

2018 • 2019  
Faculteit Industriële ingenieurswetenschappen  
master in de industriële wetenschappen: bouwkunde

**Masterthesis**  
Classificatie van cirkelvormige stalen buisprofielen

PROMOTOR :  
Prof. dr. ir. Herve DEGEE

PROMOTOR :  
Dhr. Rik DEBRUYCKERE

**Timothy Vanderstraeten**  
Scriptie ingediend tot het behalen van de graad van master in de industriële wetenschappen: bouwkunde

Gezamenlijke opleiding UHasselt en KU Leuven



2018•2019

Faculteit Industriële ingenieurswetenschappen  
master in de industriële wetenschappen: bouwkunde

## Masterthesis

Classificatie van cirkelvormige stalen buisprofielen

**PROMOTOR :**

Prof. dr. ir. Herve DEGEE

**PROMOTOR :**

Dhr. Rik DEBRUYCKERE

**Timothy Vanderstraeten**

Scriptie ingediend tot het behalen van de graad van master in de industriële wetenschappen: bouwkunde



**KU LEUVEN**



## Woord vooraf

Deze scriptie behandelt de classificatie van cirkelvormige, stalen buisprofielen binnen de Europese richtlijnen en is geschreven als sluitstuk voor het behalen van het masterdiploma aan de faculteit Industriële Ingenieurswetenschappen Bouwkunde van de UHasselt.

De onderzoeksvraag kwam tot stand doordat heel wat landen opmerkingen hebben geformuleerd die de huidige classificatie van stalen buisdoorsneden in vraag stellen. Deze opmerkingen komen onder andere voort uit de huidige inzichten op het ontwerpgebied van zulke doorsneden. Door dhr. Debruyckere R., hoofd van het *Department of Structural and Civil Engineering of Steel Constructions* van SECO en belast met de controle van de Europese normen voor staal, werd dan ook het voorstel gedaan om een vergelijkende studie te maken tussen de huidige inzichten en de vigerende classificatie.

De onderzoeksvraag heeft niet enkel geleid tot een verruiming van mijn algemene kennis inzake de ontwerpregels van cirkelvormige buisdoorsneden, maar verbeterde ook de verstaanbaarheid en het gebruik van andere normen. En aangezien richtlijnen een veelvoudige toepassing kennen binnen het industrieel en/of ontwerpgegeven, heeft dit zeker een voordeel opgeworpen. Daarbij is er ook een verdieping gecreëerd in het gebruik van constructiestaal, dat op zijn beurt een verdieping was van de geziene leerstof binnen de opleiding. Ook de geziene basisinformatie met betrekking tot de sterkteleer, mechanica en wiskunde hebben bijgedragen tot het vervolledigen van deze scriptie.

Het is op deze manier dat ik in de eerste plaats dhr. Debruyckere R. wil bedanken voor de kans die u mij heeft gegeven. Niet enkel een verdieping van de algemene kennis van staal, maar ook een verruiming van de analytische vaardigheden zijn ontstaan bij de uitwerking van deze scriptie. Op de tweede plaats wil ik Prof. Ir. Degée H. bedanken voor de tijd die u aan mij heeft besteed en ook de interessante leerstof die aan bod is gekomen doorheen de opleiding. Tot slot wil ik ook de opleiding, familie en vrienden bedanken voor de kansen, het geduld, de wijsheid en de motivatie die ze aan mij hebben gegeven.

Vanderstraeten Timothy

Hasselt, 1 februari 2019



# Inhoudsopgave

Woord vooraf.....	1
Inhoudsopgave .....	3
Lijst van tabellen.....	5
Lijst van Figuren.....	7
Abstract.....	9
Abstract in English .....	11
1 Inleiding.....	13
2 Probleemstelling .....	17
2.1 Directe invloed op de classificatie .....	17
2.2 Indirecte invloed op de classificatie .....	20
3 Werkwijze.....	23
3.1 Toelichting, aannames en veronderstellingen.....	23
3.2 Oplossingsmethodiek.....	26
3.3 Bereik van de berekeningen .....	28
3.4 Randvoorwaarden .....	33
3.5 Materiaalparameters .....	35
4 Modelling van het FEM-programma .....	37
4.1 Inbreng van de imperfecties.....	37
4.2 Randvoorwaarden .....	39
4.3 Krachtsoverdracht .....	39
4.4 Materiaalparameters .....	40
5 Resultaten en analyse.....	41
5.1 Limietwaarde klasse 2 doorsneden.....	42
5.2 Limietwaarde klasse 3 doorsneden.....	52
5.3 Elasto-plastische berekening voor buiging in de EN 1993-1-1.....	59
5.4 Interactieberekening in de EN 1993-1-1.....	69
6 Besluit.....	89
Literatuurlijst.....	91



## Lijst van tabellen

- Tabel 2-1: Classificatie van buisvormige doorsneden volgens de EN 1993-1-1 (2005) .....	17
- Tabel 2-2: Maximale d/t-slankeidslimieten voor buisvormige doorsneden volgens verscheidene standaarden .....	18
- Tabel 3-1: Buitendiameter d op basis van de t-waarden, staalsoort en de oplossingsmethodiek voor uniforme buiging – eindlimiet klasse 3 .....	30
- Tabel 3-2: Buitendiameter d op basis van de t-waarden, staalsoort en de oplossingsmethodiek voor uniforme buiging – klasse 3 zone .....	30
- Tabel 3-3: Randvoorwaarden voor schalen - Knikweerstandsberekening volgens EN 1993-1-6.....	34
- Tabel 5-1: De classificatie van cirkelvormige buisprofielen onderhevig aan een axiale drukbelasting en op basis van de bevindingen in deze scriptie.....	47
- Tabel 5-2: Resultaten parameters eerstegraadsvergelijking voor klasse 3 doorsneden EN 1993-1-1.....	54
- Tabel 5-3: De classificatie van cirkelvormige buisprofielen onderhevig aan een uniforme buigingsbelasting en op basis van de bevindingen in deze scriptie.....	59
- Tabel 5-4: Gekozen d/t-verhouding voor de FEM-controle van de klasse 3 doorsneden onder buiging .....	65
- Tabel 5-5: Resultaten vergelijking 5-28 en FEM-analyse voor klasse 3 doorsneden onder buiging .....	67
- Tabel 5-6: Verschillende voorstellen voor de interactieformule voor de klasse 1-2 doorsneden .....	72
- Tabel 5-7: Gekozen d/t-verhouding voor de FEM-controle van de klasse 3 doorsneden onder interactie .....	85
- Tabel 5-8: Resultaten vergelijking 5-28 en FEM-analyse voor klasse 3 doorsneden onder buiging .....	86





## Lijst van Figuren

- Figuur 2-1: Slankheidslimieten bij de classificatie van buisvormige doorsneden volgens verschillende internationale standaarden ..... 19
- Figuur 2-2: Vormfactor cirkelvormige profielen (klasse 2 naar klasse 3 doorsnede) o.b.v. EN 10210-2, bijlage B ..... 20
- Figuur 3-1: Capaciteitscurve volgens de EN 1993-1-6 [18] ..... 24
- Figuur 3-2: Relatie tussen het dimensieloze knikmoment en de dimensieloze lengte voor lange cilinders onder buiging ..... 31
- Figuur 3-3: Kritieke L/d voor ovalisatie in functie van de aangereikte buitendiameter d..... 33
- Figuur 3-4: geometrie van de cilinder, membraanspanningen en spanningsresultanten; Bijlage D, EN 1993-1-6..... 34
- Figuur 4-1: Voorbeeld circumferentiële, geometrische lasimperfectie ..... 38
- Figuur 4-2: Toekennen van kinematisch stijve balken teneinde geen krachtsverlies op de membranen te verkrijgen..... 39
- Figuur 4-3: Voorbeeldfiguur voor een cirkelvormige buiselement in Finelg, inclusief de lokale deuk ..... 40
- Figuur 5-1: Axiale belasting in functie van de verplaatsing voor verschillende waarden van slankheden..... 42
- Figuur 5-2: Variatie van de weerstand onder axiaal-symmetrische druk op grens van het plastisch plateau volgens EN 1993-1-6 en staalsoort S355..... 44
- Figuur 5-3: Betrouwbaarheidsanalyse van gepubliceerde cilindertests onder axiale druk en vergeleken met de capaciteitscurve conform de EN 1993-1-6..... 46
- Figuur 5-4: Variatie van de weerstand onder uniforme buiging op de grens van het plastisch plateau volgens EN 1993-1-6 en staalsoort S355..... 50
- Figuur 5-5: Vergelijking van cilinders onderhevig aan buiging voor een groot aantal in situ geteste slankheden..... 51
- Figuur 5-6 : Variatie van de weerstand van een cirkelvormig buisprofiel voor een klasse 3 doorsnede en een staalsoort S355 volgens EN 1993-1-1 ..... 52
- Figuur 5-7 : Variatie van de weerstand tegen plooien volgens de EN 1993-1-1 en de EN 1993-1-6 ..... 55
- Figuur 5-8 : Weerstandsvoorspelling voor plooien volgens de Karlsruhe- en Delft-testen..... 58
- Figuur 5-9: Geleidelijke weerstandsverlaging in het elasto-plastisch gebied voor buiging via een vernieuwde weerstandsmodulus..... 61
- Figuur 5-10: Afwijkingspercentage van vergelijking 5-28 ten opzicht van de ondergrensberekening uit de NBN EN 1993-1-6 ..... 62
- Figuur 5-11: Afwijkingspercentage van vergelijking 5-26 ten opzicht van de ondergrensberekening uit de NBN EN 1993-1-6 ..... 63

-	Figuur 5-12: Typisch vervormingspatroon voor een cirkelvormig buiselement belast op buiging.....	65
-	Figuur 5-13: Spanning in functie van de vervorming locatie van het lokaalplooi punt voor $d/t = 85\varepsilon^2$ . en op basis van FINeLG .....	66
-	Figuur 5-14: Spanningen op het knooppunt voor $d/t = 85\varepsilon^2$ en juist alvorens bifurcatie optreedt .....	66
-	Figuur 5-15: Verschil tussen vergelijking 5-28 en eenzelfde slankheden via FEM onder buiging .....	68
-	Figuur 5-16: Interactiecurves op basis van de exacte formulering uit [15] .....	71
-	Figuur 5-17: Interactiecurves op basis van de voorgestelde formuleringen voor $t/d = 0.08$ .....	73
-	Figuur 5-18: Afwijkingspercentage van de buigweerstand ten aanzien van de huidige regels in de EC3 en de exacte formulering.....	73
-	Figuur 5-19: Afwijkingspercentage van de buigweerstand ten aanzien van het vernieuwde voorstel en de exacte formulering (1) .....	74
-	Figuur 5-20: Afwijkingspercentage van de buigweerstand ten aanzien van het vernieuwde voorstel en de exacte formulering (2) .....	74
-	Figuur 5-21: Afwijkingspercentage van de buigweerstand ten aanzien van het vernieuwde voorstel van het CEN en de exacte formulering.....	75
-	Figuur 5-22: Verschil in afwijkingspercentages van de buigweerstand voor verschillende benaderingen en $t/d = 0.04$ .....	76
-	Figuur 5-23 Verschil in afwijkingspercentages van de buigweerstand voor verschillende benaderingen en $t/d = 0.12$ .....	76
-	Figuur 5-24: Interactiecurves voor de limietwaarden waarin het elasto-plastisch gebied is gelegen.....	78
-	Figuur 5-25: Vormfactor voor de interactie van normaal- en buigkrachten in het elasto-plastisch gebied voor cirkelvormige buisprofielen.....	79
-	Figuur 5-26: Variatie van de klasse 3 doorsneden onder interactie .....	81
-	Figuur 5-27: Interactiecurves op basis van vergelijking 5-41 .....	83
-	Figuur 5-28: Verschil in afwijkingspercentages van de buigweerstand voor verschillende slankheden behorende tot de klasse 3 doorsneden.....	84
-	Figuur 5-29: Verschil tussen vergelijking 5-40 en eenzelfde slankheden via FEM onder interactie .....	86

## Abstract

Het ontwerpen van cirkelvormige, stalen buisprofielen is een complex gegeven vanwege het niet-lineaire spanningsgedrag. De invloed van imperfecties, geometrische doorsnede-ervormingen en het lengte-effect onder buiging zijn parameters die de ontwerpregels sterk beïnvloeden. Deze scriptie baseert zich op de opmerkingen die geformuleerd zijn binnen de Eurocode 3 op het gebied van de classificatie van zulke doorsneden. De gemaakte aannames en veronderstellingen van het CEN/TC250/SC3/WG1 worden in deze scriptie overgenomen.

Via ondergrensberekeningen en op basis van de huidige inzichten wordt een vernieuwde classificatietabel ontwikkeld. Hieruit blijkt dat de resultaten aanleunen aan eerder gevoerde onderzoeken. Er wordt dan ook aangetoond dat de opmerkingen met betrekking tot de vigerende classificatie gegrond zijn. De aangepaste classificatie blijkt daarenboven beter aan te sluiten bij andere internationale standaarden. Ondanks dit gegeven schuilt er een groot verschil tussen de berekeningsmethoden en het resultaat uit FEM-analysen en/of praktijktesten op de grens van de klasse 2 doorsneden. Vanwege het uitblijven van praktische resultaten via de EN 1990 (betrouwbaarheid), zal in de toekomst moeten blijken of het verschil op deze grenswaarde te verantwoorden valt.

Voorts zijn ook de ontwerpregels die zowel direct als indirect betrekking hebben op de wijzigende classificatietabel behandeld. De afwijkingen van de benaderende ontwerpregels komen uit verscheidene naslagwerken en zijn vergeleken met exacte berekeningsmethodieken en/of FEM-analyses. De afwijkingen zijn relatief klein, maar stijgen bijna progressief mee naarmate de slankheid verkleint. Toch bestaan veel praktische toepassingen uit dunwandige profielen, zodat de aangereikte voorstellen een voldoende alternatief bieden om te beantwoorden aan het gedrag van cirkelvormige, stalen buisprofielen.



## **Abstract in English**

The design of circular hollow sections is a rather complex problem because of non-linear stress behaviour. The influence of imperfections, geometrical deformations and length effects under global bending strongly affects the design of such elements. This paper gathered the comments which were formulated by different countries on the Eurocode 3 design rules and specifically the classification within the Eurocode 3. The made assumptions of the CEN/TC250/SC3/WG1 are carried through this paper.

Based on the current insights and by the use of lower bound calculations, a new proposal for the classification was amended. The results in this paper seemed to be consistent with earlier results and also appeared to be closer to other international standards. This verifies the importance of the comments on the valid classification. However, at the end of the Class 2 classification (compact) a deviation arises when compared with the calculation methods of the EN 1993-1-6 and existing FEM and/or experimental results. Due to the lack on reliability analyses by the use of the Eurocode, the future should provide a further examination into the understanding and justification of this error.

The design rules which depends on the amended classification were also treated. The aberrations on the approached rules (derived from other references or the CEN/TC250/SC3/WG1) were compared with the methods of design and/or FEM analyses. The aberrations seemed to be rather small, but increased seemingly progressive when the slenderness of the tubes are being decreased. Nevertheless, the greater part of circular hollow sections mostly exists of thin-walled sections when compared with structural applications. This intends that the given proposals could be offering a sufficient alternative for answering the global behaviour of circular hollow sections.



# 1 Inleiding

Cirkelvormige, stalen buisprofielen vinden al sinds geruime tijd hun gebruikstoepassing binnen het bouwkundig domein. Denk maar aan pijplijnen of silo's. Het ontwerp van zulke doorsneden is niet altijd te vergelijken met andere profielen, zoals I- of H-doorsneden. Redenen hiervoor zijn de invloed van imperfecties of restspanningen, het niet-lineaire spanningspatroon en geometrische doorsnede-ervormingen, dewelke op hun beurt leiden tot complexe berekenings- en ontwerpmethodieken. Vooral de dunwandige buisprofielen (membranen) blijken hier gevoelig aan.

De ontwerpbepalingen van de dunwandige buisprofielen zijn ontstaan aan de hand van de membraanspanningstheorie dat ontworpen is door Love in 1944 [1]. Love volgde de algemene plaattheorie volgens Kirchoff [2] en bevatte lineaire analyses die de inwendige spanningsverdeling van membranen kenmerkten. De invloed van uitwendige belastingen viel niet onder dit gegeven [3].

Reeds in 1888 had Love een eerste inspanning gedaan om de inwendige spanningsverdeling van membranen vast te leggen. Maar de gekende definities van de elasticiteit waren nog niet volledig gekend en dus bleef een algemene definitie van de inwendige spanningsverdeling uit [1]. Love's voorbereidend werk gaf in 1908 wel aanleiding tot het bepalen van de kritieke, elastische spanning  $\sigma_{cl}$  (subscriptie "cl": lineaire analyse voor cilinders) door Lorenz [4]. Deze spanning beschreef het punt waarop de eerste vervorming optrad op basis van een lokaal plooiptpunt en door toedoen van een uitwendige axiale drukbelasting. Deze bevindingen werden in de loop der jaren nog verbeterd door Timoshenko (1910), Southwell (1914) en Flügge (1932) [5].

Door Donnel (1933), Von Karman en Tsien (1941) en Batdorf (1947) werden de bevindingen van Love verder uitgewerkt voor uitwendige belastingsgevallen [6]. Toch bleek dat de ontstane ontwerpregels niet voldeden aan de resultaten uit praktijktesten. Uit deze testen bleek namelijk dat de kritieke spanning  $\sigma_{CL}$  volgens Lorenz nooit bereikt kon worden [1] [5].

In 1959 werd door Koiter een theorie ontwikkeld dat een reden aangaf voor het verschil tussen de berekende locatie van het lokaal plooiptpunt en de resultaten uit praktijktesten [7]. Deze theorie gaf de belangrijkheid aan van de geometrische imperfecties op de uiteindelijke weerstand van het element. Een andere reden werd aangetoond door Harris *et al* voor axiale druk [1] of door Seide en Weingarten voor buiging [8]. Deze ontdekten dat de lengte van het element ook een directe invloed had tot het vervormingspatroon van de cilinder.



Door NASA werd in 1968 de bevindingen van Koiter en Harris *et al* nog verbeterd. Dit leidde tot een vergelijking waarbij de afzwakking van de kritieke spanning  $\sigma_{CL}$  opgevangen werd door het toepassen van een ploicoëfficiënt  $C_x$  voor een axiale drukbelasting [1]. Deze coëfficiënt vond zijn oorsprong op basis van halve sinusoidale golfvergelijkingen waarbij zowel de geometrische imperfecties (en restspanningen) als het veranderend vervormingspatroon door toedoen van de lengte werden ingerekend [9].

Onder buiging kon eenzelfde redenering kon worden gevolgd. Enkel de waarde van de ploicoëfficiënt  $C_m$  is verschillend, omdat onder buiging een extra fenomeen optreedt [5]. Dit fenomeen werd reeds in 1927 door Brazier bewezen en wordt gedefinieerd als het lengte-effect. Het lengte-effect had tot gevolg dat geometrische doorsnede-ervormingen optreden binnen het element, wat uiteindelijk leidt tot een daling van de weerstandswaarde tegen plooien [10]. Onder buiging zullen dan ook veelal lagere weerstandswaarden worden bekomen indien vergeleken met een uitwendige drukbelasting.

Het was pas door de invloed van de eindige-elementenmethodiek sedert de laatste jaren, dat de mathematische bepalingen zijn overgegaan naar empirische voorschriften die de algemene vervorming van cirkelvormige buisdoorsneden beter in kaart hebben gebracht. De invloed van de geometrische doorsnede-ervormingen door de aanwezige belasting(en) en imperfecties op de weerstand werden daarbij ook nauwkeuriger weergegeven. Kim en Kim (2002) voor axiale druk [1] of Rotter (2004) voor buiging [8] zijn hier enkele voorbeelden van.

Het zijn deze (empirische) bepalingen die geleid hebben tot de algemene spanningsmethodiek waarop membranen worden berekend. Binnen het bouwkundige domein zijn deze ontwerp-bepalingen opgenomen in normen wat een middel is om aan te tonen dat een ontwerp voldoet aan de eisen inzake mechanische weerstand, stabiliteit en veiligheid. Eén van deze normen binnen Europa (EN), en specifiek gericht voor constructiestaal, is de Eurocode 3 (EN 1993).

