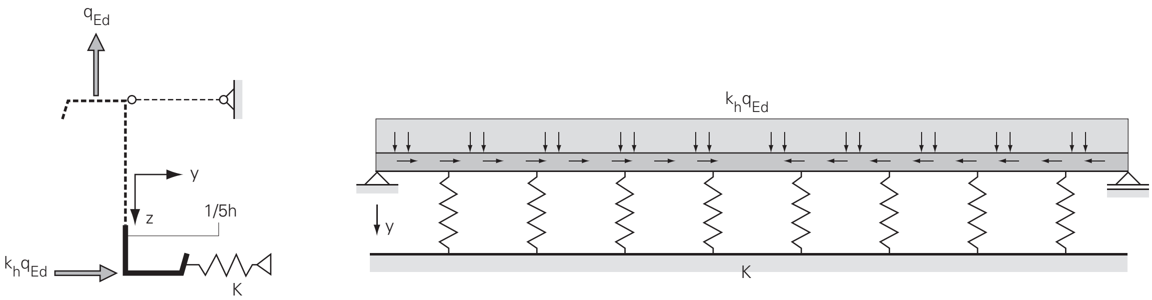
4.9 Dubbele buiging versus 'restrained bending'.

Omdat bij veel open profielen het aandeel van zuivere wringing relatief gering is, wordt in het rekenmodel aangenomen dat het wringend moment wordt opgenomen door flensbuiging. Het torsiemoment wordt omgerekend naar een equivalente zijdelingse belasting van de flenzen (*afb. 4.8* en *4.10*). De equivalente zijdelingse belasting op de gesteunde flens wordt opgenomen door schijfwerking.



4.10 Buiging, torsie en equivalente flensbelasting bij Z-gording door horizontale reactie die niet door het dwarskrachtencentrum gaat.

Door de (gedeeltelijk verhinderde) torsie in de gording zal de vrije flens van de gording zijdelings uitbuigen (*afb. 4.8*), wat zal leiden tot extra spanningen. Dit wordt gemodelleerd door de vrije flens te beschouwen als een elastisch gesteunde ligger (met een doorsnede gelijk aan de vrije flens + 1/5 maal de lijfhoogte), belast door een equivalente zijdelingse belasting. De afstand tussen de steunpunten van deze ligger is bij een gording zonder kipsteunen gelijk aan de afstand L tussen de opleggingen van de gording, bij een gording met kipsteunen gelijk aan de afstand L_a tussen de kipsteunen, of de afstand L_a tussen een kipsteun en de oplegging van de gording.



4.11 Vrije flens geschematiseerd als elastisch gesteunde ligger.

De zijdelingse translatieveer K van deze ligger representeert niet alleen de rotatieveer C_d uit *afbeelding 4.6*, maar ook de effecten van doorsnede-vervorming van de gording. Deze vervorming hangt af van het contactpunt tussen gording en beplating (zie *afb. 4.7*). Dit contactpunt wordt bepaald door de richting van de equivalente zijdelingse belasting. Bij het berekenen van de spanningen in de elastisch gesteunde ligger wordt geen rekening gehouden met plooi en doorsnede-instabiliteit: er wordt gerekend met ongereduceerde doorsnede-eigenschappen.

Voor het toetsen van de weerstand van de doorsnede van de gordingen worden de spanningen in de flens, berekend met het elastisch gesteunde liggermodel gesuperponeerd op de spanningen in het profiel door buiging. Voor een Z-profiel, dat niet volgens de hoofdassen wordt belast, zijn dit de spanningen door 'restrained bending': d.w.z. de spanning berekend voor buiging om de z-as, niet om een hoofdas. Voor het berekenen van de buigspanningen in de gording moet wel rekening worden gehouden met plooi en doorsnede-instabiliteit: er wordt gerekend met effectieve doorsnede-eigenschappen.

Omdat de gording zijdelings wordt gesteund door de beplating hoeft geen kiptoets voor het profiel als geheel te worden uitgevoerd. Wel kan de gedrukte vrije onderflens instabiel worden. Daarom wordt de zijdelingse stabiliteit (kip) van de gedrukte vrije onderflens getoetst met het elastisch gesteunde liggermodel.

Toetsing weerstand van doorsnede en stabiliteit gedrukte vrije flens

Voor de toetsing van de doorsnede en de stabiliteit van de vrije flens van een gording belast door een buigend moment $M_{y,Ed}$ om de y-as en equivalente zijdelingse belasting $q_{h,Ed}$ gelden volgens NEN-EN-1993-1-3 art.10.1.4.1 en 10.1.4.2 , de volgende formules:

$$\sigma_{max,Ed} = \frac{M_{y,Ed}}{W_{eff,y}} \leq \frac{f_y}{\gamma_M} \qquad (4.1)$$

$$\sigma_{max,Ed} = \frac{M_{y,Ed}}{W_{eff,y}} + \frac{M_{fz,Ed}}{W_{fz}} \leq \frac{f_y}{\gamma_M} \qquad (4.2)$$

$$\sigma_{max,Ed} = \frac{1}{\chi_{LT}}\left(\frac{M_{y,Ed}}{W_{eff,y}}\right) + \frac{M_{fz,Ed}}{W_{fz}} \leq \frac{f_y}{\gamma_M} \qquad (4.3)$$

Hierin is:

$\sigma_{max,Ed}$ maximaal optredende spanning;

$W_{eff,y}$ effectief weerstandsmoment van de doorsnede voor buiging om de y-as;

$M_{fz,Ed}$ buigend moment in de vrije flens t.g.v. de equivalente zijdelingse belasting;

W_{fz} weerstandsmoment van de onderflens (ongereduceerde doorsnede);

f_y vloeispanning;

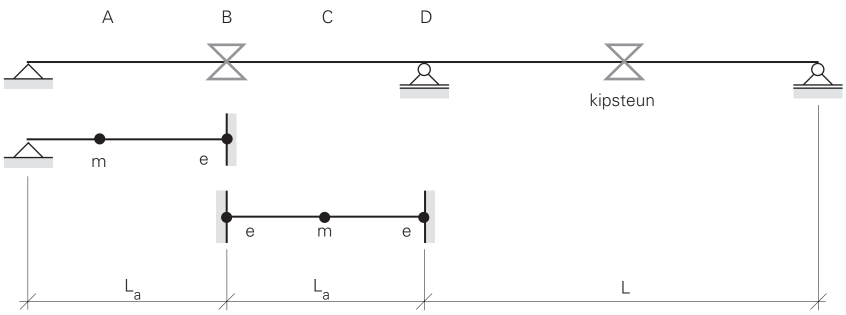
γ_M materiaalfactor, gelijk aan $\gamma_{M0} = 1,0$ of $\gamma_{M1} = 1,0$, dus $\gamma_M = 1,0$ (uit Nationale Bijlage);

χ_{LT} reductiefactor voor zijdelings stabiliteit (kip) van de ongesteunde flens.

Formule (4.1) geldt zowel voor een gesteunde drukflens, waar de equivalente zijdelingse belasting wordt opgenomen door schijfwerking, als voor een ongesteunde trekflens, waar door de positieve invloed van 'flange curling' en tweede-orde-effecten het moment $M_{fz,Ed}$ gelijk aan nul mag worden genomen. Formules (4.2) en (4.3) gelden voor een ongesteunde drukflens, waar de equivalente zijdelingse belasting in rekening gebracht moet worden. Merk op dat indien formule (4.3) voldoet, formule (4.2) ook voldoet. Opvallend is dat voor $M_{fz,Ed}$ geen tweede-orde-effect in rekening wordt gebracht. In formule (4.3) ontbreekt namelijk de vergrotingsfactor n/(n−1).