Uit de bevindingen van Lorenz (1908) bleek al dat stalen profielen mogelijks lokaal gaan plooien door toedoen van de aanwezige belasting. Vooral voor dunwandige profielen geldt dit criterium. Het lokaal plooien leidt daarbij tot een verschuiving van de inwendige spanningsverdeling. Om dergelijke instabiliteitsverschijnselen in te schatten, classificeert men cirkelvormige buisdoorsneden op basis van hun sterkte- en stijfheidseigenschappen. Zo onderscheidt men een plastisch (klasse 1 en klasse 2 doorsneden), een elasto-plastisch (klasse 3 doorsneden) en een elastisch (klasse 4 doorsneden) gebied.

Membranen kunnen op deze manier worden ingerekend onder de klasse 4 doorsneden. Voor de ontwerprichtlijnen gelden daarom de regels omvat in de EN 1993-1-6: *Ontwerp en berekening van staalconstructies: Sterkte en stabiliteit van schaalconstructies* [11].

De overige klassen worden bepaald aan de hand van de rekenregels in de EN 1993-1-1: *Ontwerp en berekening van staalconstructies: Algemene regels en regels voor gebouwen* [12]. Deze zijn verschillend van de bepaling van membranen en zijn gebaseerd op de algemene lineaire elasticiteitstheorie, bijvoorbeeld de wet van Hooke of de klassieke balkvergelijkingen [10] [13]. De reden dat cirkelvormige buisprofielen mogen worden ontworpen aan de hand van deze norm, is omdat het secundaire pad (de evenwichtsvergelijkingen na het lokaal plooi punt) eerder een lineair verloop kent bij lage slankheden. Voor de dunwandige profielen geldt dit niet en beschrijft het secundaire pad steevast een niet-lineair karakter [3].

Het is hier dat de basis wordt gevormd voor de masterscriptie. De herkomst van de huidige classificatie voor cirkelvormige buisdoorsneden is namelijk onduidelijk en de consistentie tussen de EN 1993-1-1 en de EN 1993-1-6 is momenteel niet verzekerd. Het doel van deze scriptie is om een vergelijkende studie te maken tussen enerzijds de vigerende classificatie(richtlijnen) en anderzijds de nieuwste bevindingen op het gebied van de membraanspanningsberekeningen. Op deze manier kan de interne samenhang tussen beide normen worden verbeterd en kan duidelijk worden gemaakt of de limietwaarden binnen de EN 1993-1-1 nog voldoen aan de huidige inzichten voor cirkelvormige, stalen buisprofielen.

De bezwaren die momenteel worden opgetekend zijn verzameld in een errata door de werkgroep CEN/TC250/SC3/WG1. Deze werkgroep behoort tot het controleorgaan van de Eurocode 3, verantwoordelijk voor de opstelling, de publicatie en het verenigen van de nationale voorschriften binnen de Europese normen. In Hoofdstuk 2 wordt een samenvatting gegeven van deze bezwaren, specifiek gericht op de classificatie van dergelijke geometrieën.

Hoofdstuk 3 licht de algemene werkwijze toe voor de controle van de classificatiegrenzen. Er is in dit deel verduidelijkt welke berekeningswijzen gehanteerd zullen worden. Ook de randvoorwaarden en de materiaalparameters zijn hierin opgenomen.

Voor een deel van de vraagstelling wordt een controle doorgevoerd op basis van een FEM-analyse. Een uitleg van de modellering, het meetbereik en de berekeningsvorm worden weergegeven in Hoofdstuk 4.

Via de algemene spanningsmethodiek en de aangereikte werkwijzen, kunnen navolgend de resultaten worden afgeleid. Hierbij beantwoorden de rekenregels aan

de nieuwste inzichten op het vlak van membraanberekeningen, die ook in de laatste revisie van de Eurocode 3 uit 2017 zijn opgenomen. Deze berekeningen worden algemeen aanvaard en het contesteren van deze ontwerpregels zijn geen onderdeel van deze scriptie.

De bekomen resultaten worden tot slot getoond en geanalyseerd in Hoofdstuk 5. Op basis van de gemaakte analyses zullen er oplossingen of veronderstellingen worden aangereikt die betrekking hebben op de classificatiegrenzen van cirkelvormige buisprofielen. Het toont aan of de aangereikte opmerkingen op de huidige classificatie gegrond zijn. Daarbij worden ook de ontwerpregels binnen de EN 1993-1-1 behandeld die afhankelijk zijn van de classificatiegrenzen. Uiteindelijk ontstaat een vergelijkende studie tussen wat momenteel vigerend is en wat de huidige inzichten en bevindingen zijn op het vlak van de membraanspanningsberekeningen en de classificatie van cirkelvormige, stalen buisdoorsneden.

## 2 Probleemstelling

De errata met betrekking tot de cirkelvormige buisprofielen en de Eurocode 3 werden verzameld door de werkgroep CEN/TC250/SC3/WG1. Binnen dit hoofdstuk zal duidelijk worden gemaakt wat de contestaties zijn op de huidige Eurocode 3 en wat de inconsistenties zijn bij het gebruik van de verschillende normen onderling.

De genoemde opmerkingen hebben enkel betrekking op de directe ofwel indirecte parameters die nodig zullen zijn om een antwoord te bieden op de opmerkingen betreffende de classificatie van cirkelvormige buisdoorsneden. Opmerkingen die geen directe dan wel indirecte invloed uitoefenen op de classificatie, worden terzijde gelaten. Daarbij heeft deze scriptie enkel betrekking op constructiestaal, aangezien voor elementen bestaande uit bijvoorbeeld aluminium aparte ontwerpregels gelden.

### 2.1 Directe invloed op de classificatie

#### 2.1.1 Het verschil tussen axiale druk en buiging

De huidige classificatietabel voor cirkelvormige doorsneden wordt in Tabel 2-1 weergegeven.

*Tabel 2-1: Classificatie van buisvormige doorsneden volgens de EN 1993-1-1 (2005)*

Klasse	Sectie onder buiging en/of druk
1	$\frac{d}{t} \leq 50\epsilon^2$
2	$\frac{d}{t} \leq 70\epsilon^2$
3	$\frac{d}{t} \leq 90\epsilon^2$ Voor $\frac{d}{t} > 90\epsilon^2$ : EN 1993-1-6

Indien men Tabel 2-1 zou vergelijken met andere profielen binnen de EN 1993-1-1, valt het op dat er geen onderscheid wordt gemaakt tussen een cilinder belast op druk en een cilinder belast op buiging.

Voor een element belast op een axiale drukbelasting treden er over de volledige circumferentiële doorsnede uniforme spanningen op. De vervormingen voor het lokaal plooien zijn dan ook symmetrisch te beschouwen. Onder buiging gaat deze redenering niet op. Deze belastingsvorm zorgt namelijk voor het gelijktijdig optreden van trek- en drukspanningen in de circumferentiële doorsnede. Ook het vervormingspatroon kan onder buiging niet symmetrisch worden beschouwd alvorens het lokaal plooien optreedt.

Het is om deze reden dat de simplistische notatie van de limietwaarden in Tabel 2-1 onvoldoende zijn om te beantwoorden aan deze onderlinge verschillen. Het scheiden van beide belastingsvormen binnen de classificatietabel is dan ook noodzakelijk, omdat het lokaal plooien onder beide belastingen onder een andere spanningsconcentratie gebeurt.

### 2.1.2 Internationale standaarden

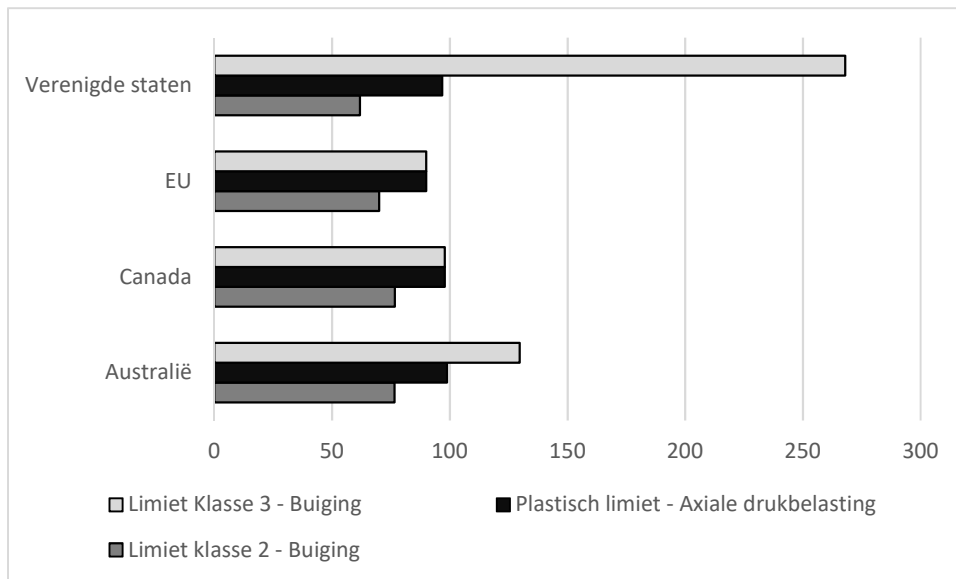
Wanneer de classificatie van cirkelvormige buisprofielen volgens de EN 1993-1-1 vergeleken wordt met andere standaarden, zijn ook hier (grote) verschillen merkbaar.

Tabel 2-2 geeft een overzicht van de limietwaarden voor de klasse 2 en de klasse 3 doorsneden zoals omschreven door verschillende standaarden. In Hoofdstuk 3 wordt duidelijk gemaakt waarom de klasse 1 doorsneden niet getoond worden in Tabel 2-2.

*Tabel 2-2: Maximale  $d/t$ -slankheidslimieten voor buisvormige doorsneden volgens verscheidene standaarden*

Land	Norm	$d/(t\varepsilon^2)$ plastische limiet onder axiale druk	$d/(t\varepsilon^2)$ limiet onder buiging	
			Limiet klasse 2	Limiet klasse 3
Verenigde Staten	AISC – LRFD	95.8	61.8	268.0
EU	EN 1993-1-1	90.0	70.0	90.0
Canada	CAN/CSA S15.1-M89	97.9	75.7	97.9
Australië	ASDR 87 164	98.8	75.5	129.7

Tabel 2-2 kan ook grafisch worden voorgesteld, Figuur 2-1.



*Figuur 2-1: Slankheidslimieten bij de classificatie van buisvormige doorsneden volgens verschillende internationale standaarden*

De limietwaarden van de klasse 2 doorsneden zijn min of meer identiek in vergelijking met andere standaarden. Uit Figuur 2-1 kan worden afgeleid dat het probleem voornamelijk vervat zit bij de grenswaarde van de klasse 3 doorsneden onder buiging.

Het verschil in Figuur 2-1 kan deels verklaard worden door de gehanteerde ontwerpmethoden en de opvatting van het niet-lineaire karakter van de spanningen. Maar dit verklaart maar een deel van de afwijking in Figuur 2-1.

Het grote probleem is dat de herkomst van de huidige limietwaarden voor de classificatie van cirkelvormige buisprofielen binnen de Eurocode 3 onduidelijk zijn. Het postuleren van de limietwaarden zou zeker voor de klasse 2 doorsneden mogelijk zijn, omdat het gebruik van de EN 1993-1-1 reeds lang is ingeburgerd. Maar deze gedachtegang gaat niet op voor de limietwaarde van de klasse 3 doorsneden onder buiging, omdat er grote verschillen zijn waar te nemen tussen andere standaarden onderling.

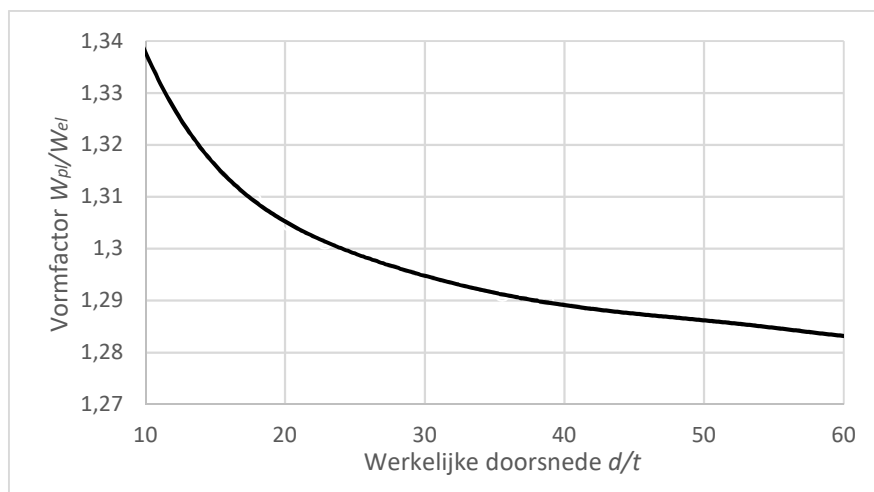
Om toch competitief te blijven, is het daarom noodzakelijk om de limietwaarde van de klasse 3 doorsneden onder buiging beter te definiëren. De aanname van een effectieve doorsnede  $d/(t\epsilon^2) \leq 90$  blijkt veel te laag om te voldoen aan andere standaarden (Figuur 2-1).

## 2.2 Indirecte invloed op de classificatie

### 2.2.1 De abrupte verandering in weerstand

Eén van de opmerkingen binnen de errata is het plotselinge weerstandsverlies dat ontstaat bij de overgang van een klasse 2 naar een klasse 3 doorsnede onder buiging (EN 1993-1-1).

Als voorbeeld stelt Figuur 2-2 de vormfactor voor in functie van de slankheid bij de overgang van een klasse 2 naar een klasse 3 doorsnede onder buiging. Deze vormfactor beschrijft de ratio tussen het plastisch en het elastisch weerstandsmoment  $W_{pl}/W_{el}$  en is in Figuur 2-2 gebaseerd op de courante buisprofielen uit de EN 10210-2, bijlage B [14].



*Figuur 2-2: Vormfactor cirkelvormige profielen (klasse 2 naar klasse 3 doorsnede)  
o.b.v. EN 10210-2, bijlage B*

Uit Figuur 2-2 kan worden afgeleid dat vormfactoren van 1,28 tot 1,34 mogelijk zijn, afhankelijk van de geometrische doorsnede. Indien de huidige limietwaarde van een klasse 2 doorsnede wordt voorgesteld op basis van een staalsoort S355 ( $d/t \approx 46$ ) geeft dit een weerstandsverlies van  $W_{el} \approx 0.785W_{pl}$  ofwel een verlaging van om en bij de 21.5%. Voor de meeste andere profielen, zoals bijvoorbeeld I- of H-doorsneden, bedraagt deze spanningsval gemiddeld 15.0%.

Er wordt daarom voorgesteld om de overgang van de klasse 2 naar de klasse 3 doorsneden onder buiging geleidelijk te laten verlopen. Deze overgang dient daarbij gebaseerd te zijn op de huidige inzichten inzake de membraanberekening.

Niet alleen bij de overgang van de klasse 2 naar de klasse 3 doorsneden treedt dit verschijnsel op. Ook tussen de normen onderling kan dit verschil worden waargenomen. Op de limiet van de klasse 3 doorsneden gelden namelijk de EN 1993-1-1, terwijl voor de klasse 4 doorsneden de EN 1993-1-6 worden gebruikt. Het spanningsverschil dat tussen beide normen optreedt, heeft in dit geval te maken

met de inconsistentie die er heerst tussen beide normen. De bepalingen volgens de EN 1993-1-1 en de EN 1993-1-6 dienen dan ook op elkaar te worden afgestemd.

Bij de overgang van een klasse 1 naar een klasse 2 doorsneden treedt deze spanningsval niet op. Dit komt doordat het verschil tussen beide klassen gekarakteriseerd wordt door een verschil in ductiliteit. De berekeningswijzen die voor de klasse 1 of de klasse 2 doorsneden worden gebruikt, zijn daarom identiek.

Het valt op dat er geen rechtstreek verband kan worden aangetoond met deze opmerking en de classificatie van cirkelvormige buisprofielen. Dit is correct, aangezien de aanhaling van deze opmerking vooral te maken heeft met de ontwerpregels. Toch is het aanhalen niet zonder belang. Er zal later in deze scriptie worden aangetoond dat het ontwerp van deze doorsnedeklasse onder buiging voldoende moet worden begroot, zodat de ontwerpregels met betrekking tot de classificatie hierop kunnen worden afgestemd.

### **2.2.2 Interactie in het elasto-plastisch gebied**

De interactieregels voor buiging en druk behoren tot § 6.2.9 in de EN 1993-1-1 (2005). Afhankelijk van de doorsnedeklasse (klasse 1-3), gelden ook andere rekenregels.

Uit deel 2.2.1 bleek al dat de vormfactor binnen het elasto-plastisch gebied groter is in vergelijking met andere geometrische doorsneden belast op buiging. Indien bovenop de veronderstelling van buiging in Figuur 2-2 ook nog eens normaalkrachten worden gerekend, vindt men een vormfactor terug die de waarde van 2.0 kan bereiken (zie ook deel 5.4.2). Dit wil zeggen dat de weerstand in het slechtste geval met om en bij de 50% gereduceerd wordt bij de overgang van de klasse 2 doorsneden. Dit is meer dan een verdubbeling van de 21.5% onder een globale buigingsbelasting.

Daarbij zijn er momenteel geen specifieke ontwerpregels beschreven in de EN 1993-1-1 (§ 6.2.9.2) voor de klasse 3 doorsneden. De overgang binnen dit gebied moet daarom nauwkeuriger worden beschreven, mede door de hoge spanningsval. En zoals later in deze scriptie duidelijk wordt, is het ontwerp van de klasse 3 doorsneden sterk afhankelijk van de vigerende limietwaarde van de classificatie.

### **2.2.3 Het lengte-effect**

In Hoofdstuk 1 werd reeds vermeld dat er onder buiging een extra fenomeen optreedt dat verschillend is van axiale druk. Dit fenomeen wordt gedefinieerd als het lengte-effect en heeft vooral betrekking op de klasse 3 doorsneden.

Het lengte-effect, ook wel ovalisatie (Engels: *ovalisation*) genoemd, wil zeggen dat de lengte van de cilinder een maat is voor het ontstaan van geometrische doorsnede-ervormingen. Indien het element plooit rondom een lokaal plooipt



zullen er aan de binnen- en buitenzijde van de kromming respectievelijke druk- en trekspanningen optreden. De resulterende drukkrachten van deze spanningen staan loodrecht op de initiële aslijn van de cilinder. Bij een zekere radiale vervorming worden die drukkrachten zodanig groot, dat de kritieke spanning  $\sigma_{CL}$  overschreden wordt. Uiteindelijk zal de initiële cirkelvorm van de doorsnede overgaan naar een ovale doorsnede, wat gedefinieerd wordt als ovalisatie.

Het is deze geometrische vervorming die aanleiding geeft tot hogere weerstandsverlagingen in vergelijking met meridionale vervormingen (het ontstaan van rimpels). Door Seide en Weingarten [8] en de eerste vaststelling van ovalisatie volgens het werk van Brazier [10] bleken deze geometrische doorsnedevervormingen te leiden tot een reductie van de weerstand van om en bij de 54%, afhankelijk van de toegepaste berekeningsvorm [8].

En hoewel de invloed van dit fenomeen klaarblijkelijk niet te verwaarlozen valt, ontbreekt momenteel elk spoor binnen de ontwerpregels. Zoals in Hoofdstuk 3 verder wordt toegelicht, heeft dit fenomeen eveneens invloed op de classificatiewaarde van de klasse 3 doorsneden vanwege de definitie van de capaciteitscurve (zie deel 3.1). Een voldoende definiëring en/of omschrijving van dit fenomeen is dan ook belangrijk voor het begroten van de classificatiewaarde van de klasse 3 doorsneden.