Om de zijdelingse stabiliteit van de ongesteunde drukflens te verbeteren kunnen kipsteunen worden aangebracht. Deze kipsteunen verkleinen zowel de optredende buigende momenten $M_{fzd,Ed}$ door de equivalente zijdelingse belasting, als de kniklengte van de ongesteunde drukflens, en vergroten daardoor de reductiefactor χ_{LT}. Voor het bepalen van de momentenverdeling door de equivalente zijdelingse belasting van de tweevelds gording met één kipsteun per veld, wordt de ongesteunde flens geschematiseerd tot elastisch gesteunde ligger op vijf steunpunten (drie opleggingen van de gording en twee kipsteunen (*afb 4.12*)) met overspanningslengte L_a = 0,5L (*zie ook NEN-EN-1993-1-3, tabel 10.1*).De locaties waar moet worden getoetst op de weerstand van de doorsnede en de stabiliteit van de ongesteunde drukflens hangt af van het statisch systeem van de gording en het aantal kipsteunen. Bij een tweevelds gording met één kipsteun per veld moet de weerstand van de doorsnede en de stabiliteit van de ongesteunde drukflens worden getoetst op de volgende locaties.

a. Tussen het eindsteunpunt en de kipsteun. Er wordt getoetst op het maximale moment $M_{fz,Ed}$ en het maximale moment $M_{y,Ed}$ dat tussen eindsteunpunt en kipsteun optreedt (de momenten treden niet op dezelfde plaats op).
b. Bij de kipsteun.
c. Tussen de kipsteun en het middensteunpunt. Omdat de optredende momenten $M_{y,Ed}$ en $M_{fz,Ed}$ op deze locatie kleiner zijn dan op locatie a, zal deze locatie niet maatgevend zijn.
d. Bij het middensteunpunt.



4.12 Toetsingslokaties (zie ook NEN-EN 1993-1-3, tabel 10.1).

Tabel 4.5 licht toe welke toets op iedere locatie moet worden uitgevoerd.

Tabel 4.5 Overzicht toetsingen weerstand van doorsnede en stabiliteit gedrukte vrije flens.

belasting	situering	flens	spanning	formule voor toetsing
drukkende belasting	veld (A,B)	boven (gesteund)	druk	(4.1) weerstand
		onder (ongesteund)	trek	(4.1) weerstand
	middensteunpunt (D)	boven (gesteund)	trek	(4.1) weerstand
		onder(ongesteund)	druk	(4.3) stabiliteit
trekkende belasting	veld (A,B)	boven (gesteund)	trek	(4.1) weerstand
		onder (ongesteund)	druk	(4.3) stabiliteit
	middensteunpunt (D)	boven (gesteund)	druk	(4.1) weerstand
		onder (ongesteund)	trek	(4.1) weerstand

Overige toetsingen

Bij een tweeveldsligger moet ook nog op de volgende aspecten worden getoetst.

- Lijfkreukelen bij de eindoplegging en de interactie van buigend moment en lijfkreukelen bij de middenoplegging (in dit rekenvoorbeeld niet van toepassing omdat gordingsteunen worden toegepast, omdat dit veel gunstiger is voor de draagkracht van de gording).
- De dwarskracht en de interactie met het buigende moment bij de middenoplegging (bij de eindoplegging is de dwarskracht kleiner). De opneembare dwarskracht wordt door het toepassen van gordingsteunen verhoogd.
- De doorbuiging.

4.4 Benodigde eigenschappen niet gereduceerde doorsnede

Voor een symmetrisch Z-profiel, waarin het dwarskrachtencentrum samenvalt met het zwaartepunt, is uitsluitend het traagheidsmoment ten opzichte van de sterke y-as $I_{g,y}$ van belang voor het berekenen van de equivalente zijdelingse belasting. Voor een C-profiel is behalve $I_{g,y}$ ook $I_{g,yz}$ en de plaats van het dwarskrachtencentrum nodig voor het berekenen van de equivalente zijdelingse belasting. Voor een symmetrisch C-profiel geldt: $I_{g,yz} = 0$ mm^4. De benodige waardes worden gegeven in *tabel 4.7*. De waarde van $I_{g,y}$ is berekend met spreadsheet C-M_y. De plaats van het dwarskrachtencentrum kan voor profielen met scherpe hoeken worden berekend met de formules uit NEN-EN-1993-1-3 Annex C. In dit rekenvoorbeeld is deze berekend met CUFSM, omdat het met dit programma ook mogelijk is de plaats van het dwarskrachtencentrum voor profielen met afrondingsstralen te berekenen.

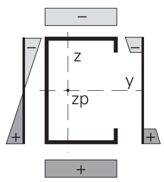
Tabel 4.6 Benodigde eigenschappen niet gereduceerde doorsnede (met afrondingsstraal).

variabele	symbool	eenheid	waarde	
			Z-profiel	C-profiel
traagheidsmoment t.o.v. y-as	$I_{g,y}$	mm^4	8027391	8027391
centrifugaalmoment	$I_{g,yz}$	mm^4	niet nodig	0
afstand van dwarskrachtencentrum tot buitenkant lijf	e	mm	0	32,66+1 =33,66

4.5 Benodigde eigenschappen effectieve doorsnede

Voor het bepalen van de eigenschappen van de effectieve doorsnede van het C-profiel belast op buiging om de y-as is gebruik gemaakt van het in *hoofdstuk 2* beschreven spreadsheet C-M_y. In *tabel 4.7* zijn de benodigde eigenschappen van de effectieve doorsnede gegeven voor het C-profiel met afgeronde hoeken. Om een indruk te geven van de effectiviteit van de doorsnede staan tussen haakjes de waarden voor de ongereduceerde doorsnede gegeven.

Tabel 4.7 Eigenschappen effectieve doorsnede bepaald met spreadsheet C-M_y
(tussen haakjes de waarde voor de ongereduceerde doorsnede).

variabele	symbool	eenheid	waarde	
effectief traagheidsmoment	$I_{eff,y}$	mm^4	7297575 (8027391)	
effectief weerstandsmoment betrokken op drukzijde	$W_{eff,y,com}$	mm^3	54528	
effectief weerstandmoment betrokken op trekzijde	$W_{eff,y,ten}$	mm^3	62819	

4.6 Benodigde eigenschappen elastisch ondersteunde ligger

De vrije flens van een gording wordt geschematiseerd tot een elastisch ondersteunde ligger met een normaalkracht. Volgens NEN-EN 1993-1-3, art.10.1.4.1(2) bestaat deze ligger voor C- en Z-profielen uit de flens met randverstijving plus 1/5 van de profielhoogte h (*afb. 4.11*), gerekend vanaf de lijf/flens-intersectie (aangenomen wordt dat hiermee bedoeld wordt het snijpunt van de hartlijnen van lijf en flens). Voor de toetsing van een gording zijn de volgende eigenschappen van deze elastisch ondersteunde ligger nodig:

– het oppervlak A_{fz} voor het bepalen van de traagheidstraal i_{fz};
– de afstand y_{fz} van de hartlijn van de lip tot aan het zwaartepunt van het oppervlak A_{fz} voor het bepalen van het traagheidsmoment I_{fz};
– het traagheidsmoment I_{fz} voor het bepalen van de veerstijfheid K en de traagheidsstraal i_{fz};
– het weerstandsmoment W_{fz} voor de toetsing van de weerstand voor buigend moment en de equivalente zijdelingse belasting. Er wordt onderscheid gemaakt tussen het weerstandsmoment $W_{fz,lip}$ en $W_{fz,lijf}$, om de spanning in lip respectievelijk lijf te kunnen berekenen;
– de traagheidsstraal i_{fz} voor het bepalen van de reductiefactor χ_{LT} voor zijdelingse stabiliteit (kip) van de gedrukte vrije onderflens.

Deze eigenschappen worden berekend als: $A_{fz} = t(h/5 - r_m + b_v + c_v + 2\,\ell_r)^2$

$$y_{fz} = \frac{t\left(\ell_r\left(r_m - e_{rc}\right) + b_v\left(\tfrac{1}{2}b_v + r_m\right) + \ell_r\left(b_m - \left(r_m - e_{rc}\right)\right) + b_m\left(h/5 - r_m\right)\right)}{A_{fz}}$$

$I_{fz} = I_{fz,r} + I_{fz,b} + I_{fz,h} + I_{fz,c}$ met

$I_{fz,r} = 2I_{rc} + l_r t(y_{fz} - (r_m - e_{rc}))^2 + l_r t(b_m - (r_m - e_{rc}) - y_{fz})^2$

$I_{fz,b} = 1/12tb_v^3 + b_v t(1/2b_m - y_{fz})^2$ $\qquad$ $I_{fz,h} = t(h/5 - r_m)(b_m - y_{fz})^2$ $\qquad$ $I_{fz,lip} = c_v t y_{fz}^2$

$$W_{fz,lip} = \frac{I_{fz}}{y_{fz} + t/2} \qquad W_{fz,lijf} = \frac{I_{fz}}{b_m - y_{fz} + t/2} \qquad i_{fz} = \sqrt{\frac{I_{fz}}{A_{fz}}}$$

De resulterende eigenschappen, berekend met de profielmaten en afgeleide profielmaten uit *tabel 4.1* en *4.2* staan in *tabel 4.8*.