### 3 Werkwijze

In dit hoofdstuk wordt een deel van de werkwijze toegelicht voor het oplossen van de gegeven problemen in Hoofdstuk 2. In Hoofdstuk 5 volgen de resultaten en de analyses.

De scriptie splits zich op in twee delen. Het eerste deel heeft betrekking op de herziening van de classificatiewaarden die gebaseerd zijn op de huidige inzichten op het gebied van membraanberekeningen. Daarbij dient ook te worden gekeken naar de gehanteerde grenzen van andere internationale standaarden.

Het tweede deel is een vervolg op het eerste deel. Bepaalde ontwerpregels binnen de EN 1993-1-1 zijn namelijk afhankelijk van de limietwaarden van de classificatie. Als inderdaad blijkt dat de limietwaarden gewijzigd moeten worden, heeft dit ook een gevolg op deze ontwerpregels.

Omdat het eerste deel de basis vormt van het tweede deel, is het belangrijk om het eerste deel voldoende te definiëren. Dit hoofdstuk heeft daarom betrekking op de werkwijze die zal worden toegepast teneinde de classificatiegrenzen van de cirkelvormige buisprofielen hetzij te kunnen controleren, hetzij te begroten.

De invloed op de ontwerpregels worden in Hoofdstuk 5 verder toegelicht.

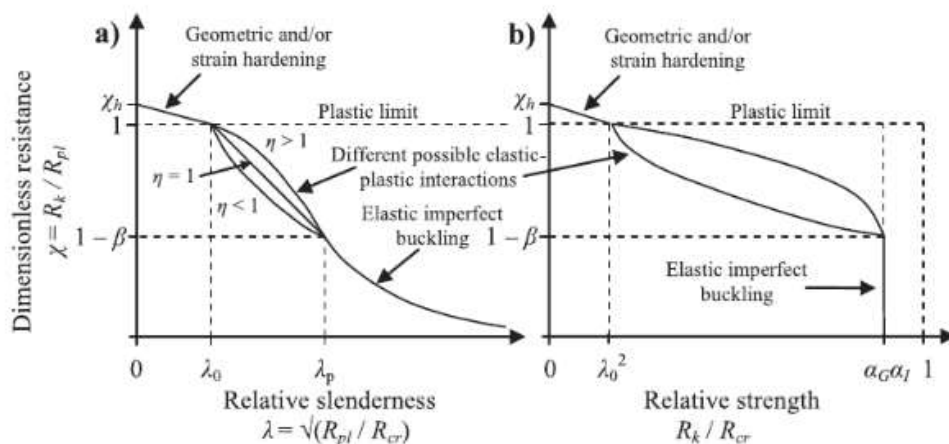
#### 3.1 Toelichting, aannames en veronderstellingen

De limitatie van de klasse 1 doorsneden voor axiale druk en buiging vinden hun uitgang op basis van het verschil in ductiliteit, wat op zijn beurt te maken heeft met de rotatiecapaciteit van het beschouwde element. De huidige limitatie wordt momenteel niet gecontesteerd en de werkgroep CEN/TC250/SC3/WG1 postuleert dan ook om deze limitatie te behouden. Het postuleren heeft betrekking op het feit dat de eigenlijke herkomst van die limitatie onduidelijk is. Omdat de EN 1993-1-1 al geruime tijd wordt toegepast en er geen gevallen bekend zijn van het bezwijken van dergelijke constructies, is het aanvaarden van de huidige limitatie te verantwoorden. Dit ligt in lijn met de limietwaarden van andere standaarden.

Om eenzelfde reden postuleert men ook het behoud van de limietgrenzen van de klasse 2 doorsneden onder beide belastingsgevallen. Omdat beide belastingsgevallen al lange tijd tot eenzelfde limietwaarde behoren, wordt ook hier geen publiek bezwaar opgetekend. Het zal om deze reden belangrijk zijn om na te gaan of de huidige (empirische) bepalingen al dan niet overeenstemmen met de grenswaarde waarvoor de EN 1993-1-1 en de EN 1993-1-6 gebruikt kunnen worden. Dit is het plastisch plateau. Omdat de EN 1993-1-6 ook gebruikt kan worden voor het beschrijven van het elasto-plastisch gebied (capaciteitscurve), kunnen de omschreven rekenregels in deze norm worden gebruikt om de grenswaarde te vinden.

Dit hangt samen met het weerstandsverlies (deel 2.2.1) dat ontstaat bij de overgang van een klasse 2 naar een klasse 3 doorsnede onder buiging. Het opstellen van een gepaste formulering van het elasto-plastisch gebied zal dan ook noodzakelijk zijn om de ontstane spanningsval te kunnen opvangen.

Om deze gestage overgang te kunnen verwezenlijken is het belangrijk om de limietwaarde van de klasse 3 doorsnedes te begroten. De aanname van  $d/(t\varepsilon^2) \leq 90$  is te ondermaats om te voldoen aan de huidige inzichten, maar ook deze van andere standaarden [15] [16] [17]. Het is belangrijk om de nieuwe inzichten volgens de membraantheorie te linken aan de bepalingen binnen de EN 1993-1-1 [17]. Dit gebeurt op basis van de capaciteitscurve [18], wat te vergelijken valt met de knikkrommen voor andere profielen in de EN 1993-1-1. Het grote verschil met de bekende knikkrommen is de variërende functieomschrijving van het elasto-plastische gebied, Figuur 3-1. Deze variatie is afhankelijk van de interactie van het elastisch en plastisch regime, het lengte-effect en in mindere mate de imperfectiegraad. Daarbij heerst er ook een verschil in globaal (EN 1993-1-1) dan wel lokaal plooiën (EN 1993-1-6, capaciteitscurve).



Figuur 3-1: Capaciteitscurve volgens de EN 1993-1-6 [18]

Op basis van Figuur 3-1 wordt de overgang naar de elasto-plastische zone gekarakteriseerd door de relatieve grensslankheid  $\bar{\lambda}_0$ . Deze waarde beschrijft eveneens de plastische grenswaarde binnen de EN 1993-1-1. Om de consistentie tussen de EN 1993-1-1 en de EN 1993-1-6 te verzekeren, geschiedt de oplossing door beide grenswaarden met elkaar te laten samenvallen. Dit wordt gekenmerkt door de knikreductiefactor  $\chi = 1.0$  (het volplastisch opstuiken wordt verondersteld  $\chi_h = 1.0$ , conform de EN 1993-1-6). De controle op de interne samenhang van de EN 1993-1-6 kan daardoor meteen gebeuren door het snijpunt te bepalen van de rekenregels uit de EN 1993-1-6 en de genoemde  $\chi$ -waarde.

Voor de limitatie van de klasse 3 doorsneden ligt dit anders. In Figuur 3-1 wordt de overgang naar het elastisch gebied beschreven door de parameter  $\bar{\lambda}_p$ , wat de relatieve plastische slankheidslimiet voorstelt. Dit is niet per se hetzelfde als de beschrijving van de vloeigrens in de EN 1993-1-1. Invloeden gelijk de imperfectiegraad of het lengte-effect beïnvloeden namelijk de locatie van deze plastische slankheidslimiet. De  $\bar{\lambda}_p$ -waarde wordt daarom gedefinieerd als die waarde waarvoor plasticiteit onder de elastische imperfecte structuur optreedt en waarbij deze plasticiteit aanleiding geeft tot een reductie van de knikweerstand van het element. Indien de slankheidswaarde dat overeenstemt met de vloeigrens spanning binnen de EN 1993-1-1 wordt gedefinieerd als  $\bar{\lambda}_y$ , wil dit zeggen dat  $\bar{\lambda}_0 < \bar{\lambda}_y \leq \bar{\lambda}_p$ . Het is om deze reden dat de werkwijze onder  $\bar{\lambda}_p$  niet meteen gecorreleerd kan worden met de bepalingen van  $\bar{\lambda}_y$ .

Vanwege  $\bar{\lambda}_y \leq \bar{\lambda}_p$  wil dit wel zeggen dat  $\bar{\lambda}_y$  steeds een element is van de elasto-plastische omschrijving (zie capaciteitscurve, Figuur 3-1). De oplossing bestaat er in om in de eerste plaats de laagste waarde van  $\bar{\lambda}_p$  te omschrijven. Dit is een ondergrensberekening op basis van de hoogste graad van imperfecties (de vervaardigingskwaliteitsklassen) en de inbreng van volledig geovaliseerde doorsneden (zie deel 3.3.3). Dit resulteert in een zekere convexe kromme van het elasto-plastische gebied, daar het de invloed van buiging omschrijft. In een volgende fase kan het vloeimoment  $M_y$  gelijk worden gesteld aan deze kromme. Het snijpunt wat daardoor ontstaat, is de grenswaarde van de klasse 3 doorsneden. Het is daarbij niet noodzakelijk dat  $\bar{\lambda}_y$  samenvalt met  $\bar{\lambda}_p$ , omdat anders de klassieke balkvergelijkingen ter bepaling van  $\bar{\lambda}_y$  in vraag moeten worden gesteld. Dit lijkt weinig waarschijnlijk.

Desgevallend zullen de elasto-plastische berekeningen moeten gebeuren door middel van een ondergrensberekening. De EN 1993-1-6 biedt samen met zijn vernieuwde bijlage uit 2017 drie verificatieprocedures aan voor het bepalen van de weerstand van een cirkelvormig buiselement. Deze verificatieprocedures worden niet gecontesteerd en dus geldt de procedure met de laagste nauwkeurigheid als basisgegeven. Dit is de algemene spanningsmethodiek (verificatieprocedure 1, zie ook Hoofdstuk 1).

Voor verificatieprocedure 1 wordt de bijlage A van de EN 1993-1-6 gebruikt als gegeven voor de bepaling van de membraanspanningen. Hoewel dit niet strikt geldig is voor de aangereikte randvoorwaarden binnen deze scriptie (zie deel 3.4), wordt deze aanname als voldoende aansluitend beschouwd. De huidige normering laat namelijk toe om de membraanspanningen op deze manier te bepalen, indien de belastingen voldoen aan een genormaliseerd belastingsstelsel. Omdat druk en buiging behoren tot zulk belastingsstelsels en ze daarbij een belangrijke invloed

uitoefenen op het instabiliteitsgegeven, mag van de genoemde vereiste worden afgeweken [11].

Vanuit deze veronderstelling worden daarom ook de bijlage D en de bijlage E van de EN 1993-1-6 toegepast voor de limitatiebegrenzing van de verschillende doorsnedeklassen.

Voor de bepaling van de limietwaarde van de klasse 2 doorsneden maakt het niet noodzakelijk uit welke wijze wordt gehanteerd, omdat het punt van het plastische plateau samen hoort te vallen met de EN 1993-1-1, ongeacht de gebruikte berekeningsmethode. Om een zekere uniformiteit te behouden binnen dit document, zullen ook hier ondergrensberekeningen worden toegepast.

## 3.2 Oplossingsmethodiek

In dit deel wordt een tekstueel overzicht gegeven voor de controle van de huidige classificatie. De veronderstellingen en aannames uit deel 3.1 worden hierbij overgenomen.

### 3.2.1 Limietwaarde klasse 2 doorsneden (druk en buiging)

De bepaling van de limietwaarde voor de klasse 2 doorsneden volgt uit de bepaling van de relatieve slankheid  $\bar{\lambda}$  volgens de capaciteitscurve. Er geldt:

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{R_{pl}}{R_{cr}}} \quad (3-1)$$

waarbij  $\bar{\lambda} = \bar{\lambda}_0$ , ofwel de grensslankheid.

$R_{pl}$  stelt in vergelijking 3-1 de plastische weerstand voor komende van een materiaalafhankelijk niet-lineaire berekening (MNA) of via empirische formules.  $R_{cr}$  is de lineair elastische kritieke weerstand, komende van een lineaire analyse tot het lokaal plooien (LBA) of evenzeer via aangereikte formuleringen (zie bijvoorbeeld  $\sigma_{cr}$  in Hoofdstuk 1). Aangezien er gekozen wordt voor het toepassen van ondergrensberekeningen, zijn de empirische formuleringen van verificatieprocedure 1 te verkiezen.

Uit vergelijking 3-1 kan de effectieve doorsnede  $d/(t\varepsilon^2)$  worden afgeleid, waarbij de waarde van  $\bar{\lambda}$  gelijk wordt gesteld aan de bepalingen binnen de EN 1993-1-6. De gevonden  $d/(t\varepsilon^2)$ -waarde is de limietwaarde van het plastisch plateau.

### 3.2.2 Limietwaarde klasse 3 doorsneden (buiging)

De oplossing geschiedt door in de eerste plaats het lineaire verloop te laten bepalen dat ontstaat bij de klasse 3 doorsneden binnen de EN 1993-1-1. De eindgrens van deze zone wordt namelijk omschreven door de vloeispanning, wat onder buiging

overeenstemt met het elastisch weerstandsmoment  $W_{el}$ . Aan het begin van deze klasse geldt evenwel volledige plasticiteit. Dit kenmerkt zich door het plastische weerstandsmoment  $W_{pl}$ . Tussen beiden heerst er een lineair verband in functie van de knikreductiefactor  $\chi$ , omdat beiden lineair bepaald worden. Het lineair verband tussen beiden dient dan ook te worden gezocht.

In een volgende fase moeten de slankheden worden bepaald, waarbij ook de lengte en de graad van imperfecties doorslaggevende factoren zijn (locatie van de plastische slankheidslimiet  $\bar{\lambda}_p$ ). De lengte kan ingevoerd worden als de kritieke lengte  $L/d = 10$ . Dit vergemakkelijkt in de eerste plaats de berekeningen, maar creëert daarbuiten ook een variërende tweede dimensieloze parameter  $\Omega$ , dat een maat is voor het ontstaan van ovalisatie. Het ontstaan en de waarde van deze kritieke lengte wordt in deel 3.3 verder toegelicht.

De imperfecties worden geïntegreerd op basis van de laagste eis in de Eurocode 3. Deze laagste eis beschrijft namelijk de grootste amplitudevorm van de imperfecties die door de Eurocode 3 getolereerd worden. Dit wordt ook gedefinieerd als de vervaardigingskwaliteitsklassen (Engels: *FTQ's*). In deze scriptie wordt daarom gekozen voor een vervaardigingskwaliteitsklasse C, wat de normale eis beschrijft. Bij hogere tolerantie-eisen zullen lagere amplitudevormen worden verondersteld. Indien aan de vereisten inzake knikweerstand is voldaan volgens klasse C, geldt dit ook meteen voor de hogere klassen A en B, maar niet andersom.

Op basis van deze gegevens kan de elasto-plastische functieomschrijving volgens de capaciteitscurve (Figuur 3-1) worden bekomen dat de laagst mogelijke slankheid omschrijft ( $\bar{\lambda}_p$ -waarde). Door deze vergelijking gelijk te stellen aan de lineair elastische omschrijving van de klasse 3 doorsneden binnen de EN 1993-1-1, ontstaat er een snijpunt tussen beide berekeningsvormen. Dit snijpunt is de grenswaarde van de klasse 3 doorsneden.

Een voordeel van deze werkwijze is ook dat de mogelijkse spanningsval tussen de klasse 3 en de klasse 4 doorsneden, te wijten aan het verschil in berekening tussen de EN 1993-1-1 en de EN 1993-1-6, komt te vervagen. Ook al valt het snijpunt niet samen met de plastische slankheidslimiet  $\bar{\lambda}_p$  van de capaciteitscurve. Een element behorende tot de limietwaarde van de klasse 3 doorsnede en berekent op basis van de EN 1993-1-1, zal een identieke weerstandswaarde krijgen in vergelijking met de EN 1993-1-6 vanwege de gelijke overgang met het gevonden snijpunt. Onder een axiale druk verdwijnt deze spanningsval automatisch, omdat er geen elasto-plastisch gebied te beschouwen valt (zie deel 5.1.1.1).

De moeilijkheidsgraad voor dit tweede deel zit vervat in het bereik van de berekeningen. De verscheidene slankheden dienen te starten aan het einde van de

klasse 2 doorsneden. Maar waar de eindlimiet van de klasse 3 doorsneden zich zal situeren, is hoe dan ook onbekend. In deel 3.3 volgt een verdere toelichting.

### 3.3 Bereik van de berekeningen

In de volgende paragrafen wordt een toelichting gegeven op welke manier de elementen zijn gekozen binnen deze scriptie. Deze parameters zijn noodzakelijk voor de bepaling van de limietwaarde van de klasse 3 doorsneden en het begroten van het bereik van het elasto-plastisch gebied onder buiging. Dit deel heeft dan ook voornamelijk betrekking op dit gegeven, hoewel de grafische weergaven onder Hoofdstuk 5 eveneens gebaseerd zijn op de parameters binnen dit deel.

#### 3.3.1 Keuze van de staalsoort

Om de invloed van de staalsoort onafhankelijk te maken van de classificatie, geldt de vergelijking [12]:

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (3-2)$$

met  $f_y$  de vloeigrens van het gebruikte staalsoort.

Er wordt in deze scriptie gewerkt met een staalsoort S355, wat een courante sterkte is. De reden waarom geen andere staalsoorten worden toegepast is omdat de classificatie wordt opgesteld op basis van de effectieve doorsnede  $d/(t\varepsilon^2)$  en dus onafhankelijk van de gehanteerde staalsoort, zoals vergelijking 3-2 doet uitschijnen. Voor een S235 of een S420 zullen dan ook eenzelfde resultaten worden bekomen.

#### 3.3.2 Keuze van de wanddikte $t$

Indien men de bijlage B uit de EN 10210-2 [14] (courante profielen) integreert in tabelvorm en men hier het voorkomen van de wanddikte  $t$  grafisch omzet, blijkt een normaal verdeelde curve te ontstaan. De gemiddelde wanddikte  $t$  bedraagt daardoor  $t = 14.2 \text{ mm}$ . Het is deze gemiddelde waarde die een vaste maat zal betreffen binnen deze scriptie.

#### 3.3.3 Keuze van de buitendiameter $d$

De moeilijkheidsgraad van het elasto-plastische gebied onder buiging is het bereik waarover de slankheden zich uitspreiden. Een afleiding op basis van de slankheid en enkel de EN 1993-1-6 is hier niet aan de orde.

Er wordt voorgesteld om het bereik te laten afhangen van twee eerder gevoerde onderzoeken, namelijk de Karlsruhe- en Delft-testen uit 2015 (Combitube). Deze hebben elk apart klasse 3 en klasse 4 doorsneden in situ onderworpen aan buiging [19] en vergeleken met de capaciteitscurve en de vervaardigingskwaliteitsklassen.

Het zijn deze onderzoeken die geleid hebben tot de vernieuwde inzichten voor de elasto-plastische zone onder buiging, waarnaar ook door het CEN/TC250/SC3/WG1 wordt verwezen. De gevonden limietwaarde uit de Karlsruhe- en Delft-testen blijken te voldoen aan  $d/(t\varepsilon^2) = 141$ .

De gekozen diameters worden daardoor gekozen als  $d/(t\varepsilon^2) \in [135 ; 150]$  (Tabel 3-1). Om daarbuiten ook de overgangszone te modelleren waarin de klasse 3 doorsneden betrekking hebben, zullen buitendiameters worden aangereikt waarbij de  $d/(t\varepsilon^2)$ -verhouding zich per tienvoud richting het plastisch plateau begeeft (Tabel 3-2). Zodoende kan er op basis van de vervaardigingkwaliteitsklasse C een duidelijke prognose gemaakt worden van de trendlijn die de klasse 3 doorsneden omschrijft.

De waarde "X" in Tabel 3-2 heeft betrekking op de limietwaarde die bekomen wordt voor een klasse 2 doorsneden onder buiging. Deze wordt aangepast en eventueel verkleind, afhankelijk van het verkregen resultaat in deel 5.1.