Tabel 4.8 Benodigde eigenschappen elastisch ondersteunde ligger.

variabelen	symbool	eenheid	waarde
oppervlak	A_{fz}	mm^2	287,12
afstand hartlijn lip tot zwaartepunt	y_{fz}	mm	43,11
traagheidsmoment voor buiging om z-as	I_{fz}	mm^4	239979,3
weerstandsmoment betrokken op lip	$W_{fz,lip}$	mm^3	5440,5
weerstandsmoment betrokken op lijf	$W_{fz,lijf}$	mm^3	7768,8
traagheidsstraal	i_{fz}	mm	28,9

4.7 Bepalen equivalente zijdelingse belasting

Zoals in *paragraaf 4.3* besproken, wordt gerekend met een equivalente zijdelingse belasting $k_h q_d$ op de ongesteunde onderflens. Deze belasting wordt berekend met afbeelding 10.3 uit NEN-EN 1993-1-3. Eerst wordt de factor k_{h0} bepaald, waarmee de equivalente flensbelasting voor torsie veroorzaakt door 'restrained bending' wordt berekend. Met deze factor kan vervolgens de totale equivalente zijdelingse belastingfactor k_h worden bepaald, die ook de equivalente flensbelasting voor torsie veroorzaakt door een belasting die niet aangrijpt in het dwarskrachtencentrum omvat. Bij het berekenen van de factoren k_{h0} en k_h moet volgens NEN-EN-1993-1-3 worden gerekend met de buitenmaten van het profiel. Vanuit mechanica oogpunt zou het rekenen met hartmaten logischer zijn.

Voor het Z-profiel geldt:

$$k_{h0} = \frac{ht\left(b^2 + 2cb - 2c^2b/h\right)}{4I_y} = \frac{250 \cdot 2 \cdot \left(75^2 + \left(2 \cdot 25 \cdot 75\right) - \left(2 \cdot 25^2 \cdot 75/250\right)\right)}{4 \cdot 8027391} = 0{,}1401$$

Hierin is:

h hoogte van het profiel (buitenmaat);

t	dikte van het profiel;
b	breedte van de flens (buitenmaat);
c	breedte van de lip (buitenmaat);
I_y	traagheidsmoment van de niet gereduceerde doorsnede voor buiging om de y-as.

Met de factor k_{h0} kan de equivalente zijdelingse belastingfactor k_h worden berekend.
Voor een drukkende belasting geldt: $k_h = k_{h0} = 0{,}1401$
Voor een trekkende belasting geldt: $k_h = k_{h0} - (a/h) = 0{,}1401 - (37{,}5/250) = -0{,}0099$

Hierin is a de afstand van het bevestigingsmiddel tot het lijf van de gording (zie *tabel 4.8*). In afbeelding 10.3 van NEN-EN 1993-1-3 wordt niet duidelijk aangegeven of a moet worden gerekend tot de binnenzijde, de buitenzijde of de hartlijn van het lijf. De afstand a wordt wel duidelijk aangegeven in afbeelding 10.6 van NEN-EN1993-1-3. Als de bevestiging in het midden van de flens van de gording zit geldt: a = b/2 = 75/2 = 37,5 mm

Voor het <u>C-profiel</u> geldt:

$$k_{h0} = \frac{I_{yz}}{I_y} \cdot \frac{g_s}{h} = 0{,}0$$

Voor drukkende belasting:

$$k_h = k_{h0} + \left(\frac{e}{h}\right) = 0{,}0 + \left(\frac{33{,}66}{250}\right) = 0{,}1346$$

waarbij e de afstand is tussen het dwarskrachtencentrum en de buitenzijde van het lijf (*zie tabel 4.7*)
Voor trekkende belasting:

$$k_h = k_{h0} - \left(\frac{f}{h}\right) = k_{h0} - \left(\frac{e+a}{h}\right) = 0{,}0 - \left(\frac{33{,}66+37{,}50}{250}\right) = -0{,}2846$$

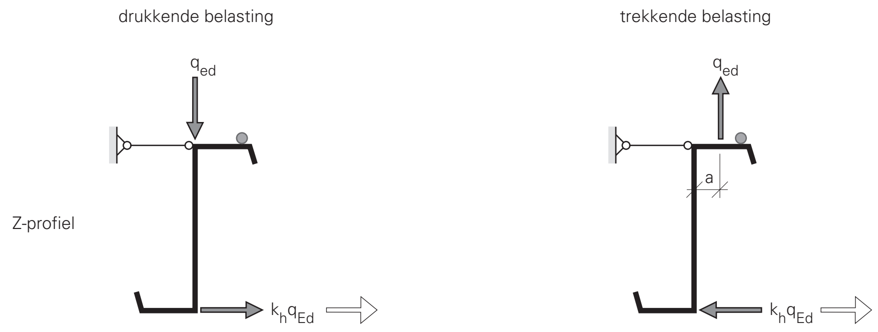
Hier staat een fout in de Eurocode. Dit moet zijn (ook volgens NEN 6773):

$$k_h = k_{h0} + \left(\frac{f}{h}\right) = k_{h0} + \left(\frac{e+a}{h}\right) = 0{,}0 + \left(\frac{33{,}66+37{,}50}{250}\right) = 0{,}2846$$

Overzicht equivalente zijdelingse belastingen

Door de zijdelingse belasting k_{h0} te vermenigvuldigen met de belasting, wordt de zijdelings belasting $q_{h,Ed}$ berekend. De richting van $q_{h,Ed}$ is belangrijk voor het bepalen van de plaats van het contactpunt tussen gording en beplating (*afb. 4.7*) en het bepalen van het teken van de spanningen (trek of druk) in de lip en het lijf van de ongesteunde flens. De richting van de zijdelings equivalente belastingen $q_{h,Ed}$ zoals aangegeven in *tabel 4.9* komen overeen met die zoals getekend in *afbeelding 4.7*, behalve voor het Z-profiel met trekkende belasting. Dit komt omdat voor een Z-profiel met trekkende belasting de richting van de equivalente zijdelings belasting afhankelijk is van de hoogte-breedte verhouding van het Z-profiel (zie noot in *afb 4.13*).

4.13 Bepaling zijdelingse belasting en contactpunt tussen gording en beplating (gebaseerd op afbeelding 10.3 uit NEN-EN 1993-1-3).

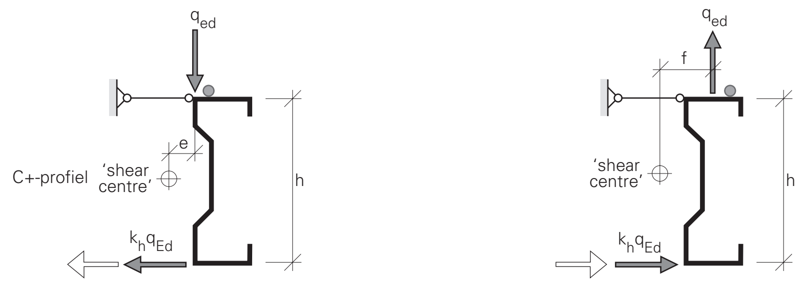


$q_{h,Ed} = k_h q_{Ed} = 0{,}1401 \cdot 1{,}5 = 0{,}210$ kN/m

$q_{h,Ed}$ positief, werkt dus naar rechts, contactpunt bij flenstip

$q_{h,Ed} = k_h q_{Ed} = -0{,}0099 \cdot 1{,}0 = -0{,}010$ kN/m

$q_{h,Ed}$ negatief, werkt dus naar rechts (*), contactpunt bij flenstip



$q_{h,Ed} = k_h q_{Ed} = 0{,}1346 \cdot 1{,}5 = 0{,}202$ kN/m

$q_{h,Ed}$ positief, werkt dus naar links, contactpunt bij lijf

$q_{h,Ed} = k_h q_{Ed} = 0{,}2846 \cdot 1{,}0 = 0{,}285$ kN/m

$q_{h,Ed}$ positief, werkt dus naar rechts contactpunt, bij flenstip

(*) k_h (en daarmee $q_{h,Ed}$) is negatief als $a/h > k_{h0}$, positief als $a/h < k_{h0}$

Let op, q_{Ed} moet zowel voor trekkende als drukkende belasting als een positieve waarde worden ingevoerd.

4.8 Bepalen veerstijfheid (NEN-EN 1993-1-3, art. 10.1.5)

De zijdelingse veerstijfheid K (*afb. 4.11*) hangt af van de gedeeltelijke torsiesteun aan de gording, geleverd door de verbinding tussen gording en beplating (gemodelleerd door de rotatiestijfheid C_d), de zijdelingse steun door de vervorming van de doorsnede van de gording (afhankelijk van de buigstijfheid van de plaatvelden van de gording en het contactpunt tussen gording en beplating) en de zijdelingse stijfheid geleverd door de buigstijfheid van de beplating. Normaal gesproken mag de invloed van de buigstijfheid van de beplating worden verwaarloosd.

In de volgende paragrafen zal eerst de bepaling van de rotatieconstante C_d worden besproken. Vervolgens wordt de bepaling van de afstand b_{mod} besproken die de invloed van de plaats van het contactpunt in rekening brengt. Ten slotte wordt de zijdelingse veerstijfheid K berekend.

Bepalen rotatiestijfheid C_D (NEN-EN 1993-1-3, art.10.1.5.2).

De rotatiestijfheid C_D volgt uit:

$$C_D = \frac{1}{\left(1/C_{D,A} + 1/C_{D,C}\right)}$$

met $C_{D,A}$ de rotatiestijfheid betrokken op de verbinding tussen beplating en de gording en $C_{D,C}$ de rotatiestijfheid betrokken op de buigstijfheid van de beplating. In de gebruikelijke toepassingen mag de invloed van $C_{D,C}$ buiten beschouwing gelaten worden, zodat $C_D = C_{D,A}$. De rotatiestijfheid $C_{D,A}$ mag berekend worden als:

$C_{D,A} = C_{100} \cdot k_{ba} \cdot k_t \cdot k_{bR} \cdot k_A \cdot k_{bT}$

De factoren in deze formule zijn:

<u>Rotatiestijfheid</u> C_{100}

De rotatiestijfheid C_{100} representeert de waarde van de rotatiestijfheid $C_{D,A}$ als de breedte b_a van de flens van de gording gelijk is aan 100 mm. De waarde is afhankelijk van de positie van het plaatmateriaal (positief of negatief), de plaats van de bevestiging (golfdal of golftop), de bevestigingsafstand (b_R of $2b_R$) en de richting van de belasting (trekkend of drukkend). De waarden voor C_{100} kunnen worden ontleend aan tabel 10.3 van NEN-EN 1993-1-3.

Voor een positieve plaatpositie, bevestiging in het dal en bevestigingsafstand b_R geldt

bij drukkende belasting: $C_{100} = 5{,}2$ kNm/m = 5200 Nmm/mm

bij trekkende belasting: $C_{100} = 2{,}6$ kNm/m = 2600 Nmm/mm

<u>Waarde</u> k_{ba}

De waarde k_{ba} is afhankelijk van de flensbreedte b_a van de gording. In NEN-EN 1993-1-3 is niet aangegeven hoe deze flensbreedte bepaald moet worden. In dit rekenvoorbeeld is gerekend met:

$b_a = b = 75$ mm

Voor $b_a = 75$ mm < 125 mm geldt: $k_{ba} = (b_a/100)^2 = (75/100)^2 = 0{,}563$

<u>Waarde</u> k_t

De waarde k_t is afhankelijk van de nominale plaatdikte t_{nom} en de positie van het plaatmateriaal. Voor een positieve plaatpositie en $t_{nom} = 0{,}75$ mm:

$k_t = (t_{nom}/0{,}75)^{1{,}1} = (0{,}75/0{,}75)^{1{,}1} = 1{,}0$

Let op: t_{nom} is niet de profieldikte!

<u>Waarde</u> k_{bR}

De waarde k_{bR} is afhankelijk van de golfafstand b_R van het plaatmateriaal.

Voor $b_R = 250$ mm > 185 mm geldt: $k_{bR} = 185/b_R = 185/250 = 0{,}740$

<u>Waarde</u> k_A

De waarde k_A is verschillend voor trekkende en drukkende belasting.

Voor trekkende belasting geldt: $k_A = 1,0$

Voor drukkende belasting is k_A afhankelijk van de positie van de beplating, de nominale plaatdikte t_{nom} en de belasting A (= waarde van q_{Ed} voor drukkende belasting) die door de beplating op de gording wordt afgedragen.

Voor een positieve plaatpositie en $t_{nom} = 0,75$ mm:

$K_A = 1,0 + (A - 1,0)\cdot 0,08 = 1,0 + (1,50 - 1,0)\cdot 0,08 = 1,04$

Waarde b_T

Voor $b_T > b_{T,max}$ geldt: $k_{bT} = \sqrt{\frac{b_{T;max}}{b_T}} = \sqrt{\frac{40}{100}} = 0,632$

waarbij $b_{T,max}$ volgt uit tabel 10.3 van NEN-EN 1993-1-3 (zie ook bepaling rotatiecoëfficiënt C_{100}) en b_T de breedte van de flens van de beplating is, die is bevestigd aan de gording.

Rotatiestijfheid

De rotatiestijfheid C_D kan met de nu bekende variabelen worden berekend voor zowel drukkende als trekkende belasting.

Rotatiestijfheid voor drukkende belasting:

$C_D = C_{D,A} = C_{100}\cdot k_{ba}\cdot k_t\cdot k_{bR}\cdot k_A\cdot k_{bT} = 5200\cdot 0,563\cdot 1,0\cdot 0,740\cdot 1,04\cdot 0,632 = 1424$ Nmm/mm.

Rotatiestijfheid voor trekkende belasting:

$C_D = C_{D,A} = C_{100}\cdot k_{ba}\cdot k_t\cdot k_{bR}\cdot k_A\cdot k_{bT} = 2600\cdot 0,563\cdot 1,0\cdot 0,740\cdot 1,0\cdot 0,632 = 685$ Nmm/mm.

Invloed plaats contactpunt tussen gording en beplating

De variabele b_{mod} geeft de invloed van de plaats van het contactpunt tussen gording en beplating op de zijdelingse stijfheid door vervorming van de doorsnede van de gording. De plaats van het contactpunt hangt af van de richting van de equivalente zijdelingse belasting (*afb. 4.8*).

Als het contactpunt ligt bij het lijf van de gording geldt volgens NEN-EN 1993-1-3, art. 10.1.5.1: $b_{mod} = a = 37,5$ mm

Dit is het geval voor het C-profiel met drukkende belasting.

Als het contactpunt ligt bij de flenstip van de gording geldt: $b_{mod} = (2\cdot a) + b = (2\cdot 37,5) + 75 = 150$ mm

Dit is het geval voor het Z-profiel met zowel trekkende als drukkende belasting en het C-profiel met trekkende belasting.

Resulterende veerstijfheden

Met de rotatiestijfheid C_D en de waarde voor b_{mod} wordt de zijdelingse veerstijfheid K berekend, waarmee later het zijdelingse buigende moment $M_{fz,Ed}$ kan worden bepaald.

$$\frac{1}{K} = \frac{4\left(1-\nu^2\right)h^2\left(h_d + b_{mod}\right)}{Et^3} + \frac{h^2}{C_D}$$

$$\frac{1}{K} = \frac{4\left(1-0{,}3^2\right)\cdot 250^2\cdot\left(250+b_{mod}\right)}{210000\cdot 2^3} + \frac{250^2}{C_D} = 0{,}1354\left(250+b_{mod}\right) + \frac{62500}{C_D}\ (mm^2/N)$$

Hierin is:

ν dwarscontractiecoëfficiënt;

h hoogte van het lijf (buitenmaat);

h_d ontwikkelde hoogte van het lijf, voor een gording zonder lijfverstijvingen geldt: $h_d = h$;

E elasticiteitsmodulus;

t dikte van het profiel;

C_D rotatiestijfheid.

De resulterende veerstijfheden voor drukkende en trekkende belasting bij het Z- en C-profiel worden gegeven in *tabel 4.10*.

4.9 Bepalen zijdelings buigend moment $M_{fz,Ed}$

Het zijdelingse buigend moment $M_{fz,Ed}$ wordt volgens NEN-EN 1993-1-3, art.10.1.4.1 (5) berekend als $M_{fz,Ed} = \kappa_R M_{0,fz,Ed}$.