Tabel 3-1: Buitendiameter  $d$  op basis van de  $t$ -waarden, staalsoort en de oplossingsmethodiek voor uniforme buiging – eindlimiet klasse 3

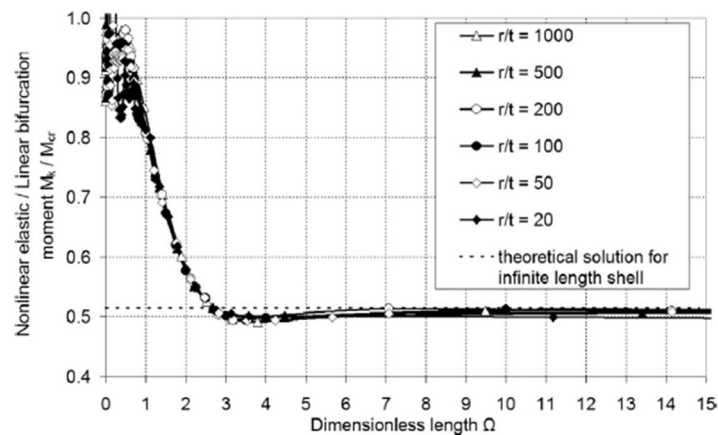
	Staalsoort S355															
$d/(t\epsilon^2)$	135	136	137	138	139	140	141	142	143	144	145	146	147	148	149	150
$t = 14.2$	1269.0	1278.4	1287.8	1297.2	1305.6	1315.0	1325.4	1334.8	1344.2	1353.6	1363.0	1372.4	1381.8	1391.2	1400.3	1410.0

Tabel 3-2: Buitendiameter  $d$  op basis van de  $t$ -waarden, staalsoort en de oplossingsmethodiek voor uniforme buiging – klasse 3

	Staalsoort S355						
$d/(t\epsilon^2)$	X	75	85	95	105	115	125
$t = 14.2$	X	705.0	799.0	893.0	987.0	1081.0	1175.0

In het voorgaande is evenwel geen rekening gehouden met het ontstaan van ovalisatie. De Karlsruhe- en Delft-testen houden ook geen rekening met de wijzigende invloed op de vervorming in functie van de lengte. Dit is momenteel ook door het CEN/TC250/SC3/WG1 in 2017 aanvaard, omdat de achterliggende berekeningsvormen te ingewikkeld blijken om de verstaanbaarheid van de Eurocode 3 te waarborgen binnen de classificatie. Er wordt daarom uitgegaan van volledig geovaliseerde doorsneden, wat theoretisch de lange cilinders betreffen.

Ovalisatie is afhankelijk van de tweede dimensieloze parameter  $\Omega$ . Zo zullen er voor waarden van  $\Omega \geq 7.0$  de elementen altijd volledig geovaliseerd zijn. Maar ook voor  $0.5 \leq \Omega < 7.0$  zal er een punt bestaan waarvoor volledige ovalisatie is opgetreden. Dit wordt voorgesteld in Figuur 3-2 en is afkomstig van een onderzoek van Rotter [8] die mee de basis heeft gelegd voor de vernieuwing van de bijlage E van de EN 1993-1-6 in 2017.



Figuur 3-2: Relatie tussen het dimensieloze knikmoment en de dimensieloze lengte voor lange cilinders onder buiging [8]

Voor  $\Omega \geq 7.0$  benadert men inderdaad de horizontale asymptoot waarvoor geldt dat:

$$\frac{M_k}{M_{cr}} \approx 0.516$$

wat het lokale minimum beschrijft van de geometrische reductiefactor  $\alpha_G$ :

$$\alpha_G = \frac{M_k}{M_{cr}} \quad (3-3)$$

Voor meer duiding omtrent dit plateau en de gehanteerde parameters, zie [8] [20] [21] [22].

Voor volledige ovalisatie kan uit Figuur 3-2 worden afgelezen dat een eerste lokaal minimum ( $\alpha_G \approx 0.516$ ) reeds in de transitorische lengtes wordt bekomen. Dit wil zeggen dat de definitie van volledig geovaliseerde doorsneden betrekking hebben op

het eerste lokale minimum ( $\alpha_G \approx 0.516$ ) en niet zozeer voor  $\Omega \geq 7.0$ . Het is daarom belangrijk om te werken met het eerste lokale minimum, aangezien er anders een overschatting van het werkelijk gegeven zou kunnen ontstaan voor een element dat behoort tot de transitorische lengte en te maken heeft met ovalisatie (hogere waarde van  $M_k$  en dus irrelevant ten aanzien van de ondergrensberekening).

Voor de waarde waarbij het eerste punt gelijk is aan  $\alpha_G \approx 0.516$  kan mathematisch de bijhorende tweede dimensieloze parameter  $\Omega$  worden gezocht, namelijk:

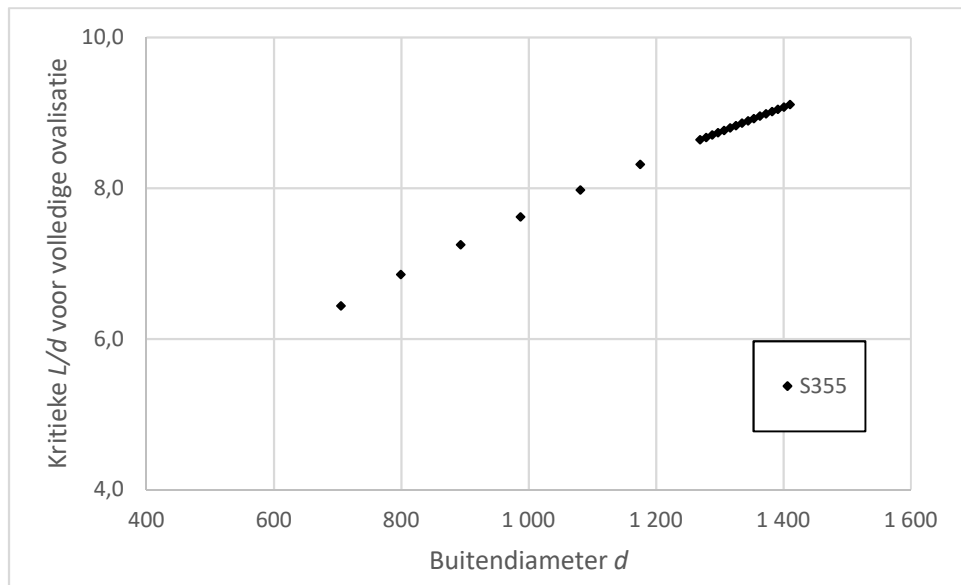
$$0.5 \leq \Omega < 7.0 \rightarrow \alpha_G = 1.07 \left( \frac{1 - 0.22\Omega + 0.061\Omega^2 + 0.12\Omega^{2.94}}{1 + 0.12\Omega^{2.94}} \right)$$

Deze formule komt van de bijlage E van de EN 1993-1-6 (2017). Door te stellen dat  $\alpha_G \approx 0.516$ , vindt men de bijhorende dimensieloze lengteparameter  $\Omega \approx 2.58$ . Voor elementen waarvoor volledige ovalisatie moet gelden, is er voldaan indien  $\Omega \geq 2.58$ . Er dient wel te zijn opgemerkt dat dit afhankelijk is van de keuze van de randvoorwaarden. Daar het om een inklemming gaat, mag deze veronderstelling zijn aangehouden. Voor meer duiding, zie deel 3.4.

Op deze manier kan het effect van de lengte worden ingerekend op het voorgestelde bereik van meetgegevens (Tabel 3-1 en Tabel 3-2).  $\Omega$  wordt bepaald door:

$$\Omega = 2\sqrt{2} \frac{L}{d} \sqrt{\frac{t}{d}} \quad (3-4)$$

De vraag is nu aan welke constante de kritieke verhouding  $L/d$  moet voldoen op basis van de aangereikte geometrische waarden uit Tabel 3-1 en Tabel 3-2. Dit kan worden gevonden door de waarde van  $L/d$  (waarvoor geldt dat  $\Omega = 2.58$ ) uit vergelijking 3-4 in functie te stellen van de aangereikte buitendiameters  $d$ . Figuur 3-3 geeft een grafische voorstelling op basis van de meetgegevens uit Tabel 3-1 en Tabel 3-2..



Figuur 3-3: Kritieke  $L/d$  voor ovalisatie in functie van de aangereikte buitendiameter  $d$

Uit Figuur 3-3 kan men duidelijk opmerken dat de bovengrens ongeveer beschreven wordt door  $L/d > 9.0$ .

Binnen deze scriptie zal worden voorgesteld om de kritieke  $L/d$ -verhouding te laten voldoen aan  $L/d = 10.0$  voor een S355. Op deze manier zijn alle aangereikte elementen altijd volledig geovaliseerd.

Voor cilinders belast met een axiaal-symmetrische drukbelasting, oefent de lengte geen rigoureuze invloed uit op de weerstandsbepaling (enkel de vervorming). Er wordt daarom geadviseerd voor een plooi-coëfficiënt  $C_x = 1.0$ , ofwel de middellange lengtes. In [5] wordt de achterliggende redenering duidelijk gemaakt aan de hand van de Batdorf-coëfficiënt  $Z_x$  ( $\approx$  de plooi-coëfficiënt  $C_x$ ).

### 3.4 Randvoorwaarden

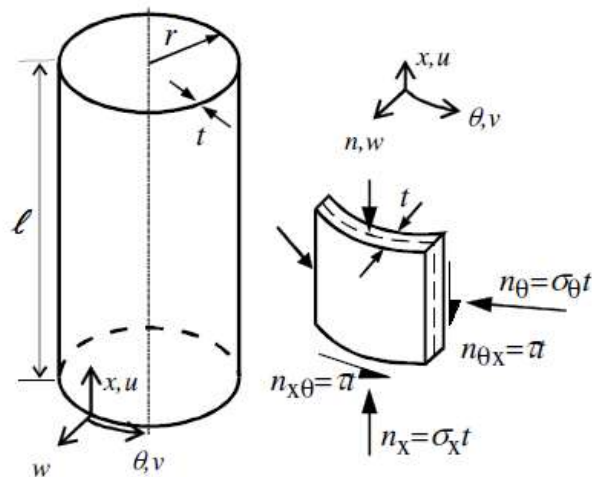
Bij het bepalen van de plooiweerstand volgens de EN 1993-1-1 of de EN 1993-1-6 zullen er randvoorwaarden aan het element moeten worden toegekend voor zowel de berekeningen als de controle op basis van een FEM-analyse. Conform de literatuur zullen cirkelvormige buisprofielen veelal ingeklemd randvoorwaarden hebben, waardoor dit als courant gegeven geldt. De voornaamste reden hierachter is omdat bij vrije randen en onderhevig aan een uitwendige belasting, het element anders zou bezwijken zonder waarneembare vervormingen [7] [8] [10].

Uit de EN 1993-1-6 kunnen daarom drie randvoorwaarden worden aangereikt die voldoen aan een inklemming. Tabel 3-3 geeft een samenvatting.

Tabel 3-3: Randvoorwaarden voor schalen - Knikweerstandsberekening volgens EN 1993-1-6

Code randvoorwaarde.	Eenvoudige term	Omschrijving	Loodrechte verplaatsingen	Meridionale verplaatsingen	Meridionale rotatie
BC1r	Ingeklemd	Radiaal verhinderd Meridionaal verhinderd Rotatie verhinderd	$w = 0$	$u = 0$	$\beta_\phi = 0$
BC1f	Ingeklemd	Radiaal verhinderd Meridionaal verhinderd Rotatie vrij	$w = 0$	$u = 0$	$\beta_\phi \neq 0$
BC2r	Ingeklemd	Radiaal verhinderd Meridionaal vrij  Rotatie verhinderd	$w = 0$	$u \neq 0$	$\beta_\phi = 0$

De situering van de aangereikte parameters in Tabel 3-3 worden in de bijlage D van de EN 1993-1-6 toegelicht. Dit is de membraanspanningstheorie gebaseerd op Love [1], waarvan Figuur 3-4 de parameters grafisch verduidelijkt.



Figuur 3-4: geometrie van de cilinder, membraanspanningen en spanningsresultanten;  
Bijlage D, EN 1993-1-6

De verplaatsingen in de omtreksrichting  $v$  liggen in lijn met de loodrecht verplaatsingen op het oppervlak, gekarakteriseerd door parameter  $w$ . Hierdoor zijn de verplaatsingen van  $v$  gelijk aan die van  $w$ , en gelden ook eenzelfde voorwaarden zoals omschreven in Tabel 3-3.

Op basis van de voorgenoemde gegevens, wordt een link gemaakt met de berekeningscriteria vervat in de nationale bijlagen van de EN 1993-1-6 waaruit de afleiding van de classificatie zal geschieden. Voor de bepaling van de knikspanningsberekening via de algemene spanningsmethodiek (bijlage D of E, ondergrens) zal de meridionale samendrukking onder toedoen van druk of buiging gelimiteerd zijn tot de randvoorwaarden BC1 of BC2. Voor korte cilinders stelt de EN 1993-1-1 dat rotaties altijd verhinderd moeten zijn, omdat hier de invloeden op de vervormingen van toepassing zijn. Daardoor zal BC1r of BC2r gehanteerd moeten worden.

Voor de bepaling van de karakteristieke referentieweerstand voor een element onder buiging  $M_k$  zullen randvoorwaarden BC1r te kiezen zijn, conform de bijlage E. Dit geldt voor alle lengtes.

Om een zekere uniformiteit te behouden binnen dit document, zullen de randvoorwaarden binnen de modellering beschreven worden door BC1r. Dit geldt voor beide uiteinden en voor alle aangereikte profielen.

### **3.5 Materiaalparameters**

De materiaalparameters volgen hierbij de ideale spanningsrelatie in functie van de rek  $\varepsilon$ , conform het Von Mises-criterium en de EN 1993-1-1: de elasticiteitsmodulus  $E = 210 \text{ GPa}$ ; het getal van Poisson  $\nu = 0.3$ ; de vloeispanning  $f_y = 355 \text{ MPa}$  op basis van de gekozen staalsoort S355.

Deze materiaalparameters zijn over de volledige geometrische doorsnede van het schaalsegment als constant te beschouwen.



## 4 Modelling van het FEM-programma

Voor de vergelijking van de ontwerpregels binnen de EN 1993-1-1 en besproken in deel 5.3 en deel 5.4, zullen FEM-analyses worden toegepast om de (eventuele) afwijkingen op de benaderende methodes te kunnen nagaan. Binnen dit hoofdstuk zal toelichting worden gegeven over de modellering van de gebruikte profielen binnen het FEM-programma.

De FEM-berekeningen zijn in deze scriptie gebaseerd op een GMNIA-berekening [11]. Zulke berekeningen houden rekening met het niet-lineaire gedrag van het materiaal, de imperfectiegraad en de geometrische doorsnede-ervormingen. Het gehanteerde programma voor deze berekeningsvorm is FINELG [24].

### 4.1 Inbreng van de imperfecties

Er wordt in deze scriptie gekozen om te werken met een lokale deuk. Deze lokale deuk wordt gemodelleerd op basis van een geometrische lasimperfectie  $\delta$  en speelt zich af over de volledige cirkelomtrek. De maximale uitwijking van deze imperfectie komt overeen met het midden van de doorsnede. Dit is een courante toepassing en kenmerkt daarbij de meest nadelige locatie [25] [26] [27]. Het functievoorschrift van een halve lasimperfectie  $\delta$  wordt gegeven door:

$$\delta(x) = \delta_0 e^{\frac{-\pi x}{\lambda}} \left[ \cos\left(\frac{\pi x}{\lambda}\right) + \sin\left(\frac{\pi x}{\lambda}\right) \right] \quad (4-1)$$

met  $\delta_0$  de amplitude van de lasimperfectie,  $x$  de afstand van een punt op de deuk tot de initiële structuur en  $\lambda$  de meridionale halve buiglengte dat gebaseerd is op de theorie van Koiter [28].[6]. Deze halve buiglengte wordt bepaald aan de hand van:

$$\lambda = \frac{\pi\sqrt{2dt}}{2^4\sqrt{3(1-v^2)}} \quad (4-2)$$

met  $d$  de buitendiameter van het cirkelvormig buisprofielen,  $t$  de wanddikte en  $v$  de coëfficiënt van Poisson.

Er wordt gekozen om de amplitude  $\delta_0$  van vergelijking 4-1 te laten afhangen van de equivalente geometrische imperfectieamplitude  $\Delta w_{0,eq}$  binnen de EN 1993-1-6 [11]:

$$\Delta w_{0,eq} = \max \left\{ \begin{array}{l} l_g U_{n1} \\ n_i t U_{n,2} \end{array} \right. \quad (4-3)$$



met  $l_g$  op basis van de maximale waarde van:

$$l_{g,x} = 4\sqrt{rt} \quad (4-4a)$$

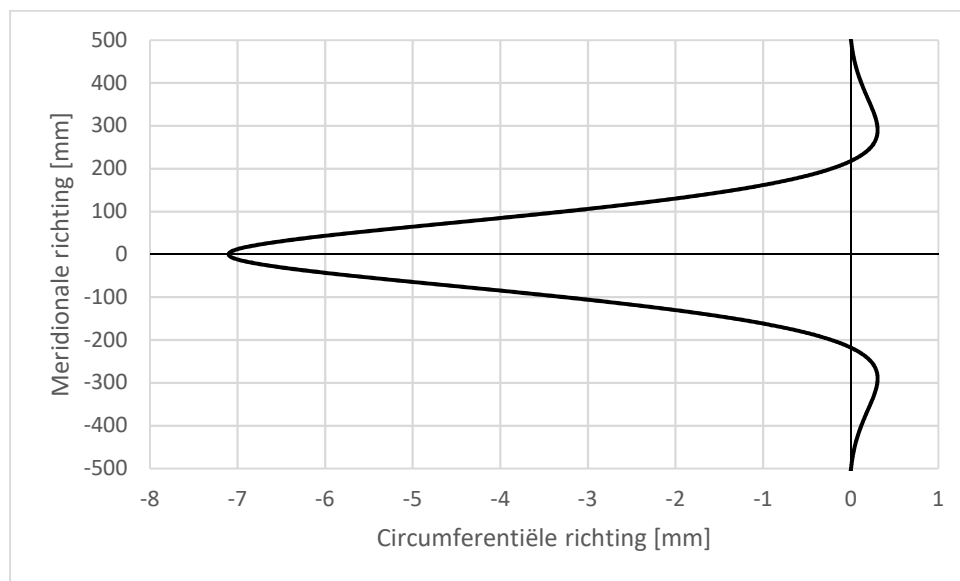
$$l_{g,\theta} = 2.3(rt l^2)^{1/4} \quad \text{en } l_{g,\theta} \leq r \quad (4-4b)$$

$$l_{g,w} = 25t \quad \text{en } l_{g,w} \leq 500 \text{ mm.} \quad (4-4c)$$

waarin  $l$  de meridionale lengte beschrijft en de subscripties  $x$ ,  $\theta$  en  $w$  betrekking hebben op respectievelijk de meridionale lengtes, de circumferentiële omtrek en de aanduiding van de laslengte.

$U_{n1}$  en  $U_{n2}$  uit vergelijking 4-3 zijn de amplitudeparameters van de deuken en worden verondersteld gelijk te zijn aan  $U_{n1} = U_{n2} = 0.025$ . Dit is gebaseerd op de vervaardigingskwaliteitsklasse C. De parameter  $n_i$  is tot slot nog een vermenigvuldigingsfactor voor het verwezenlijken van een geschikt tolerantieniveau. De gehanteerde waarde binnen deze scriptie is  $n_i = 25$  [11].

Een voorbeeld van de lasimperfectie wordt getoond in Figuur 4-1.



*Figuur 4-1: Voorbeeld circumferentiële, geometrische lasimperfectie*

Indien geen overgang van membranen worden beschouwd (en dus geen lasverbinding) in het midden van de meridionale lengte, zou op basis van de EN 1993-1-6 de weerstandswaarden afhankelijk moeten zijn van een wijzigende locatie van de lokale deuk. De locatie die de laagste weerstandswaarde op deze manier beoogt, is tot slot de nadeligste locatie. Deze controle vervalt evenwel bij het gebruik van Figuur 4-1, omdat uit onderzoek [25] [26] blijkt dat een dergelijke implementatie ook meteen de nadeligste locatie voorstelt. Dit is ook de reden dat een dergelijke deuk bij de controle van cirkelvormige buisprofielen vaak wordt toegepast, ongeacht de belastingsvorm.