$M_{0,fz,Ed}$ is het initiële buigende moment in de ongesteunde flens zonder enige steun uit de zijdelingse veer en κ_R is een correctiefactor voor de invloed van de elastische steun en hangt af van R, die volgens NEN-EN 1993-1-3, art. 10.1.4.1(7) is:

$$R = \frac{KL_a^4}{\pi^4 EI_{fz}} = \frac{K\cdot 3250^4}{\pi^4\cdot 210000\cdot 239979{,}3} = 22{,}727\cdot K$$

L_a = 3250 mm, de afstand tussen de kipsteunen. *Tabel 4.11* geeft een overzicht van de berekende waarden voor R, voor trekkende en drukkende belastingen bij het Z- en C-profiel. κ_R en het initiële zijdelingse buigende moment $M_{0,fz,Ed}$ kunnen bepaald worden met tabel 10.1 uit NEN-EN 1993-1-3, met het statisch systeem van de gording en de locatie waar de doorsnede wordt getoetst.

<u>Locatie A (tussen eindsteunpunt en kipsteun)</u>

$$M_{0,fz,Ed} = \frac{9}{128} q_{h,Ed} L_a^2 \qquad \kappa_R = \frac{1-0{,}0141R}{1+0{,}416R}$$

<u>Voor locatie B (t.p.v. de kipsteun) zijn er twee mogelijkheden:</u>

Locatie B in eindveld (deze locatie leidt tot het maatgevende moment $M_{fz,Ed} = \kappa_R M_{fz,Ed}$)

$$M_{0,fz,Ed} = -\frac{1}{8} q_{h,Ed} L_a^2 \qquad \kappa_R = \frac{1+0{,}0314R}{1+0{,}396R}$$

Locatie B in middenveld (deze locatie is niet maatgevend)

$$M_{0,fz,Ed} = -\frac{1}{12} q_{h,Ed} L_a^2 \qquad \kappa_R = \frac{1+0{,}0178R}{1+0{,}191R}$$

Locatie D (t.p.v. middensteunpunt)

$$M_{0,fz,Ed} = -\frac{1}{12} q_{h,Ed} L_a^2 \qquad \kappa_R = \frac{1+0{,}0178R}{1+0{,}191R}$$

In al deze formules is L_a = 3250 mm de afstand tussen de kipsteunen. In *tabel 4.10* wordt een overzicht gegeven van de resulterende waarden voor κ_R, $M_{0,fz,Ed}$ en $M_{fz,Ed}$ voor het Z- en C-profiel onder trekkende en drukkende belasting.

Tabel 4.10 Bepaling van momenten in gording en ongesteunde drukflens.

		Z-profiel		C-profiel	
		drukkende belasting	trekkende belasting	drukkende belasting	trekkende belasting
C_D (Nmm/mm)		1424	685	1424	685
b_{mod} (mm)		150	150	37,5	150
$\frac{1}{K} = 0{,}1354\left(250 + b_{mod}\right) + \frac{62500}{C_D}$ (mm²/N)		98,050	145,401	82,818	145,401
K (N/mm²)		0,0102	0,0069	0,0121	0,0069
R = 22,727 K		0,232	0,157	0,275	0,157
$q_{h,Ed}$ (N/mm) (*tabel 4.9*)		0,210	–0,010	0,202	0,285
$q_{v,Ed}$ [N/mm] (*tabel 4.4*)		1,5	–1,0	1,5	–1,0
A veld, tussen eindoplegging en kipsteun	$M_{0,fz,Ed} = \frac{9}{128} q_{h,Ed} L_a^2$	n.v.t	–0,007 kNm	n.v.t	0,212 kNm
	$\kappa_R = \frac{1 - 0{,}0141R}{1 + 0{,}416R}$		0,937		0,937
	$M_{fz,Ed} = \kappa_R M_{0,fz,Ed}$		–0,007 kNm		0,199 kNm
	t.g.v. $M_{fz,Ed}$ druk in flens bij		lip		lijf
	$M_{y,Ed} = \frac{9}{128} q_{y,Ed} L^2$	4,456 kNm	–2,970 kNm	4,456 kNm	–2,970 kNm
B veld, bij kipsteun	$M_{0,fz,Ed} = -\frac{1}{8} q_{h,Ed} L_a^2$	n.v.t	0,013 kNm	n.v.t	–0,376 kNm
	$\kappa_R = \frac{1 + 0{,}0314R}{1 + 0{,}396R}$		0,946		0,946
	$M_{fz,Ed} = \kappa_R M_{0,fz,Ed}$		0,012 kNm		–0,356 kNm
	t.g.v $M_{fz,Ed}$ druk in flens bij		lijf		lip
	$M_{y,Ed} = \frac{1}{16} q_{y,Ed} L^2$	3,961 kNm	–2,641 kNm	3,961 kNm	–2,641 kNm
D n.v.t midden-oplegging	$M_{0,fz,Ed} = -\frac{1}{12} q_{h,Ed} L_a^2$	0,185 kNm	n.v.t	0,178 kNm	n.v.t
	$\kappa_R = \frac{1 + 0{,}0178R}{1 + 0{,}191R}$	0,962		0,955	
	$M_{fz,Ed} = \kappa_R M_{0,fz,Ed}$	0,178 kNm		0,170 kNm	
	t.g.v. $M_{fz,Ed}$ druk in flens bij	lijf		lijf	
	$M_{y,Ed} = -\frac{1}{8} q_{y,Ed} L^2$	–7,922 kNm	5,281 kNm	–7,922 kNm	5,281 kNm

4.10 Bepalen reductiefactor χ_{LT} voor kip ongesteunde drukflens

Bepalen kniklengte l_{fz} en relatieve slankheid

Voor het bepalen van de reductiefactor χ_{LT} moet eerst de relatieve slankheid $\bar{\lambda}_{fz}$ worden berekend, die afhangt van de kniklengte l_{fz} van de ongesteunde drukflens. Voor $0 \le R \le 200$ mag de kniklengte l_{fz} voor zowel drukkende en trekkende belasting bepaald worden als:

$$l_{fz} = \eta_1 L_a \left(1 + \eta_2 R^{\eta_3}\right)^{\eta_4}$$

In deze formules is $L_a = 3250$ mm de afstand tussen de kipsteunen. De coëfficiënten η_i, die de invloed van het statisch systeem en het aantal kipsteunen in rekening brengen volgen uit NEN-EN 1993-1-3, art. 10.1.4.2, tabel 10.2a en 10.2b. In dit rekenvoorbeeld is er sprake van een 'eindveld' en één kipsteun per veld. De toe te passen waarden voor de coëfficiënten η_i voor drukkende- en trekkende belasting worden gegeven in *tabel 4.11* .

Tabel 4.11 Coëfficiënten η_i voor drukkende en trekkende belasting.

coëfficiënten	belasting	
η_i	drukkend	trekkend
η_1	0,515	0,800
η_2	1,26	6,75
η_3	0,868	1,49
η_4	–0,242	–0,155

Voor <u>drukkende</u> belasting bij een <u>Z-profiel</u> (met R = 0,232) geeft dit:

$l_{fz} = 0{,}515 \cdot 3250\ (1 + 1{,}26 \cdot 0{,}232^{0{,}868})^{-0{,}242} = 1555$ mm.

Voor <u>drukkende</u> belasting bij een <u>C-profiel</u> (met R = 0,275) geeft dit:

$l_{fz} = 0{,}515 \cdot 3250\ (1 + 1{,}26 \cdot 0{,}275^{0{,}868})^{-0{,}242} = 1540$ mm.

Voor <u>trekkende</u> belasting bij een <u>Z-en C-profiel</u> (met R = 0,157) geeft dit:

$l_{fz} = 0{,}800 \cdot 3250\ (1 + 6{,}75 \cdot 0{,}157^{1{,}49})^{-0{,}155} = 2460$ mm.

De relatieve slankheid $\bar{\lambda}_{fz}$ wordt berekend als:

$$\bar{\lambda}_{fz} = \frac{l_{fz} / i_{fz}}{\lambda_1}$$

In deze formule is i_{fz} de traagheidsstraal van de ongesteunde flens (*zie tabel 4.8*) en

$\lambda_1 = \pi(E/f_{yb})^{0{,}5} = \pi(210000/350)^{0{,}5} = 76{,}95$

Hieruit volgt:

$$\bar{\lambda}_{fz} = \frac{l_{fz} / i_{fz}}{\lambda_1} = \frac{l_{fz} / 28{,}9}{76{,}95} = 0{,}4497 \cdot 10^{-3} l_{fz}$$

Tabel 4.12 geeft een overzicht van de resulterende relatieve slankheden voor het Z-profiel en C-profiel onder trekkende en drukkende belasting.