## 4.2 Randvoorwaarden

In deel 3.4 werden de randvoorwaarden verduidelijkt waarop de handmatige berekeningen in Hoofdstuk 5 betrekking hebben. De randvoorwaarden werden daarbij gekozen als BC1r voor beide uiteinden en gelden voor zowel axiale druk als buiging.

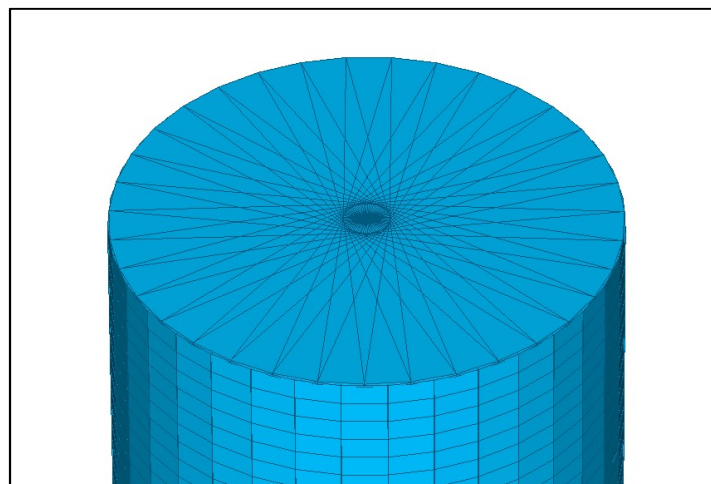
Voor de FEM-analyse wordt gedeeltelijk afgeweken van deze randvoorwaarde. De reden hiervoor is om de aangrijpende belastingsvorm te controleren. Indien men een inklemming zou beschouwen in meridionale richting, zouden namelijk reactiekrachten en inklemmingsmomenten inwerken op buisvormige element. Door hier van af te wijken en te stellen dat de meridionale richting wel vrij is opgelegd, is het mogelijk om de reactiekrachten en inklemmingsmomenten te vervangen door een uitwendige belasting. Dit volgt de modellering zoals omschreven in [8].

De verplaatsingen in de andere richtingen (zie ook Figuur 3-4 in deel 3.4) blijven wel behouden.

## 4.3 Krachtsoverdracht

De toegepaste normaalkrachten en/of buigmomenten zullen geplaatst worden volgens een referentiepunt dat overeenstemt met het zwaartepunt van de circumferentiële doorsnede van de perfecte structuur. In meridionale zin voldoet dit als de aslijn van het cirkelvormig buisprofiel.

De krachtsoverdracht binnen de FEM-analyse zal gebeuren door het toekennen van balken met zeer grote stijfheden, Figuur 4-2. De balken worden daardoor gemodelleerd als massieve elementen waarop geen kinematische verplaatsingen worden verwacht. Hierdoor ontstaat er geen verlies aan krachtsoverdracht tussen de uitwendige belasting(en) en de circumferentiële samendrukking.



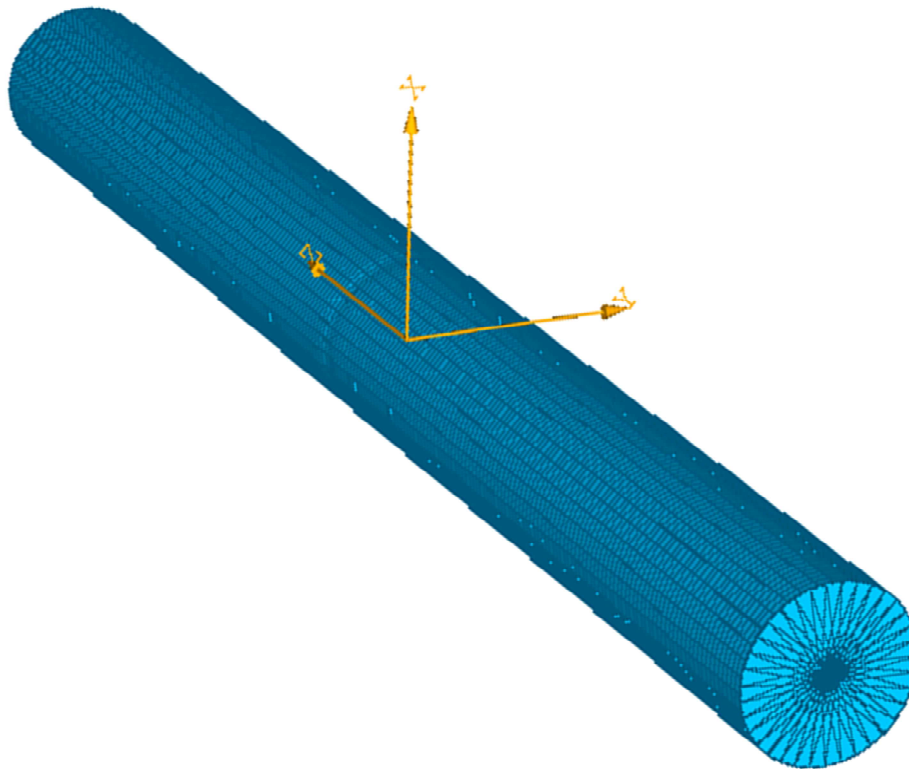
*Figuur 4-2: Toekennen van kinematisch stijve balken teneinde geen krachtsverlies op de membranen te verkrijgen*

#### 4.4 Materiaalparameters

De materiaalparameters zijn overeenkomstig met deel 3.5:  $E = 2.1 \cdot 10^5$  MPa;  $\nu = 0.3$ ;  $f_y = 355$  MPa op basis van de gekozen staalsoort S355. Deze materiaalparameters zijn over de volledige geometrische doorsnede van het schaalsegment als constant te beschouwen.

De kinematische stijfheid (zie Figuur 4-2) wordt bekomen door het toekennen van een zeer grote E-modulus ( $E \gg 2.1 \cdot 10^5$ ).

Figuur 4-3 geeft een voorbeeldfiguur.



*Figuur 4-3: Voorbeeldfiguur voor een cirkelvormige buiselement in Finelg, inclusief de lokale deuk*

## 5 Resultaten en analyse

In dit hoofdstuk volgen de resultaten op basis van de oplossingsmethoden, aannames en veronderstellingen uit Hoofdstuk 3, de uitgang van Hoofdstuk 4, de EN 1993-1-1 en de EN 1993-1-6.

De bekomen resultaten worden vervolgens geanalyseerd, waarna uiteindelijke drie classificatievormen ontstaan: de vigerende richtlijnen; het vernieuwde voorstel van het CEN/TC250/SC3/WG1; de aangereikte herziening op basis van de resultaten in deze scriptie.

De vergelijking die daardoor ontstaat heeft tot doel om aan te tonen of de huidige classificatie inderdaad gewijzigd moet worden. Hierin vormen de eigen bevindingen de leidraad voor dit gegeven.

De opbouw bestaat in het bekomen van de limietwaarde van de klasse 2 doorsneden voor axiaal-symmetrische drukbelastingen en uniforme buigingsbelastingen (deel 5.1). In het deel erna volgt de afleiding van de limietwaarde van klasse 3 doorsneden onder uniforme buiging (deel 5.2). Beide delen samen en de gemaakte veronderstellingen en/of aannames in Hoofdstuk 3 leiden tot de controle van de huidige limietwaarde van de classificatietabel in de EN 1993-1-1.

In deel 5.3 volgt de opstelling van een mathematische vergelijking die de overgang van het plastische naar het elasto-plastische regime moet voorstellen. De uitwerking van deze vergelijking is niet meteen afhankelijk van de classificatiegrenzen, maar eerder van de huidige inzichten op het gebied van membraanberekeningen.

Op basis van de modellering in Hoofdstuk 4 en de bepalingen in deel 5.3 kunnen in deel 5.4 de interacties worden voorgesteld voor de klasse 1-3 doorsneden. Voor de klasse 1-2 doorsneden (deel 5.4.1) volgt er een controle van bestaande en voorgestelde benaderingen ten opzichte van de exacte methodiek. Voor de klasse 3 doorsneden (deel 5.4.2) zullen de resultaten van de klasse 1-2 doorsneden nodig blijken. Daarenboven is de classificatie wel belangrijk voor de klasse 3 doorsneden onder interactie, maar ook van de resultaten uit deel 5.3 en deel 5.4.1. Dit geeft dan ook een verklaring waarom deze delen worden besproken binnen deze scriptie.

## 5.1 Limietwaarde klasse 2 doorsneden

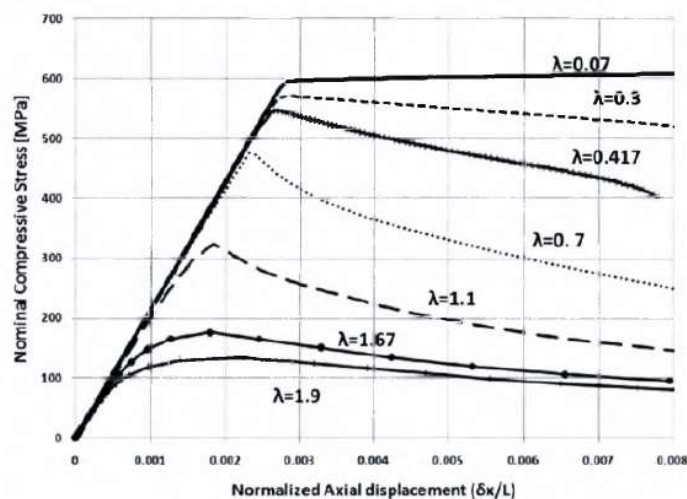
### 5.1.1 Axiaal-symmetrische drukbelasting

#### 5.1.1.1 Het elasto-plastische gebied onder axiale druk

De verdeling van de inwendige spanningen onder een axiale drukbelasting is steeds uniform te beschouwen, zolang het lokaal plooien nog niet is opgetreden. Het apart definiëren van een elasto-plastisch gebied is daarom niet noodzakelijk. Zolang het lokaal plooien optreedt nadat de vloeigrens van een punt of een deel van de doorsnede is bereikt, gelden namelijk eenzelfde rekenregels in de EN 1993-1-1.

Onder een uniform spanningsverloop verstaat men dat over de volledige circumferentiële as gelijke drukspanningen zijn terug te vinden. Uiteraard hebben imperfecties invloed op dit gegeven. Maar zoals gesteld is het effect van imperfecties voornamelijk belangrijk binnen de klasse 4 doorsneden, ofwel de EN 1993-1-6.

Dit wil niet zeggen dat de huidige klasse 3 doorsneden zullen vallen onder de klasse 2 doorsneden. Als voorbeeld wordt Figuur 5-1 uit [29] getoond.



Figuur 5-1: Axiale belasting in functie van de verplaatsing voor verschillende waarden van slankheden [29]

Uit Figuur 5-1 blijkt dat het secundaire evenwichtspad (na het lokaal plooien) zich eerder lineair manifesteert voor kleine slankheden (bijvoorbeeld  $\bar{\lambda} = 0.070$ ). Maar bij een verhoging van de slankheid (bijvoorbeeld  $\bar{\lambda} = 0.300$  en  $\bar{\lambda} = 0.417$ ) geldt de aanname van die neutrale vervorming onder een constante spanning niet meer [30]. Daarenboven zal het punt van lokaal plooien zich steeds bij een lagere vervorming voordoen naarmate de slankheid van het element stijgt. Ook de imperfectiegraad heeft betrekking op dit gegeven.

Het is daarom dat de huidige klasse 3 doorsneden best berekend worden via de rekenregels voor schaalsegmenten (klasse 4 doorsneden, EN 1993-1-6). Reeds bij lage slankheden zal namelijk het secundair evenwichtspad overgaan in een niet-lineaire spanningsverdeling. Ook het primaire evenwichtspad (voor het lokaal plooi punt) leidt hieronder, hoewel eerder gering. Vandaar dat de huidige klasse 3 doorsneden beter dienen over te hevelen naar de klasse 4 doorsneden in plaats van de slankheden onder een klasse 2 doorsnede te bepalen, aangezien de lineaire balkvergelijkingen uit de EN 1993-1-1 weinig realistisch ogen naarmate de slankheid van het element stijgt.

#### 5.1.1.2 De grenswaarde van het plastisch plateau

De consistentie tussen de EN 1993-1-1 en de EN 1993-1-6 kan verwezenlijkt worden door omvorming van vergelijking 3-1. Voor een axiaal-symmetrische drukbelasting herleidt deze formule zich naar:

$$\bar{\lambda}_x = \sqrt{\frac{f_{yk}}{\sigma_{x,cr}}} \quad (5-1)$$

Dit is overeenkomstig de algemene spanningsmethodiek. De subscriptie "x" is de aanduiding van de meridionale samendrukking. Circumferentiële drukspanningen zijn niet te verwachten. De gebruikte diameters zijn deze in het midden van de wanddikte  $t$ , naar analogie met de membraanspanningstheorie. De uiteindelijke effectieve doorsnede  $d/(t\varepsilon^2)$  heeft wel betrekking op de buitendiameter  $d$ .

$f_{yk}$  in vergelijking 5-1 beschrijft de karakteristieke vloeisterkte van de aangereikte staalsoort, namelijk 355 MPa. Om de aangereikte staalsoort onafhankelijk te maken van de berekening wordt de staalsoort omgezet volgens vergelijking 3-2:

$$f_{yk} = \frac{235}{\varepsilon^2} \quad (5-2)$$

De elastische kritieke knikspanning voor de meridionale samendrukking  $\sigma_{x,cr}$  is overeenkomstig de bijlage D (EN 1993-1-6) en uit [10]:

$$\sigma_{x,cr} = \frac{2Et}{d \cdot \sqrt{3(1 - \nu^2)}} \quad (5-3)$$

Men kan evenzeer rekenen volgens de heersende drukkrachten  $N_x$ . Maar omdat de oppervlakedoorsnede identiek is voor het begroten van de plastische waarde van de drukkracht  $N_{x,pl}$  en de elastische kritieke drukkracht  $N_{x,cr}$ , heffen deze elkaar op. Dit volgt de bepalingen uit de membraanspanningstheorie, bijlage A van de EN 1993-1-6. Het bekomen resultaat is dan ook gelijk voor beiden.

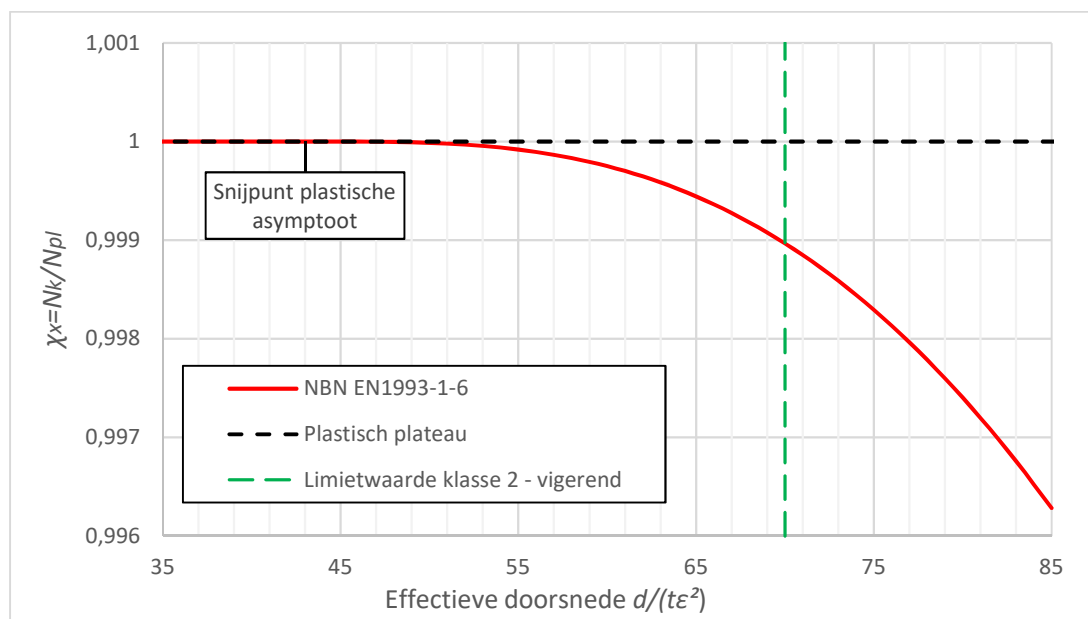
Invullen van vergelijkingen 5-2 en 5-3 in 5-1 en herleiden naar de effectieve doorsnede  $d/(t\varepsilon^2)$  geeft bijgevolg:

$$\frac{d}{t\varepsilon^2} = \frac{2 \cdot \bar{\lambda}_x^2 \cdot E}{235 \cdot \sqrt{3(1 - \nu^2)}} \quad (5-4)$$

Door te stellen dat de relatieve slankheid  $\bar{\lambda}_x$  in dit geval voldoet aan de grensslankheid  $\bar{\lambda}_{x,0}$  in de bijlage D van de EN 1993-1-6, vindt men de limietwaarde van de klasse 2 doorsneden onder een axiaal-symmetrische drukbelasting. Het is deze gevonden waarde die in overeenstemming dient te zijn met de classificatiegrens uit de EN 1993-1-1. De bijlage D stelt  $\bar{\lambda}_{x,0} = 0.20$  en vergelijking 5-4 herleidt zich tot:

$$\frac{d}{t\varepsilon^2} \approx 43.27$$

Figuur 5-2 geeft een grafische voorstelling tussen enerzijds het plastisch plateau (zwarte streeplijn voor  $\chi_x = 1.0$ ) en anderzijds de berekeningen volgens de EN 1993-1-6 (rode lijn).



Figuur 5-2: Variatie van de weerstand onder axiaal-symmetrische druk op grens van het plastisch plateau volgens EN 1993-1-6 en staalsoort S355

De limietgrens voor de klasse 2 doorsneden onder axiaal-symmetrische drukbelasting kan daarom worden gedefinieerd als:

$$d/(t\varepsilon^2) \leq 43.$$

Belangrijk om op te merken is dat de waarde van deze classificatie ook sterk afhankelijk is van de gebruikte elasticiteitsmodulus binnen de berekeningen. In deze scriptie is uitgegaan van  $E = 210 \text{ GPa}$  uit de EN 1993-1-1 (deel 3.5). Dit is evenwel betwistbaar, omdat de E-modulus varieert afhankelijk van de aangereikte staalsoort.

Het betreft hier dan ook een gemiddelde aanname. In deel 5.2 wordt een voorbeeld van deze invloed gegeven.

Wat meteen opvalt uit Figuur 5-2 is dat de huidige limitatie van de klasse 2 doorsneden in de EN 1993-1-1 drastisch moet gewijzigd worden om in overeenstemming te zijn met de bepalingen uit de EN 1993-1-6. Dit heeft een groot gevolg voor de manier waarop zulke elementen worden berekend, omdat veel meer kleinere slankheden zullen vallen onder een klasse 4 doorsnede. Een dergelijke verandering van de huidige limitatie  $d/(t\epsilon^2) \leq 70$  naar  $d/(t\epsilon^2) \leq 43$  heeft daarom tot gevolg dat elementen die momenteel als veilig worden beschouwd, opeens niet meer voldoen aan de verificatierichtlijnen. Theoretisch gezien mogen deze elementen niet meer worden toegepast als constructiedeel.