Tabel 4.12 Berekening reductiefactor χ_{LT} voor zijdelingse instabiliteit van ongesteunde drukflens.

	Z-profiel		C-profiel	
	drukkende belasting	trekkende belasting	drukkende belasting	trekkende belasting
R	0,232	0,157	0,275	0,157
l_{fz}(mm)	1555 mm	2460 mm	1540 mm	2460 mm
$\bar{\lambda}_{fz} = 0{,}4497 \cdot 10^{-3} l_{fz}$	0,699	1,106	0,693	1,106
ϕ_{LT}	0,734	1,079	0,730	1,079
$\chi_{LT} = \frac{1}{\Phi_{LT} + \sqrt{\Phi_{LT}^2 - 0{,}75\bar{\lambda}_{fz}^2}}$	0,870	0,635	0,873	0,635
$1/(\bar{\lambda}_{fz}^2)$	2,047	0,818	2,082	0,818

Bepalen reductiefactor χ_{LT}

Voor het berekenen van reductiefactor χ_{LT} volgens NEN-EN 1993-1-1, art. 6.3.2.3 moet eerst de factor ϕ_{LT} worden berekend:

$$\Phi_{LT} = 0{,}5\left(1 + \alpha_{LT}\left(\bar{\lambda}_{LT} - \bar{\lambda}_{LT,0}\right) + \beta\bar{\lambda}_{LT}^2\right)$$

met $\bar{\lambda}_{LT} = \bar{\lambda}_{fz}$ en α_{LT}, $\bar{\lambda}_{LT,0}$ en β factoren die worden gegeven in de Nationale Bijlage (zie *tabel 4.13*).

Tabel 4.13 Factoren uit de Nationale Bijlage.

factor	waarde
α_{LT}	0,34
$\bar{\lambda}_{LT,0}$	0,40
β	0,75

Voor <u>drukkende</u> belasting bij een <u>Z-profiel</u> (met $\bar{\lambda}_{LT} = \bar{\lambda}_{fz} = 0{,}699$) geeft dit:

$$\Phi_{LT} = 0{,}5\left(1 + \alpha_{LT}\left(\bar{\lambda}_{LT} - \bar{\lambda}_{LT,0}\right) + \beta\bar{\lambda}_{LT}^2\right) = 0{,}5\left(1 + 0{,}34\left(0{,}699 - 0{,}4\right) + 0{,}75 \cdot 0{,}699^2\right) = 0{,}734$$

Voor <u>drukkende</u> belasting bij een <u>C-profiel</u> (met $\bar{\lambda}_{LT} = \bar{\lambda}_{fz} = 0{,}672$) geeft dit:

$$\Phi_{LT} = 0{,}5\left(1 + \alpha_{LT}\left(\bar{\lambda}_{LT} - \bar{\lambda}_{LT,0}\right) + \beta\bar{\lambda}_{LT}^2\right) = 0{,}5\left(1 + 0{,}34\left(0{,}693 - 0{,}4\right) + 0{,}75 \cdot 0{,}693^2\right) = 0{,}730$$

Voor <u>trekkende</u> belasting bij een <u>Z-en C-profiel</u> (met $\bar{\lambda}_{LT} = \bar{\lambda}_{fz} = 1{,}055$) geeft dit:

$$\Phi_{LT} = 0{,}5\left(1 + \alpha_{LT}\left(\bar{\lambda}_{LT} - \bar{\lambda}_{LT,0}\right) + \beta\bar{\lambda}_{LT}^2\right) = 0{,}5\left(1 + 0{,}34\left(1{,}106 - 0{,}4\right) + 0{,}75 \cdot 1{,}106^2\right) = 1{,}079$$

De reductiefactor χ_{LT} voor zijdelingse instabiliteit (kip) van de ongesteunde drukflens kan met de nu bekende variabelen berekend worden:

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\Phi_{LT} + \sqrt{\Phi_{LT}^2 - \beta\bar{\lambda}_{LT}^2}} = \frac{1}{\Phi_{LT} + \sqrt{\Phi_{LT}^2 - 0{,}75\bar{\lambda}_{fz}^2}} \text{ , maar } \chi_{LT} \leq 1{,}0 \text{ en } \chi_{LT} \leq \frac{1}{\bar{\lambda}_{fz}^2}$$

Tabel 4.13 geeft de resulterende reductiefactoren voor het Z-profiel en C-profiel onder trekkende en drukkende belasting.

4.11 Resultaten van toetsing weerstand doorsnede en stabiliteit ongesteunde drukflens

Voor momenten $M_{y,Ed}$ en $M_{fz,Ed}$ zie *tabel 4.10.*

Voor reductiefactor χ_{LT} zie *tabel 4.12.*

Voor weerstandsmomenten $W_{eff,y,com}$ en $W_{eff,y,ten}$ zie *tabel 4.7.*

Voor weerstandsmomenten $W_{fz,lip}$ en $W_{fz,lijf}$ zie *tabel 4.8.*

Drukkende belasting: locatie A (tussen eindoplegging en kipsteun)

Gesteunde bovenflens (druk):

<u>Z- en C-profiel</u>

$$\sigma_{max,Ed} = \frac{M_{y,Ed}}{W_{eff,y,com}} = \frac{4{,}456 \cdot 10^6}{54528} = 82 \leq \frac{f_y}{\gamma_M} = \frac{350}{1{,}0} = 350{,}0 \text{ N/mm}^2$$

Ongesteunde onderflens (trek):

<u>Z-profiel en C-profiel</u>

$$\sigma_{max,Ed} = \frac{M_{y,Ed}}{W_{eff,y,ten}} = \frac{4{,}456 \cdot 10^6}{62819} = 71 \leq \frac{f_y}{\gamma_M} = \frac{350}{1{,}0} = 350{,}0 \text{ N/mm}^2$$

Drukkende belasting: locatie B (kipsteun)

Niet maatgevend omdat $M_{y,Ed}$ op locatie B kleiner is dan op locatie A.

Drukkende belasting: locatie D (middensteunpunt)

Gesteunde bovenflens (trek):

<u>Z- en C-profiel</u>

$$\sigma_{max,Ed} = \frac{M_{y,Ed}}{W_{eff,y,ten}} = \frac{7{,}922 \cdot 10^6}{62819} = 126 \leq \frac{f_y}{\gamma_M} = \frac{350}{1{,}0} = 350 \text{ N/mm}^2$$

Ongesteunde onderflens (druk):

<u>Z-profiel</u>

$$\sigma_{max,Ed} = \frac{1}{\chi_{LT}}\left(\frac{M_{y,Ed}}{W_{eff,y,com}}\right) + \frac{M_{fz,Ed}}{W_{fz,lijf}} = \frac{1}{0{,}870}\left(\frac{7{,}922 \cdot 10^6}{54528}\right) + \frac{0{,}178 \cdot 10^6}{7768{,}8} = 190 \leq \frac{f_y}{\gamma_M} = 350{,}0 \text{ N/mm}^2$$

C-profiel

$$\sigma_{max,Ed} = \frac{1}{\chi_{LT}}\left(\frac{M_{y,Ed}}{W_{eff,y,com}}\right) + \frac{M_{fz,Ed}}{W_{fz,lijf}} = \frac{1}{0{,}873}\left(\frac{7{,}922 \cdot 10^6}{54528}\right) + \frac{0{,}170 \cdot 10^6}{7768{,}8} = 188 \leq \frac{f_y}{\gamma_M} = 350{,}0 \text{ N/mm}^2$$

Trekkende belasting: locatie A (tussen eindoplegging en kipsteun)

Gesteunde bovenflens (trek):

Z-en C-profiel

$$\sigma_{max,Ed} = \frac{M_{y,Ed}}{W_{eff,y,ten}} = \frac{2{,}970 \cdot 10^6}{62819} = 47 \leq \frac{f_y}{\gamma_M} = \frac{350}{1{,}0} = 350{,}0 \text{ N/mm}^2$$

Ongesteunde onderflens (druk):