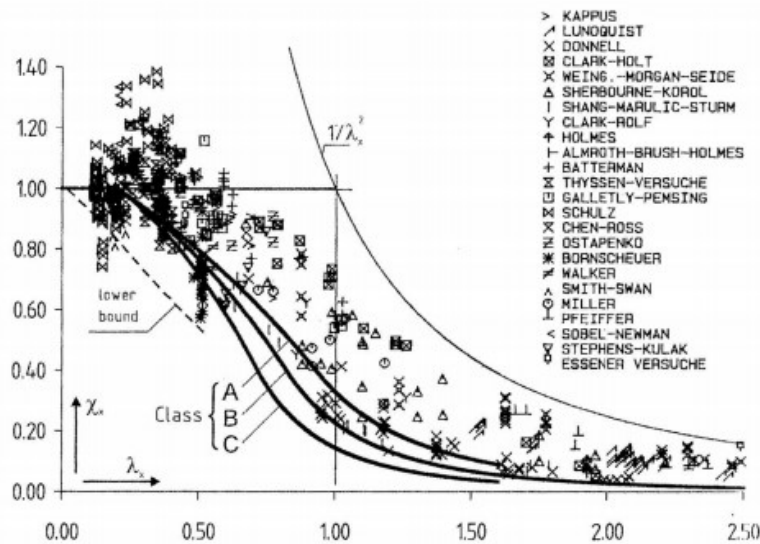
Omdat er momenteel geen contestatie heerst op de huidige classificatiegrens in de EN 1993-1-1 en de vervatte berekeningswijzen, wordt door het CEN/TC250/SC3/WG1 aangeraden om af te zien van de verandering naar  $d/(t\epsilon^2) \leq 43$  en eerder de EN 1993-1-6 af te stemmen op de EN 1993-1-1, dan andersom. Dit heeft in de eerste plaats betrekking op het feit dat een dergelijke verlaging van de limitatie naar  $d/(t\epsilon^2) \leq 43$  vooral de dikkere schaalsegmenten beïnvloedt, dan wat typisch wordt gedefinieerd als een schaal. Ook is het gebruik van de EN 1993-1-1 al lange tijd ingeburgerd in zijn gebruik, waardoor het logisch lijkt dat eerder de bepalingen uit de EN 1993-1-1 het voordeel genieten dan de EN 1993-1-6.

Bovendien is er voor  $d/(t\epsilon^2) \leq 43$  een groot verschil waar te nemen in vergelijking met andere standaarden. Een verlaging van de huidige limietwaarde kan dan ook enkel op basis van dit gegeven in vraag worden gesteld.

Tot slot maakt men geen gewag van constructiedelen die bezweken zijn op basis van de huidige normering voor de klasse 1-2 doorsneden en heerst er alleszins geen publiek bezwaar op de bepalingen volgens de EN 1993-1-1.

En hoewel de voorgaande opmerkingen in eerste instantie gegrond ogen, is er toch een zekere kanttekening te maken bij deze redenering. Figuur 5-3 toont een figuur dat de betrouwbaarheidsanalyse van cilindertests onder axiale druk voorstelt en grafisch weergeeft op basis van de capaciteitscurve volgens de EN 1993-1-6.





Figuur 5-3: Betrouwbaarheidsanalyse van gepubliceerde cilindertests onder axiale druk en vergeleken met de capaciteitscurve conform de EN 1993-1-6 [31]

Uit Figuur 5-3 valt het op dat de ondergrens aan de rand van het plastisch plateau (zwarte volle lijn, ongeacht de vervaardigingskwaliteitsklasse) veelvuldig wordt overschreden. Dit kan wijzen op het gebruik van een conservatieve ondergrens voor de gehanteerde grensslankheid  $\bar{\lambda}_0 = 0.20$ . Uit [31] blijkt daarom dat deze grensslankheid eerder dient te voldoen aan  $\bar{\lambda}_0 = 0.05$  (zie aanduiding *lower bound*, Figuur 5-3).

Indien men deze waarde invult in vergelijking 5-4, bekomt men een afgeronde effectieve slankheid  $d/(t\epsilon^2) \leq 3$ , wat duidt op het feit dat zo goed als alle doorsneden van een cirkelvormig buisprofielen onder een axiale drukbelastingen moeten vallen onder een klasse 4 doorsnede. Tot op heden zijn er geen betrouwbaarheidsanalyses uitgevoerd aan de hand van de EN 1990, bijlage D [32] en kan daardoor ook de grenswaarde niet eenduidig worden gecontroleerd.

Zelfs indien in de toekomst blijkt dat een verlaging van de huidige classificatie aan de orde is, is het nog maar de vraag of dit ook door de industrie zal worden aanvaard. Door de verlaging van de classificatie zullen namelijk meer doorsneden vallen onder een klasse 4, wat een groot deel van de gangbare profielen als weinig-toepasbaar zal bestempelen.

Vanuit het geheel van de veronderstellingen en door het uitblijven van een betrouwbaarheidsanalyse op de huidige ondergrenslimitatie, wordt daarom gesteld dat de classificatiegrens van  $d/(t\epsilon^2) \leq 75$  dient te zijn aangehouden. De waarde van  $d/(t\epsilon^2) \leq 75$  wordt verduidelijkt in deel 5.1.2. De reden dat de limietwaarde onder druk overeenkomstig mag zijn met deze onder buiging, werd in deel 3.1 reeds toegelicht.

Dit heeft wel tot gevolg dat de huidige grensslankheid in de EN 1993-1-6 zal moeten worden aangepast ( $\bar{\lambda}_{x,0} \neq 0.20$ ). De comptabiliteit van deze verandering wordt momenteel door een andere werkgroep van de Eurocode 3 (WG06) uitgewerkt. Hieromtrent bestaat nog geen concrete informatie en de uitwerking en/of achterliggende redenering valt daarom buiten het bestek van deze scriptie.

Herleiden van vergelijking 5-4 naar  $\bar{\lambda}_{x,0} = \bar{\lambda}_x$  geeft:

$$\bar{\lambda}_{x,0}^2 = \frac{235\sqrt{3(1-v^2)}}{2E} \frac{d}{t\varepsilon^2} \quad (5-5)$$

en bijgevolg is  $\bar{\lambda}_{x,0} \approx 0.258$ . De grensslankheid  $\bar{\lambda}_0 = 0.20$  uit de EN 1993-1-1 blijft behouden.

Op basis van de veronderstelling in het begin van deze paragraaf (deel 5.1.1.1), kan men tevens stellen dat de limietwaarde voor de klasse 3 doorsneden onder axiale druk overeenkomstig is met de limietwaarde voor de klasse 2 doorsneden, ofwel:  $d/(t\varepsilon^2) \leq 75$ .

Tabel 5-1 geeft een overzicht van de gevonden limietwaarden voor elementen belast op een axiaal-symmetrische drukbelasting.

*Tabel 5-1: De classificatie van cirkelvormige buisprofielen onderhevig aan een axiale drukbelasting en op basis van de bevindingen in deze scriptie*

Klasse	Sectie onder druk
1	$\frac{d}{t} \leq 50\varepsilon^2$
2	$\frac{d}{t} \leq 75\varepsilon^2$
3	$\frac{d}{t} \leq 75\varepsilon^2$ Voor $\frac{d}{t} > 75\varepsilon^2$ : EN 1993-1-6

### 5.1.2 Symmetrische en uniforme buigingsbelasting

Het kritieke elastisch knikmoment  $M_{R,cr}$  op basis van de algemene spanningsmethodiek (verificatieprocedure 1) kan begroot worden via:

$$M_{R,cr} = 1.813C_m \frac{E}{\sqrt{1-v^2}} rt^2 \quad (5-6)$$

waarin de parameter  $C_m$  de plooiëfficiënt voorstelt dat het verschil begroot tussen enerzijds het lokaal plooiën van het buigmoment en anderzijds het algemene kritieke elastische buigmoment  $M_{cl}$  (zie ook Hoofdstuk 1). De waarde van  $C_m$  is in dit geval in functie van de dimensieloze parameter  $\omega$  en kan bepaald worden via:

$$C_m = 1 + \frac{4}{\omega^2} \quad (5-7)$$

met:

$$\omega = \frac{L}{\sqrt{rt}} \quad (5-8)$$

Maar omdat de elementen volledig geovaliseerd zullen zijn, is de invloed van de tweede dimensieloze parameter  $\Omega$  belangrijker dan  $\omega$ . Indien men vergelijking 5-8 hierboven herleidt naar de kritieke  $L/d$ -verhouding uit Hoofdstuk 3, geldt:

$$\omega^2 = \frac{2L^2}{dt} \cdot \frac{d}{d} \quad (5-9)$$

waarin  $L/d = 10$  voor S355:

$$\omega^2 = 200 \frac{d}{t} \quad (5-10)$$

Als wijze van voorbeeld wordt nu de laagste waarde van Tabel 3-2 in deel 3.3 gebruikt voor een staalsoort S355:  $d = 705.0 \text{ mm}$ ;  $t = 14.2 \text{ mm}$ . Ingevuld in vergelijking 5-10 en geïntegreerd in vergelijking 5-7 geeft de waarde van de plooiëfficiënt  $C_m$ :

$$C_m \approx 1.0$$

waarbij voor hogere  $d/t$ -verhoudingen de waarde van  $C_m$  zich herleidt tot:

$$\lim_{\omega^2 \rightarrow \infty} C_m = 1 + \frac{4}{\omega^2} \rightarrow C_m = 1.0$$

Daardoor kan worden aangenomen dat voor alle aangereikte elementen in deze scriptie de plooiëfficiënt  $C_m \cong 1.0$ . De bepaling van het kritieke elastisch knikmoment  $M_{R,cr}$  herleidt zich daarom naar:

$$M_{R,cr} = 1.813 \frac{E}{\sqrt{1 - \nu^2}} r t^2 \quad (5-11)$$

Het snijpunt tussen de berekeningen uit de EN 1993-1-1 en de EN 1993-1-6 kunnen mathematisch gevonden worden door de algemene omschrijving van de relatieve slankheid  $\bar{\lambda}$  uit de bijlage E van de EN 1993-1-6:

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{M_{R,pl}}{M_{R,cr}}} \quad (5-12)$$

De bepaling van het plastisch weerstandsmoment  $M_{R,pl}$  wordt in de nationale bijlage, en overeenkomstig de algemene spanningsmethodiek, bepaald door:

$$M_{R,pl} = \frac{1}{6} [d^3 - (d - 2t)^3] f_{yk} \quad (5-13a)$$

Ook hier wordt de aangereikte staalsoort onafhankelijk gemaakt van de berekening volgens vergelijking 3-2 en vergelijking 5-2.:

$$f_{yk} = \frac{235}{\varepsilon^2}$$

waardoor

$$M_{R,pl} = \frac{1}{6} [d^3 - (d - 2t)^3] \frac{235}{\varepsilon^2} \quad (5-13b)$$

De bepaling van het kritieke elastische knikmoment  $M_{R,cr}$  vindt men door:

$$M_{R,cr} = \pi r^2 t \sigma_{cl}(r) \quad (5-14)$$

waarin  $\sigma_{cl}(r)$  de onvervormde kritieke elastisch knikspanning beschrijft onder axiale druk (zie ook Hoofdstuk 1). De reden voor de onvervormde toestand heeft betrekking op de lineaire aanname van de spanning alvorens lokaal plooiën optreedt. Deze wordt bepaald volgens vergelijking 5-3, namelijk:

$$\sigma_{cl}(r) \approx \sigma_{cr} = \frac{2Et}{d\sqrt{3(1-v^2)}}$$

Deze veronderstelling werd aangetoond door Seide en Weingarten [8]. Invullen van vergelijkingen 5-13b en 5-14 in 5-12 en herleiden naar de relatieve slankheid  $\bar{\lambda}$  geeft:

$$\bar{\lambda} = \frac{470d^3 t \sqrt{3(1-v^2)}}{d^2 t^2 E \varepsilon^2 \pi} \quad (5-15)$$

en herleiden naar de effectieve doorsnede  $d/(t\varepsilon^2)$ :

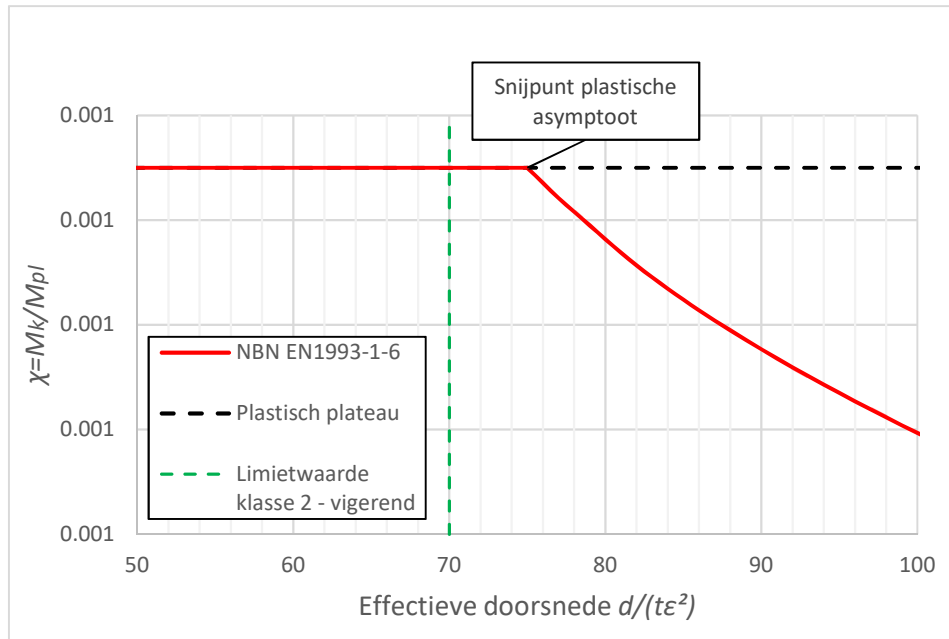
$$\frac{d}{t\varepsilon^2} = \frac{\bar{\lambda}^2 \cdot E \cdot \pi}{470\sqrt{3(1-v^2)}} \quad (5-16)$$

Door te stellen dat de relatieve slankheid  $\bar{\lambda}$  in dit geval voldoet aan de grensslankheid  $\bar{\lambda}_0$  binnen de bijlage E van de EN 1993-1-6, vindt men de limietwaarde voor de klasse 2 doorsneden. Het is deze gevonden waarde die in overeenstemming moet zijn met de classificatiegrens uit de EN 1993-1-1 zodat beide normen consistent zijn met mekaar. Daar  $\bar{\lambda}_0 = 0.30$  in de bijlage E, herleidt vergelijking 5-16 zich tot:

$$\frac{d}{t\epsilon^2} \approx 75.46$$

wat afgerond de limietgrens definieert als zijnde  $d/(t\epsilon^2) \leq 75$ . Ook hier is de classificatie sterk afhankelijk van de gebruikte elasticiteitsmodulus binnen de berekeningen, zie deel 5.2.

Figuur 5-4 geeft de limietwaarde van de klasse 3 doorsneden weer voor een staalsoort S355.



Figuur 5-4: Variatie van de weerstand onder uniforme buiging op de grens van het plastisch plateau volgens EN 1993-1-6 en staalsoort S355

De semi-abrupte verandering van de dimensieloze weerstand  $\chi$  gebeurt vanwege de interactie van het elastisch en plastisch regime. Dit effect wordt nog extra uitvergroot, omdat volledige ovalisatie is aangehouden. De invloed van de imperfecties is eerder gering binnen deze klasse. Het geheel zorgt daarom dat de interactie-exponent  $\eta$  van de capaciteitscurve waarden aanneemt waarvoor geldt  $\eta < 1.0$ . Dit is een convex functievoorschrift, gegeven door:

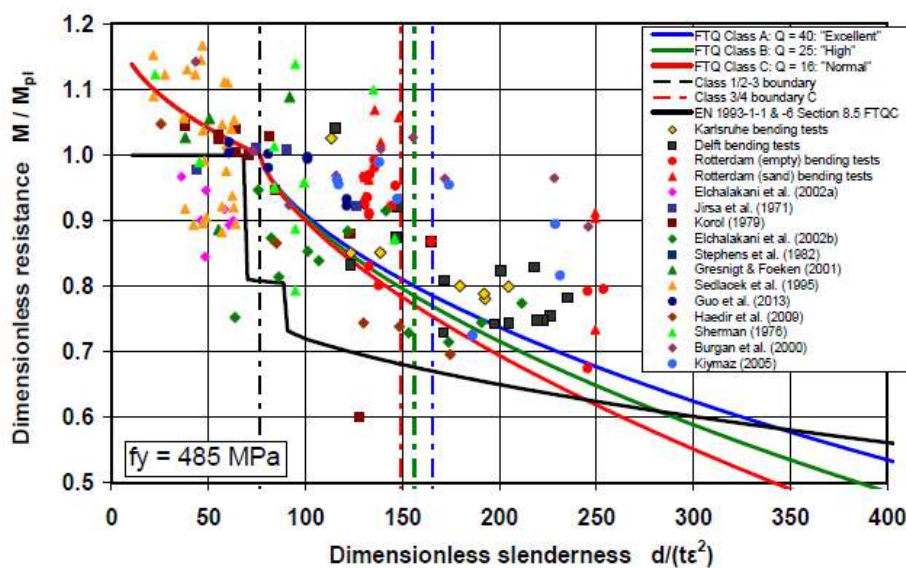
$$\chi = 1 - \beta \left( \frac{\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0}{\bar{\lambda}_p - \bar{\lambda}_0} \right)^\eta \quad (5-17)$$

Een geleidelijke overgang tussen het plastisch plateau en het elasto-plastisch gebied kan vanwege  $\eta < 1.0$  en vergelijking 5-17 ook niet bekomen worden, wat een verklaring voor de semi-abrupte verandering geeft.

In de eerste plaats is er in Figuur 5-4 geen groot verschil te zien voor enerzijds de vigerende limitatie van de klasse 2 doorsneden en anderzijds deze bekomen uit de

EN 1993-1-6. De reden hiervoor is te verklaren doordat de vernieuwde bijlage E van de EN 1993-1-6 is opgesteld om in de eerste plaats in overeenstemming te zijn met de EN 1993-1-1. Dit heeft geleid tot een grensslankheid  $\bar{\lambda}_0 = 0.3$ , zodat het einde van het plastische plateau voor beide berekeningsvormen min of meer gelijk zijn. Dat er een verschil tussen beide te waarmaken valt heeft te maken met het feit dat  $\bar{\lambda}_0 = 0.3$  geen correcte benadering veronderstelt.

Maar ook hier moet er een kanttekening worden gemaakt op het gevonden resultaat. In Figuur 5-5 wordt een grafische voorstelling gegeven van een groot aantal slankheden die in situ zijn getest en dat een vergelijking toont van de knikreductiefactor  $\chi$  in functie van de effectieve doorsnede  $d/(t\epsilon^2)$ .



Figuur 5-5: Vergelijking van cilinders onderhevig aan buiging voor een groot aantal in situ geteste slankheden [33]

De zwarte volle lijn stellen de bepalingen voor volgens de EN 1993-1-1 en de klasse 4 doorsneden volgens de EN 1993-1-6. Deze lijn geeft de representatie van de ondergrensberekeningen zoals momenteel voor beide normen vigerend is.

Wat opvalt in Figuur 5-5 is dat de aanname van de effectieve doorsnede  $d/(t\epsilon^2) \leq 75$  (zwarte streep-puntlijn) en op basis van de huidige ondergrensberekeningen wellicht te ondermaats zijn. Uit de grafiek kan duidelijk worden afgelezen dat de grenswaarde van de klasse 2 doorsneden lager moet liggen dan wat momenteel vigerend is of berekend werd. Dit stelt dat de (arbitrair) gekozen grensslankheid  $\bar{\lambda}_0 = 0.3$  wellicht een te ambitieuze keuze is geweest.

Als blijkt dat er elementen proefondervindelijk worden getest op basis van Figuur 5-5 en men hiervoor een betrouwbaarheidsanalyse kan opstellen, zou men kunnen redeneren dat de grensslankheid dient te voldoen aan de waarde  $\bar{\lambda}_0 = 0.20$ ,

wat op zijn beurt de bepalingen binnen de EN 1993-1-1 volgt. Maar op zijn beurt leidt dit via vergelijking 5-16 tot een afgeronde effectieve doorsnede  $d/(t\epsilon^2) \leq 33$ . Hierdoor ontstaat eenzelfde probleem als onder een axiale drukbelasting.

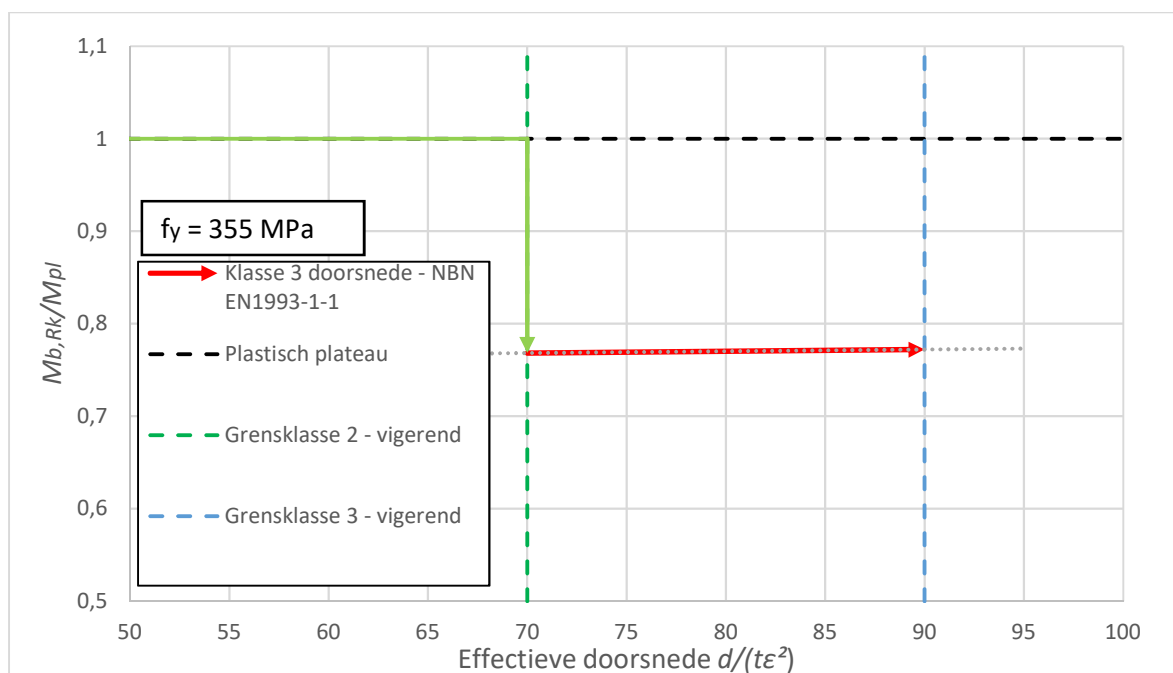
Op basis van de resultaten in dit en het voorgaande deel kan er alleszins worden geconcludeerd dat er op de grenswaarde van de klasse 2 doorsneden een probleem heerst. Dit probleem ligt ofwel bij de EN 1993-1-1, de EN 1993-1-6 of beiden. Zeker indien de vergelijking wordt gemaakt met andere internationale standaarden. Toch kan er momenteel geen conclusie worden getrokken met betrekking tot de betrouwbaarheid van dit gegeven.

De berekende effectieve doorsnede  $d/(t\epsilon^2) \leq 75$  als limitatie voor de klasse 2 doorsneden kan om die reden als oplossing naar voren worden geschoven. Op deze manier is alvast de consistentie tussen de normen verwezenlijkt. In de toekomst zal moeten blijken of deze limitatie inderdaad te verantwoorden valt.

De limitatie van de grenswaarde voor de klasse 2 doorsneden onder een axiale drukbelasting (deel 5.1.1.2) is gebaseerd op deze limitatie.

## 5.2 Limietwaarde klasse 3 doorsneden

Vanuit de bepalingen van de EN 1993-1-1 toont Figuur 5-6 een grafische voorstelling van de te zoeken functie voor een staalsoort S355, beschreven als de rode pijl. Het stelt de lineaire elastische bepaling van het elasto-plastisch gebied voor op basis van  $W_{el}$  en wat momenteel de uitgang is van de EN 1993-1-1.



Figuur 5-6 : Variatie van de weerstand van een cirkelvormig buisprofiel voor een klasse 3 doorsnede en een staalsoort S355 volgens EN 1993-1-1

Het functievoorschrift uit Figuur 5-6 kan bepaald worden aan de hand van:

$$f(x): y - y_1 = \frac{y_2 - y_1}{x_2 - x_1}(x - x_1) \quad (5-18)$$

dat een eerstegraadsvergelijking voorstelt. De waarden  $(x_1; y_1)$  en  $(x_2; y_2)$  zijn punten op deze rechte. De  $x$ -waarden stemmen overeen met de huidige limietwaarden van de effectieve doorsnede  $d/(t\varepsilon^2)$  volgens de EN 1993-1-1. Aldus:

$$p_{1,2} \in \begin{cases} x_1 = (d/(t\varepsilon^2))_1 = 70 \\ x_2 = (d/(t\varepsilon^2))_2 = 90 \end{cases}$$

De bijhorende  $y$ -waarden zijn in dit geval de  $\chi$ -waarden. Deze worden bepaald aan de hand van de knikrekenregels voor buiging onder de EN 1993-1-1. Een volledige uitwerking volgens de EN 1993-1-1 zal niet nodig zijn. Dit komt doordat de waarden van de knikreductiefactor  $\chi$  bepaald worden door:

$$\chi = \frac{M_{b,Rk}}{M_{pl}} \quad (5-19)$$

wat zich herleidt voor de klasse 3 doorsneden naar:

$$\chi = \frac{W_{el}f_{yk}}{W_{pl}f_{yk}} = \frac{W_{el}}{W_{pl}} \quad (5-20)$$

Het verschil tussen het elastisch  $W_{el}$  en plastisch weerstandsmoment  $W_{pl}$  zal dus voldoende zijn om vergelijking 5-20 te begroten. De exacte waarden van het elastisch en het plastisch weerstandsmoment zijn respectievelijk [8] [33]:

$$W_{el} = \frac{\pi}{32d} [d^4 - (d - 2t)^4] \quad (5-21)$$

$$W_{pl} = \frac{1}{6} [d^3 - (d - 2t)^3] \quad (5-22)$$

en zijn gebaseerd op de algemene regels van de goniometrie en de sterkteleer (zie ook [15]). Tabel 5-2 geeft de uitwerking van de punten  $p_1$  en  $p_2$  weer.



Tabel 5-2: Resultaten parameters eerstegraadsvergelijking voor klasse 3 doorsneden  
EN 1993-1-1

S355; $t = 14.2 \text{ mm}$ ; $L/d = 10$				
Omschrijving	Parameter	Eenheid	$d/(t\epsilon^2)$	
			70	90
Elastisch weerstandsmoment	$W_{el}$	$\text{mm}^3$	4325559.333	7330151.331
Plastisch weerstandsmoment	$W_{pl}$	$\text{mm}^3$	5629779.901	9493225.021
Knikreductiefactor	$\chi$	–	0.768	0.772

En dus zijn de punten van de knikreductiefactoren op de rechte:

$$\begin{cases} y_1 = \chi_1 \approx 0.768 \\ y_2 = \chi_2 \approx 0.772 \end{cases}$$

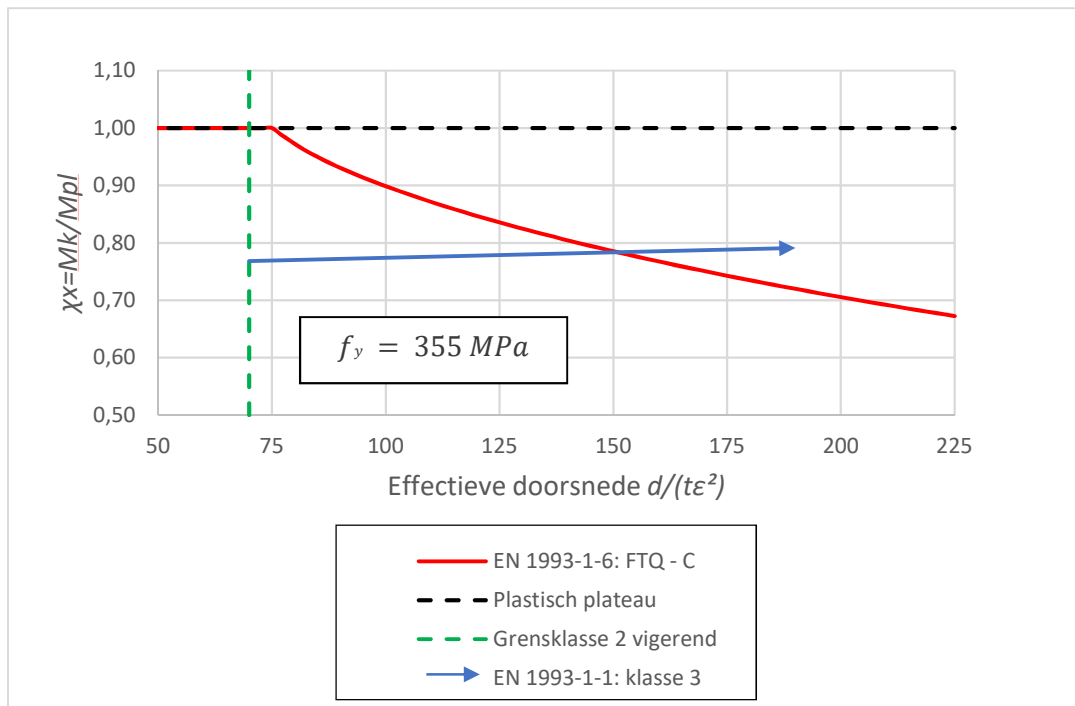
De eerstegraadsvergelijking wordt daardoor:

$$y \approx 2.000 \cdot 10^{-4}x + 0.754 \quad (5-23a)$$

of herschreven naar zijn parameters:

$$\chi \approx 2.000 \cdot 10^{-4} \left( \frac{d}{t\epsilon^2} \right) + 0.754 \quad (5-23b)$$

De tweede stap is nu om eenzelfde berekening uit te voeren zoals voor de bepaling van de limietwaarde van de klasse 2 doorsneden onder buiging (zie Figuur 5-4, deel 5.1.2). Het verschil zit er in om de slankheden in dit geval te vergroten tot deze bepaald in deel 3.3. De bekomen waarden kunnen grafische worden weergegeven en geïntegreerd in Figuur 5-5. Een grafische voorstelling wordt getoond in Figuur 5-7.



Figuur 5-7 : Variatie van de weerstand tegen plooiën volgens de EN 1993-1-1 en de EN 1993-1-6

De werkwijze bestaat er in om een functievoorschrift te bepalen dat voldoet aan de rode lijn in Figuur 5-7. De vergelijking van het elasto-plastisch gedrag is conform deze van de capaciteitscurve, zie vergelijking 5-17.

De oplossing kan bekomen worden door vergelijking 5-17 gelijk te stellen aan vergelijking 5-23b. De knikcoëfficiënten  $\alpha$ ,  $\beta$  en  $\eta$  kunnen bepaald worden aan de hand van de aangereikte empirische bepalingen uit de bijlage E van de EN 1993-1-6. Het probleem is dat deze niet in functie staan van de effectieve doorsnede  $d/(t\epsilon^2)$  en daardoor wordt het gelijkstellen van beide functies door de invulling van alle parameters zodanig ingewikkeld, dat een afleiding mathematisch onbegonnen lijkt.

Er wordt dan ook uitgegaan om een vereenvoudigde methode toe te passen op basis van een derdegraads polynoom. Hierdoor dienen er vier punten berekend te worden via de EN 1993-1-6. In de volgende stap creëert men een stelsel van 4 vergelijkingen en 4 onbekenden, wat uiteindelijk leidt tot een benaderend functievoorschrift van de kromme voorgesteld door  $\chi$ . Het verkregen functievoorschrift kan dan gelijk gesteld worden aan vergelijking 5-23b, wat uiteindelijk een benaderende waarde geeft voor de effectieve doorsnede  $d/(t\epsilon^2)$ .

De gekozen  $d/(t\epsilon^2)$ -waarden en de berekende  $\chi$ -waarden zijn:

$$\begin{cases} p_1(85; 0.94963) \\ p_2(125; 0.83576) \\ p_3(155; 0.77644) \\ p_4(175; 0.74287) \end{cases}$$

Een derdegraads polynoom wordt gedefinieerd als:

$$y = ax^3 + bx^2 + cx + d \quad (5-24)$$

De invulling van de punten  $p_{1;2;3;4}$  binnen een matrixvergelijking geeft:

$$\begin{bmatrix} 85^3 & 85^2 & 85 & 1 \\ 125^3 & 125^2 & 125 & 1 \\ 155^3 & 155^2 & 155 & 1 \\ 175^3 & 175^2 & 175 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a \\ b \\ c \\ d \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0.9496327 \\ 0.8357627 \\ 0.7764362 \\ 0.7428718 \end{bmatrix}$$

met als oplossing:

$$\begin{cases} a = -7.14505 \cdot 10^{-8} \\ b = 3.84966 \cdot 10^{-5} \\ c = -8.53922 \cdot 10^{-3} \\ d = 1.44121 \end{cases}$$

De polynoom herleidt zich daardoor naar:

$$\chi = -7.14505 \cdot 10^{-8} \left(\frac{d}{t\varepsilon^2}\right)^3 + 3.84966 \cdot 10^{-5} \left(\frac{d}{t\varepsilon^2}\right)^2 - 8.53922 \cdot 10^{-3} \left(\frac{d}{t\varepsilon^2}\right) + 1.44121 \quad (5-25)$$

Gelijk gesteld aan vergelijking 5-23b en uitwerken voor  $d/(t\varepsilon^2)$  geeft tot slot:

$$d/(t\varepsilon^2) \approx 145.515$$

wat dus de limietwaarde voor de klasse 3 doorsneden onder buiging weergeeft als:

$$d/(t\varepsilon^2) \leq 145$$

Deze resultaten liggen in lijn met de Karlsruhe- en Delft-testen [8] [33]. Er is wel een verschil in effectieve waarde zichtbaar: de Karlsruhe- en Delft-testen komen een classificatiegrens uit van  $d/(t\varepsilon^2) \leq 141$  in plaats van  $d/(t\varepsilon^2) \leq 145$ .

Een eerste reden hiervoor is het gebruik van de genormaliseerde waarde voor de E-modulus die in deze scriptie als  $E = 210 \text{ GPa}$  wordt aangehouden. Zoals aangekaart is deze waarde sterk afhankelijk van de aangereikte staalsoort.

In 2014 is er door [34] een statistisch onderzoek gevoerd naar de waarden van de E-modulus voor verscheidene staalsoorten. Uit hun statistische analyse kan worden afgeleid dat een staalsoort S355 eerder een E-modulus heeft dat aanleunt aan  $E \approx 202850 \text{ MPa}$ . Indien eenzelfde berekening wordt uitgevoerd met  $E \approx 202850 \text{ MPa}$ , bekomt men:

$$\chi = -5.34233 \cdot 10^{-8} \left(\frac{d}{t\varepsilon^2}\right)^3 + 3.43302 \cdot 10^{-5} \left(\frac{d}{t\varepsilon^2}\right)^2 - 7.96578 \cdot 10^{-3} \left(\frac{d}{t\varepsilon^2}\right) + 1.40300 \quad (5-26)$$

De lineaire bepaling volgens de EN 1993-1-1 heeft geen invloed op dit gegeven en de bekomen vergelijking 5-23b blijft behouden.

Vergelijking 5-26 gelijkgesteld aan vergelijking 5-23b en herleid naar  $d/(t\varepsilon^2)$  geeft:

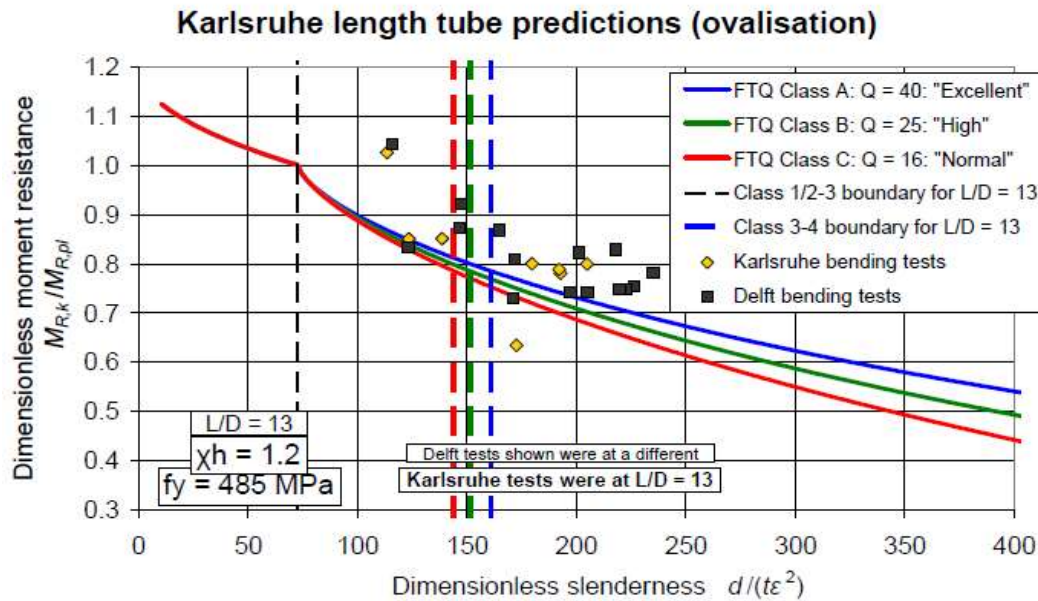
$$d/(t\varepsilon^2) \approx 142.040$$

wat dus de limietwaarde voor de klasse 3 doorsneden onder buiging beperkt tot  $d/(t\varepsilon^2) \leq 142$ . Op basis van deze waarde wordt het inderdaad duidelijk dat de E-modulus een belangrijke invloed heeft op de limietwaarde van de effectieve doorsnede  $d/(t\varepsilon^2)$ . Maar om in lijn te blijven met de materiaalparameters aangereikt in de EN 1993-1-1, zal  $E = 210 \text{ GPa}$  zijn aangehouden binnen deze scriptie, hoewel dit de ondergrensberekening duidelijk beïnvloedt.

Toch is ook op basis van  $E \approx 202850 \text{ MPa}$  niet de limietwaarde volgens de Karlsruhe- en Delft-testen bereikt. Dit kan liggen aan de gekozen derdegraadsvergelijking als benadering van de rode lijn in Figuur 5-7. Een verhoging van de graad van het polynoom zal uiteraard meer nauwkeurige resultaten beogen en ook de inbreng van de punten is hierbij belangrijk. In de analytische afleiding van de effectieve doorsnede  $d/(t\varepsilon^2)$  zijn voor de inbreng van de punten afgeronde waarden gehanteerd. Ook dit heeft een invloed op het uiteindelijke resultaat.

Desalniettemin is de invloed van het polynoom op de limitatie eerder gering in vergelijking met de E-modulus, omdat een verhoging van de functiegraad eerder aanleiding geeft tot veranderingen in het decimaal gebied. Maar in samenhang met de gevonden oplossing  $d/(t\varepsilon^2) \approx 142.040$  voor  $E \approx 202850 \text{ MPa}$  en de relatief kleine invloed van het polynoom en afgeronde waardes, kan het al vlug zijn dat  $d/(t\varepsilon^2) \leq 141$ .

De resultaten van de Karlsruhe- en Delft-testen worden getoond in Figuur 5-8.



Figuur 5-8 : Weerstandsvoorspelling voor plooiën volgens de Karlsruhe- en Delft-testen [17]

Er blijkt inderdaad dat de uitgevoerde testen in lijn liggen met de ondergrensberekeningen komende van de EN 1993-1-6. De waarde van de Karlsruhe-test die relatief ver onder de ondergrensberekening ligt, wordt als irrelevant beschouwd vanwege een ontstaan defect in de praktijktest.

Als blijkt dat de limietwaarden van de klasse 2 doorsneden gewijzigd moeten worden naar lagere slankheden, zal dit ook een gevolg hebben op de limietwaarde van de klasse 3 doorsneden. De berekening blijft wel hetzelfde. Uit deel 5.1.2 bleek bijvoorbeeld dat  $d/(t\epsilon^2) \leq 33$  voor buiging (Figuur 5-5). Omdat zowel de weerstandsverlaging als de berekening volgens de EN 1993-1-6 identiek blijven, verschuift de limitatiegrens voor klasse 3 doorsneden onder buiging naar  $d/(t\epsilon^2) \leq 102$ .