Z-profiel

$$\sigma_{max,Ed} = \frac{1}{\chi_{LT}}\left(\frac{M_{y,Ed}}{W_{eff,y,com}}\right) + \frac{M_{fz,Ed}}{W_{fz,lip}} = \frac{1}{0{,}635}\left(\frac{2{,}970 \cdot 10^6}{54528}\right) + \frac{0{,}007 \cdot 10^6}{5440{,}5} = 87 \leq \frac{f_y}{\gamma_M} = \frac{350}{1{,}0} = 350{,}0 \text{ N/mm}^2$$

C-profiel

$$\sigma_{max,Ed} = \frac{1}{\chi_{LT}}\left(\frac{M_{y,Ed}}{W_{eff,y,com}}\right) + \frac{M_{fz,Ed}}{W_{fz,lijf}} = \frac{1}{0{,}635}\left(\frac{2{,}970 \cdot 10^6}{54528}\right) + \frac{0{,}199 \cdot 10^6}{7768{,}8} = 111 \leq \frac{f_y}{\gamma_M} \frac{350}{1{,}0} = 350{,}0 \text{ N/mm}^2$$

Trekkende belasting: locatie B (kipsteun)

Gesteunde bovenflens (trek):

Z-en C-profiel

$$\sigma_{max,Ed} = \frac{M_{y,Ed}}{W_{eff,y,ten}} = \frac{2{,}641 \cdot 10^6}{62819} = 42 \leq \frac{f_y}{\gamma_M} = \frac{350}{1{,}0} = 350{,}0 \text{ N/mm}^2$$

Ongesteunde onderflens (druk):

Z-profiel

$$\sigma_{max,Ed} = \frac{1}{\chi_{LT}}\left(\frac{M_{y,Ed}}{W_{eff,y,com}}\right) + \frac{M_{fz,Ed}}{W_{fz,lijf}} = \frac{1}{0{,}635}\left(\frac{2{,}641 \cdot 10^6}{54528}\right) + \frac{0{,}012 \cdot 10^6}{7768{,}8} = 78 \leq \frac{f_y}{\gamma_M} = \frac{350}{1{,}0} = 350{,}0 \text{ N/mm}^2$$

C-profiel

$$\sigma_{max,Ed} = \frac{1}{\chi_{LT}}\left(\frac{M_{y,Ed}}{W_{eff,y,com}}\right) + \frac{M_{fz,Ed}}{W_{fz,lijf}} = \frac{1}{0{,}635}\left(\frac{2{,}641 \cdot 10^6}{54528}\right) + \frac{0{,}356 \cdot 10^6}{5440{,}5} = 142 \leq \frac{f_y}{\gamma_M} = \frac{350}{1{,}0} = 350{,}0 \text{ N/mm}^2$$

Trekkende belasting: locatie D: tussensteunpunt

Gesteunde bovenflens (druk):

Z-en C-profiel

$$\sigma_{max,Ed} = \frac{M_{y,Ed}}{W_{eff,y,com}} = \frac{5{,}281 \cdot 10^6}{54528} = 97 \leq \frac{f_y}{\gamma_M} = \frac{350}{1{,}0} = 350{,}0 \text{ N/mm}^2$$

Ongesteunde onderflens (trek):

Z-en C-profiel

$$\sigma_{max,Ed} = \frac{M_{y,Ed}}{W_{eff,y,ten}} = \frac{5{,}281 \cdot 10^6}{62819} = 84 \;\leq\; \frac{f_y}{\gamma_M} = \frac{350}{1{,}0} = 350{,}0 \text{ N/mm}^2$$

Alle voorgaande toetsen voldoen ruim, de gording is overgedimensioneerd.

Resultaten van het Z en C-profiel

Tabel 4.14 geeft een overzicht van de resultaten van de toetsingen.

Er treden alleen verschillen op tussen de resultaten van het Z en C-profiel, bij de toetsingen van de stabiliteit van de ongesteunde drukflens. Deze verschillen zijn vooral te wijten aan verschillen in de equivalente zijdelingse belasting op het profiel.

Voor drukkende belasting is de toets van de stabiliteit van de ongesteunde drukflens bij het middensteunpunt maatgevend. Bij deze toets is er geen noemenswaardig verschil tussen het C-profiel en het Z-profiel. Het C-profiel kan worden geoptimaliseerd tot een Sigma-profiel. Omdat in een Sigma-profiel het dwarskrachtencentrum dichter tegen het lijf ligt zal de equivalente zijdelingse belasting voor dit profiel kleiner zijn dan voor een C-profiel.

Bij trekkende belasting geeft het Z-profiel betere resultaten dan het C-profiel.

Dit komt doordat de equivalente zijdelingse belasting op het Z-profiel veel kleiner is dan op het C-profiel. Bij het Z-profiel wordt de torsie door 'restrained bending' gecompenseerd door de torsie die optreedt doordat de belasting niet in het dwarskrachtencentrum aangrijpt. Bij het Z-profiel is daardoor niet de stabiliteit van de ongesteunde drukflens maatgevend, maar de weerstand van de doorsnede boven het tussensteunpunt.

Tabel 4.14 Overzicht van de resultaten van de toetsingen.

<table>
<tr><th>belasting</th><th>situering</th><th>flens</th><th>spanning (N/mm²)</th><th>Z</th><th>C</th></tr>
<tr><td rowspan="4">drukkend</td><td rowspan="2">A veld</td><td>boven</td><td>druk</td><td colspan="2">82</td></tr>
<tr><td>onder</td><td>trek</td><td colspan="2">71</td></tr>
<tr><td rowspan="2">D steunpunt</td><td>boven</td><td>trek</td><td colspan="2">126</td></tr>
<tr><td>onder</td><td>druk</td><td>190</td><td>188</td></tr>
<tr><td rowspan="6">trekkend</td><td rowspan="2">A veld</td><td>boven</td><td>trek</td><td colspan="2">47</td></tr>
<tr><td>onder</td><td>druk</td><td>87</td><td>111</td></tr>
<tr><td rowspan="2">B veld (kipsteun)</td><td>boven</td><td>trek</td><td colspan="2">42</td></tr>
<tr><td>onder</td><td>druk</td><td>78</td><td>142</td></tr>
<tr><td rowspan="2">D steunpunt</td><td>boven</td><td>druk</td><td colspan="2">97</td></tr>
<tr><td>onder</td><td>trek</td><td colspan="2">84</td></tr>
</table>

4.12 Toetsing dwarskracht

De gording moet, behalve het opnemen van momenten, ook in staat zijn om dwarskrachten via het lijf op te kunnen nemen. De opneembare dwarskracht $V_{b,Rd}$ is afhankelijk van de opneembare schuifspanning f_{bv} welke op zijn beurt weer afhankelijk is van

de relatieve slankheid van het lijf $\bar{\lambda}_w$.

Omdat het lijf geen tussenverstijvingen heeft, wordt de relatieve slankheid van het lijf berekend als:

$$\bar{\lambda}_w = 0{,}346\frac{s_w}{t}\sqrt{\frac{f_{yb}}{E}} = 0{,}346\frac{h_p}{t}\sqrt{\frac{f_{yb}}{E}} = 0{,}346\frac{245{,}66}{2{,}0}\sqrt{\frac{350}{210000}} = 1{,}735$$

In NEN-EN 1993-1-3, art. 6.1.5, tabel 6.1 kan de formule voor de opneembare schuifspanning f_{bv} worden bepaald. Omdat de relatieve slankheid groter is dan 1,40 en er gordingsteunen aanwezig zijn geldt:

$$f_{bv} = 0{,}48\frac{f_{yb}}{\bar{\lambda}_w} = 0{,}48\frac{350}{1{,}735} = 96{,}83 \text{ N/mm}^2$$

De opneembare dwarskracht wordt:

$$V_{b,Rd} = \frac{\frac{h_w}{\sin\varphi}tf_{bv}}{\gamma_{M0}} = \frac{\frac{h_m}{\sin\varphi}tf_{bv}}{\gamma_{M0}} = \frac{\frac{248}{1}2{,}0\cdot 96{,}83}{1{,}0} = 48028 \text{ N}$$

De maximaal optredende dwarskracht (bij drukkende belasting) is:

$$V_{b,Rd} = \frac{5}{8}q_{Ed}L = \frac{5}{8}\cdot 1{,}5\cdot 6500 = 6094 \text{ N}$$

Omdat de optredende dwarskracht kleiner is dan de helft van de opneembare dwarskracht, hoeft er niet gecontroleerd te worden op interactie van het buigende moment en de dwarskracht.

4.13 Doorbuiging

Doorbuiging in bruikbaarheidsgrenstoestand

Behalve op sterkte en stabiliteit dient de gording ook te worden getoetst op stijfheid. Een bovengrens voor de doorbuiging onder drukkende belasting kan, uitgaande van een uniforme stijfheid $I_{y,eff}$ over de lengte berekend worden als:

$$\delta = \frac{1}{185}\frac{q_{Ed}L^4}{EI_{eff,y}} = \frac{1{,}0\cdot 6500^4}{185\cdot 210000\cdot 7297575} = 6{,}30 \text{ mm}$$

met $I_{eff,y}$ bepaald voor de uiterste grenstoestand (identiek voor het Z- en C-profiel). In de bruikbaarheidsgrenstoestand mogen de effectieve breedtes van gedrukte plaatdelen ook bepaald worden met de in de bruikbaarheidsgrenstoestand optredende drukspanning $\sigma_{com,Ed,ser}$ wat zal leiden tot een grotere $I_{y,eff}$ en dus een kleinere doorbuiging. Als alternatief voor de berekening van de doorbuiging mag volgens NEN-EN1993, art. 7.1 ook gerekend worden met:

$$I_{fic} = I_{gr} - \frac{\sigma_{gr}}{\sigma}\left(I_{gr} - I(\sigma)_{eff}\right)$$

Hier is σ_{gr} de maximaal optredende drukspanning in de bruikbaarheidstoestand, berekend met het ongereduceerd traagheidsmoment I_{gr} van de doorsnede:

$$\sigma_{gr} = \frac{\frac{9}{128} q_{Ed} L^2 \frac{1}{2} h}{I_{gr}} = \frac{\frac{9}{128} \cdot 1{,}0 \cdot 6500^2 \frac{1}{2} \cdot 250}{8027391} = 46 \text{ N/mm}^2$$

Met $\sigma = f_{yb}$ geeft dit:

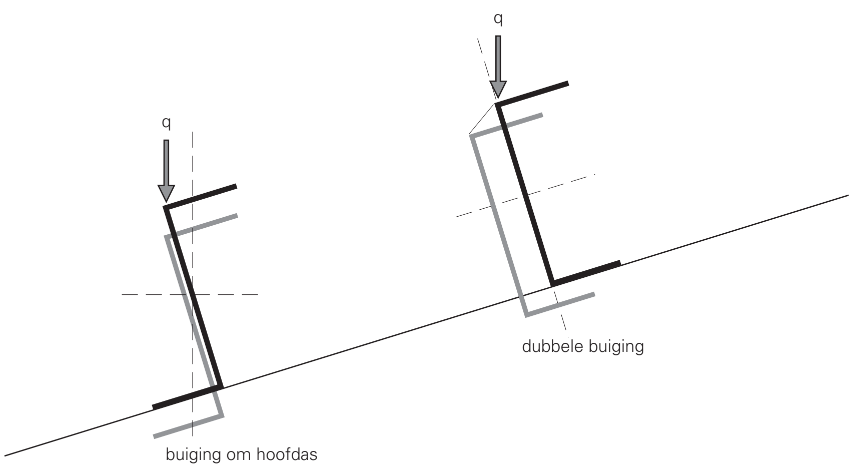
$$I_{fic} = 8027391 - \frac{46}{350}\left(8027391 - 7297575\right) = 7931472 \ \text{ mm}^4$$

resulterend in $\delta = \frac{7297575}{7931472} \cdot 6{,}33 = 5{,}82 \ \text{ mm}$

In de Eurocode wordt niet aangegeven welke doorbuigingen toelaatbaar zijn. Volgens NEN 6702, art. 6.1.3 mag de door doorbuiging niet groter zijn dan δ = L/250 = 6500/250 = 26,0 mm. Hieraan voldoet de optredende doorbuiging. De berekende doorbuiging werkt in de richting loodrecht op het dakvlak.

Doorbuiging in montage stadium

In het montage stadium wordt de gording nog niet gesteund door de beplating, en zal bij een schuin dak in het algemeen dubbele buiging van de gording optreden (*afb. 4.13*). Daardoor zal de gording niet alleen in vertikale richting, maar ook in horizontale richting uitbuigen. De uitbuiging in horizontale richting heeft een grote component in het vlak van het dak. Als de vervormingen in het dakvlak te groot worden, bemoeilijkt dit de montage van de beplating (de bevestigingen komen naast de gording terecht). Bij grote overspanningen worden daarom wel koppelpijpen of 'bretels' toegepast. Alleen bij een profiel waar de sterke hoofdas in gemonteerde toestand precies horizontaal loopt treedt enkel buiging om de hoofdas op, en buigt de gording alleen in vertikale richting uit.



4.13 Doorbuiging in montagefase.

5. Literatuur

1. M.C.M. Bakker, H. Hofmeyer en J.W.B. Stark, *Introductie Eurocode 3. Toetsing van staalconstructies (deel Gebouwen). Module G3: Koudgevormde profielen*. Syllabus van de gelijknamige cursus (niet los verkrijgbaar). Bouwen met Staal, Zoetermeer 2009.

2. 'Worked examples according to EN 1993-1-3 Eurocode-3, Part 1.3'. *ECCS-European Convention for Constructional Steelwork* 2008.

3. www.access-steel.com. Op deze site zijn een aantal rekenvoorbeelden en stroomschema's te vinden voor de berekening van koudgevormde profielen (gebruik 'cold-formed' als zoekopdracht).

4. M. Roose, 'Koudgevormde profielen'. *(Over)spannend staal. Deel 3. Construeren B.* Staalbouwkundig Genootschap, Rotterdam 1996.

5. J.W.B. Stark, *Koudgevormde profielen*. Staalcentrum Nederland en Staalbouwkundig Genootschap, tweede druk Rotterdam 1984 (kosteloos beschikbaar op www.bouwenmetstaal.nl).

6. O. Lagerqvist (sam.), *Design of Steel Structures, teaching aid for engineers*, Swedish Institute of Steel Construction 2006.

7. www.ce.jhu.edu/bschafer/. Dit is de website van prof. Ben Schafer, waar het eindige-strippenprogramma CUFSM en het programma CUTWP kunnen worden gedownload, evenals de handleidingen voor deze programma's.

8. W.W. Yu, *Cold-formed steel design*. John Wiley & Sons, New York 1985.

9. *Handboek Staalframebouw*. Bouwen met Staal, Zoetermeer 2004.

10. S.P. Timoshenko en J.M. Gere, *Theory of elastic stability*. Mc-Graw-Hill 1983.

Technisch Dossier #4

Koudgevormde profielen
Rekenvoorbeelden volgens Eurocode 3

Een *Technisch Dossier* informeert constructeurs, (bouwkundig) ontwerpers, overheden en studenten over constructieve en bouwtechnische onderwerpen. Deskundigen en direct betrokkenen vertellen over de achtergronden bij hun ontwerp, over bestaande, nieuwe of vernieuwde normen en rekenregels óf over hun eigen praktijkervaringen.

In de serie *Technisch Dossier* verschenen eerder:

#1 Wateraccumulatie (2006);

#2 Vloeren van kanaalplaten met geïntegreerde stalen liggers (2007);

#3 Eurocode 3: opzet en vergelijk met TGB 1990 (2007).

Koudgevormde profielen,
rekenvoorbeelden volgens Eurocode 3

Dit dossier is om constructeurs vertrouwd te maken met het rekenen aan koudgevormde profielen via rekenvoorbeelden volgens NEN-EN 1993-1-3 (Eurocode 3). Hoofdstuk 1 is een inleiding en geeft de meest belangrijke instabiliteitsvormen van dunwandige staalprofielen. Hierdoor moet worden gerekend met gereduceerde (effectieve) doorsneden. Voor de rekenvoorbeelden in hoofdstuk 2 zijn profielen met relatief grote breedte-dikte verhouding van de plaatdelen gekozen om het rekenen met effectieve doorsneden te verduidelijken. Voor de rekenvoorbeelden in hoofdstuk 3 en 4 zijn in de praktijk gebruikelijke profielafmetingen gehanteerd, met verwijzing naar de (in hoofdstuk 2 beschreven) spreadsheets die gratis zijn op te halen van www.bouwenmetstaal.nl.

Bouwen met Staal
Boerhaavelaan 40
2713 HX Zoetermeer
Postbus 190
2700 AD Zoetermeer
tel. (079) 353 12 77
fax (079) 353 12 78
info@bouwenmetstaal.nl
www.bouwenmetstaal.nl