Tot slot kan men op basis van deel 5.1.2 en de resultaten in dit deel een vernieuwde classificatietabel voorstellen. Tabel 5-3 geeft samenvatting. Getoetst aan Tabel 2-2, blijken de resultaten beter in lijn te liggen met andere internationale standaarden. Het verkregen resultaat is dan ook beter te verantwoorden.

Tabel 5-3: De classificatie van cirkelvormige buisprofielen onderhevig aan een uniforme buigingsbelasting en op basis van de bevindingen in deze scriptie

Klasse	Sectie onder buiging
1	$\frac{d}{t} \leq 50\varepsilon^2$
2	$\frac{d}{t} \leq 75\varepsilon^2$
3	$\frac{d}{t} \leq 145\varepsilon^2$ Voor $\frac{d}{t} > 145\varepsilon^2$ : EN 1993-1-6

### 5.3 Elasto-plastische berekening voor buiging in de EN 1993-1-1

Hoewel deel 5.1 en deel 5.2 geleid hebben tot een vernieuwing van de huidige classificatietabel, is de weerstandsverlaging bij de overgang van een klasse 2 naar een klasse 3 doorsnede binnen de EN 1993-1-1 nog niet opgelost (deel 2.2.1). Het is om deze reden dat een correcte formulering van het elasto-plastisch gebied onder buiging binnen de EN 1993-1-1 dient beschreven te worden. Op het eerste zicht heeft dit niets te maken met de classificatie van cirkelvormige buiselementen. Maar aangezien de latere omschrijving van de interactieregels voor het elasto-plastische gebied afhankelijk zijn van de resultaten uit dit deel en deze interactieregels daarenboven gelieerd moeten worden aan de classificatiebegrenzing, is het noodzakelijk om het elasto-plastisch gebied onder een enkele globale buigingsbelasting voldoende te definiëren.

Indien een element zich bevindt op de grenswaarde van een klasse 2 doorsnede, kan er gesteld worden dat volledige plasticiteit van het element is bereikt. Dit kenmerkt zich door het plastisch weerstandsmoment  $W_{pl}$ . Diametraal zal op het einde van een klasse 3 doorsnede het verschijnsel optreden dat vloeien van het materiaal net plaatsvindt. Dit wordt op zijn beurt gekenmerkt door het elastisch weerstandsmoment  $W_{el}$ . Daartussen speelt de interactie tussen het elastisch en het plastisch regime een belangrijke rol.

Op basis van de bepalingen in deel 5.2 werd al aangetoond dat het elasto-plastisch gebied een convex functievoorschrift veronderstelt, omschreven door vergelijking 5-17:

$$\chi = 1 - \beta \left( \frac{\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0}{\bar{\lambda}_p - \bar{\lambda}_0} \right)^\eta$$

Om in lijn te blijven met deze bevindingen, zal de rekenkundige vergelijking van het elasto-plastisch gebied opgesteld worden aan de hand van vergelijking 5-17. De

waarde van de werkelijke doorsnede  $d/t$  zal bepalend zijn voor de uitkomst van de vergelijking. Geschied de aangereikte  $d/t$  op de grens van de klasse 3 doorsneden, zal de uitkomst  $W_{el}$  moeten zijn.

De waarde van  $\beta$  in vergelijking 5-17 beschrijft de inverse van de vormfactor, zoals getoond in Figuur 2-2 in deel 2.2.1. De waarde van  $\eta$  beschrijft de vorm van de functie (concaaf of convex) en is afhankelijk van het grondgetal waarop de macht van  $\eta$  van toepassing is. Uit de capaciteitscurve kan worden afgeleid dat onder buiging het functievoorschrift convex moet zijn [18].

Onder [8] en [33] worden voor cirkelvormige buisprofielen formules aangereikt ter bepaling van voorgenoemde weerstandsmomenten. Deze zijn overeenkomstig met vergelijkingen 5-21 en 5-22:

$$W_{pl} = \frac{1}{6}[d^3 - (d - 2t)^3]$$

$$W_{el} = \frac{\pi}{32d}[d^4 - (d - 2t)^4]$$

In de eerste plaats zal het nodig zijn om de variatie van het elastisch en plastisch regime te beschrijven (waarde  $\beta$  in vergelijking 5-17). Deze variatie  $s$  wordt omschreven als:

$$s = \frac{W_{el}}{W_{pl}} = \frac{\pi}{4} \quad (5-27)$$

en beschrijft de inverse van de vormfactor (Figuur 2-2).

Het convex functievoorschrift onder buiging is afhankelijk van de waarde van de aangereikte staalsoort: hoe lager de staalsoort, des te boller de functie. Op basis van vergelijking 5-17 is  $\eta < 1$ , indien het element enkel belast wordt op buiging. Dit is altijd zo. De inbreng van de staalsoort op de vorm van de elasto-plastische curve kent momenteel nog geen uitgewerkte oplossing. Binnen het CEN/TC250/SC3/WG1 wordt daarom voorgesteld dat  $\eta = 0.67$ . De herkomst van deze waarde is evenwel onduidelijk, maar wordt in deze afleiding als aanname verondersteld.

Op basis van de gemaakte veronderstellingen en analoog met vergelijking 5-17 vindt men een rekenkundige vergelijking die aan het gevraagde voldoet:

$$W_{ep} = \left[ s + (1 - s) \left( \frac{(d/t)_3 - (d/t)_i}{(d/t)_3 - (d/t)_2} \right)^{1/0.667} \right] W_{pl} \quad (5-28)$$

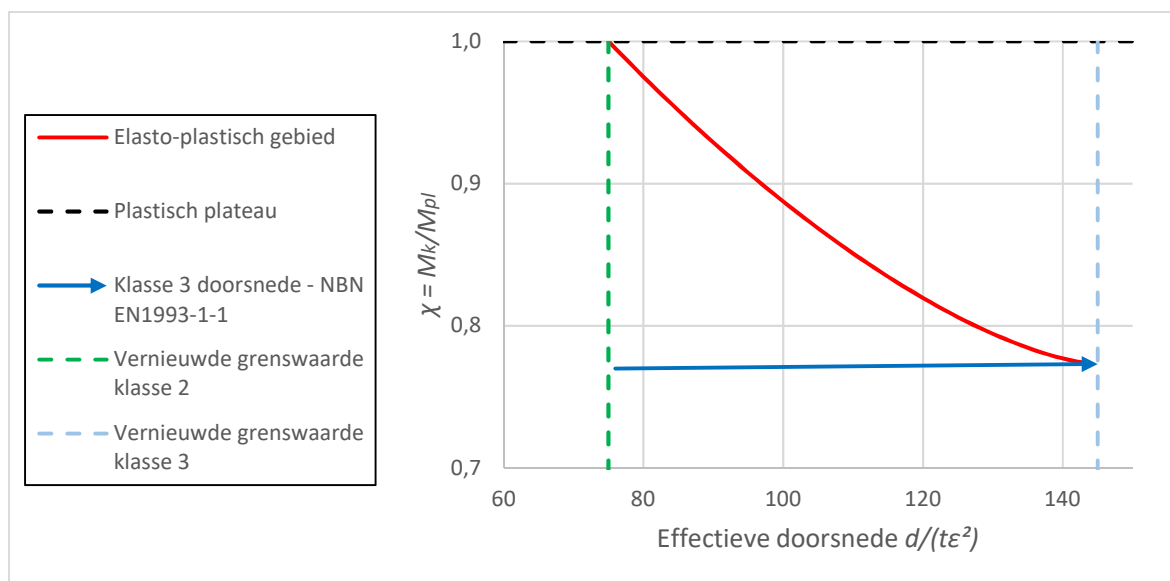
wat in lijn ligt met de aangereikte oplossing van het CEN/TC250/SC3/WG1.

De benaming van  $W_{ep}$  voldoet aan § 6.2.5(3) van de EN 1993-1-1 dat een interpolatietechniek voorstelt voor de bepaling van het elasto-plastisch gebied voor dubbel-symmetrische I-, H- en rechthoekige holle doorsneden.

De parameters  $(d/t)_2$  en  $(d/t)_3$  binnen vergelijking 5-28 zijn de limietwaarden voor respectievelijk de klasse 2 en de klasse 3 doorsneden. Deze staan in functie van de werkelijke doorsnede  $d/t$ , omdat men eerder ontwerpt in functie van werkelijke doorsnede, dan onder de effectieve doorsnede  $d/(t\varepsilon^2)$ . De parameter  $(d/t)_i$  is de waarde van de slankheid waarvoor men het elasto-plastische weerstandsmoment wilt bepalen.

De reden dat de macht omgekeerd evenredig is met de gevonden waarde voor  $\eta$  in vergelijking 5-28, heeft maken met het omgekeerde van het functievoorschrift zoals getoond in vergelijking 5-17. Indien de gevonden machtswaarde van  $\eta$  behouden zou blijven, zou dit anders leiden tot een concaaf functievoorschrift.

Vergelijking 5-28 kan ter verduidelijking grafisch worden voorgesteld in Figuur 5-9. Men kan hier duidelijk uit opmerken dat de abrupte verandering van de weerstand bij de overgang van een klasse 2 naar een klasse 3 doorsnede is weggewerkt. Voor  $d/(t\varepsilon^2) = 75$  wordt de plastisch weerstandsmodulus  $W_{pl}$  nog net bereikt, terwijl het elastisch weerstandsmoment  $W_{el}$  ontstaat bij  $d/(t\varepsilon^2) = 145$ .



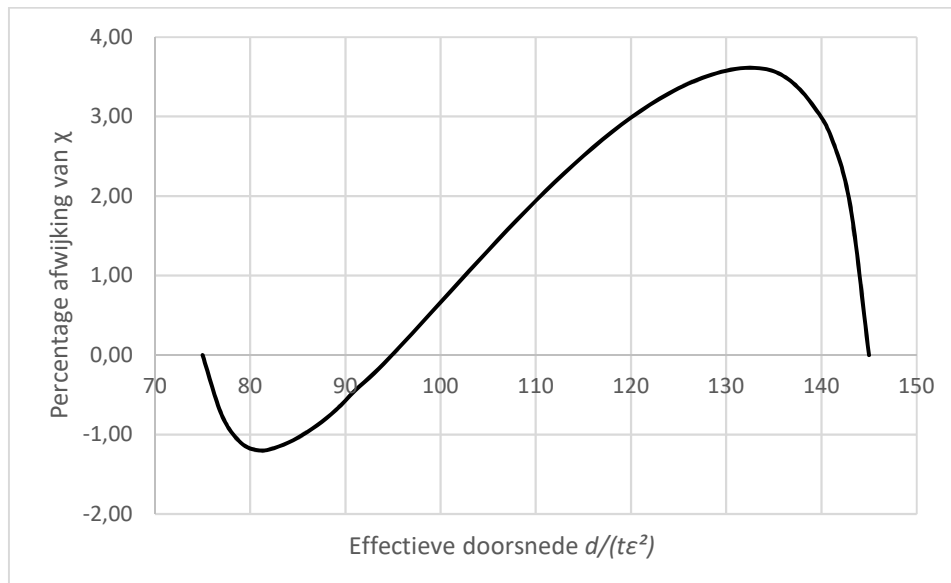
Figuur 5-9: Geleidelijke weerstandsverlaging in het elasto-plastisch gebied voor buiging via een vernieuwde weerstandsmodulus

Indien vergelijking 5-28 en de werkelijke curve uit de EN 1993-1-6 grafisch worden voorgesteld, kunnen de relatieve afwijkingen worden aangetoond. Deze afwijkingen worden bepaald door middel van:



$$\frac{\chi_{(EN\ 1993-1-6)} - \chi_{(bepaald)}}{\chi_{(EN\ 1993-1-6)}}$$

De keuze om niet de absolute waarden te gebruiken is om niet de intrinsieke maar de lokale afwijking per punt van de effectieve doorsnede te kennen ten opzichte van eenzelfde punt uit de EN 1993-1-6. Het grafisch verband wordt weergegeven in Figuur 5-10. Hierbij zijn de exacte waarden van  $W_{pl}$  en  $W_{el}$  gebruikt en niet de vereenvoudigde vergelijkingen voor dunwandige profielen.



*Figuur 5-10: Afwijkingspercentage van vergelijking 5-28 ten opzicht van de ondergrensberekening uit de NBN EN 1993-1-6*

Figuur 5-10 toont aan dat er tussen  $75 \leq d/(t\epsilon^2) \leq 95$  een onderschrijding van de ondergrensberekening uit de EN 1993-1-6 wordt bekomen. De grootste relatieve afwijking in dit gebied bedraagt ongeveer 1.20%. Afhankelijk van de vereisten die men hiervoor tolereert, kan men stellen dat de relatieve afwijkingen uit Figuur 5-10 binnen deze zone relatief klein zijn.

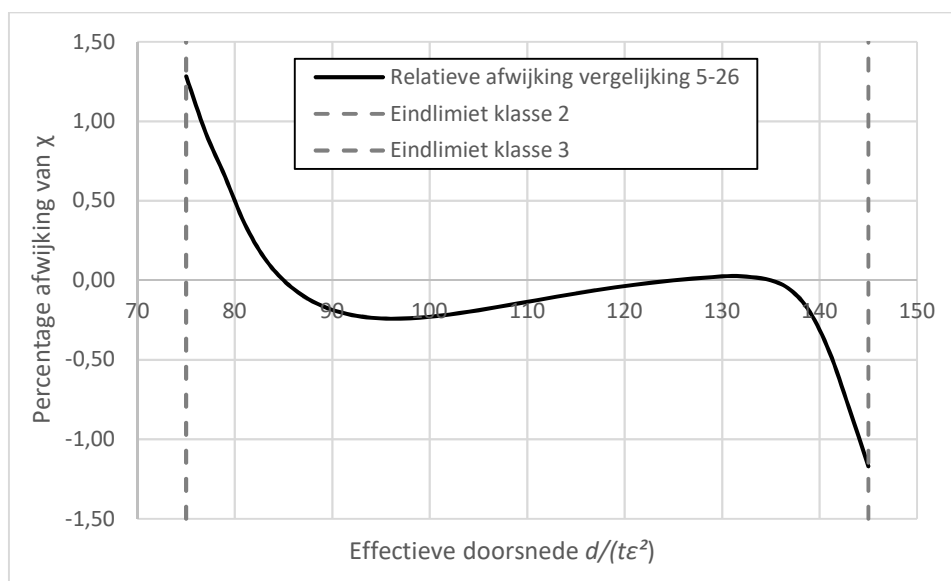
Indien er hogere effectieve doorsneden  $d/(t\epsilon^2)$  worden gehanteerd, vindt er een overschrijding plaats van de ondergrensberekening tot de limietwaarde van de klasse 3 doorsneden is bereikt. De grootste relatieve afwijking in dit gebied bedraagt ongeveer 3.61%, wat een opmerkelijk verschil is met de onderschrijding van de eerste zone. Maar omdat hier de waarden van de ondergrensberekeningen niet worden behaald, wil dat ook zeggen dat vergelijking 5-28 voldoende veilig is. Berekeningen uit de EN 1993-1-6 zullen dan ook voornamelijk lagere weerstandswaarden voorstellen, indien men de klasse 3 doorsneden beschouwt. Dit komt doordat de invloed van de imperfecties, geometrische doorsnede-varianten, enzovoort momenteel niet staan beschreven binnen de EN 1993-1-1. Om deze reden is het ook

niet per se onaanvaardbaar dat de relatieve afwijkingen hogere waarden aannemen dan de ondergrensberekening.

Teneinde de overschrijding van de ondergrensberekening uit Figuur 5-10 te kunnen afzwakken zou men kunnen sleutelen aan vergelijking 5-28. Lagere  $\eta$ -waarden leiden bijvoorbeeld tot een bollere vorm van het functievoorschrift. Dit veroorzaakt op zijn beurt een positieve invloed op de overschrijding van de ondergrensberekening, maar terzelfdertijd oefent het ook een negatieve invloed uit op de onderschrijding van de voorgestelde curve.

Daarbij is vergelijking 5-28 momenteel te verantwoorden vanwege de bepalingen uit de EN 1993-1-6 en de nieuwe inzichten op het vlak van membraanspanningsberekeningen. Indien aan vergelijking 5-28 veranderingen worden aangebracht, zodat uiteindelijk de curve beter aansluit aan de ondergrensberekeningen uit de NBN EN 1993-1-6, is dit al minder duidelijk te verklaren. Daarenboven is vergelijking 5-28 min of meer makkelijk te hanteren (*dixit* CEN/TC250/SC3/WG1), wat bij het wijzigen van deze vergelijking misschien niet meer opgaat.

Tot slot kan ook gekeken worden naar vergelijking 5-26. Figuur 5-11 geeft de relatieve afwijking ten opzichte van het resultaat uit de EN 1993-1-6.



Figuur 5-11: Afwijkingpercentage van vergelijking 5-26 ten opzichte van de ondergrensberekening uit de NBN EN 1993-1-6

Wat opvalt uit Figuur 5-11 is dat de afwijking vooral een onderschrijding van de ondergrensberekening uit de EN 1993-1-6 veroorzaakt. En hoewel het hierdoor de bepalingen uit de membraanspanningstheorie ondergraaft, is de relatieve afwijking in die zone slechts  $\leq 0.24\%$ , wat duidelijk beter is dan vergelijking 5-28 hierboven.

Het probleem is dat vergelijking 5-26 in zijn limiet niet overeenstemt met enerzijds de bepalingen uit de EN 1993-1-1 en anderzijds de bepalingen uit de EN 1993-1-6. Zowel de grenswaarde waarvoor volledige plasticiteit geldt als de grenswaarde waarbij minstens één punt in de doorsnede is beginnen vloeien stemmen niet met elkaar overeen. Dit zorgt voor een inconsistentie tussen beide grenswaarden en bijgevolg een spanningsval bij de overgang naar een andere berekeningsvorm. En hoewel de relatieve afwijkingen (+1.28% en -1.17% in de limiet) eerder gering zijn, wordt het gegeven probleem onder deel 2.2.1 daardoor niet opgelost.

Bijkomend zijn de bepalingen van  $M_{pl}$  en  $M_{el}$  waarvoor  $t/d \rightarrow 0$  geldt gemakkelijk wiskundig te bewijzen en dus is de vraag of een afwijking hiervan wel te verantwoorden valt (lineaire balkvergelijkingen). Men zou ook de graad van het polynoom kunnen verhogen teneinde de relatieve afwijkingen te verlagen, maar dit zal niet meteen de inconsistentie op de grenswaarde oplossen. Daarbij is vergelijking 5-26 vrij abstract om te integreren binnen de EN 1993-1-1

Men kan concluderen dat vergelijking 5-28 geen inconsistenties veroorzaakt op de grenswaarden. De afwijkingen zijn conservatief ten opzichte van de EN 1993-1-6, waardoor de afwijkingen niet per se nadelig moeten zijn. Afhankelijk van de tolerantiegrenzen die men voor de afwijkingen vooropstelt, zou vergelijking 5-28 een voldoende alternatief bieden voor het ontwerp van het elasto-plastisch gebied onder uniforme buiging.

### 5.3.1 Controle op basis van een FEM-analyse

De overgang van het elasto-plastisch gebied (vergelijking 5-28) is opgesteld op basis van exacte en empirische benaderingen. Vergelijking 5-21 en vergelijking 5-22 vloeien daarbij voort uit een exacte afleiding, terwijl het gebruik van vergelijking 5-17 is ontstaan door veelvoudig FEM-onderzoek. De controle op de afwijking tussen vergelijking 5-28 en de membraantheorie is daarom eerder een benadering.

Er wordt daarom voorgesteld om enkele elementen te onderwerpen aan een FEM-analyse binnen de klasse 3 doorsneden onder buiging. Door middel van een GMNIA-berekening worden meer reële resultaten bekomen, wat binnen [11] ook wel de elasto-plastische knikberekening wordt gedefinieerd. Op basis van deze resultaten kan een vergelijking volgen tussen de voorgestelde elasto-plastische overgang (vergelijking 5-28) en de meer reële benadering op basis van een FEM. Voor meer duiding omtrent een GMNIA-berekening, zie [11].

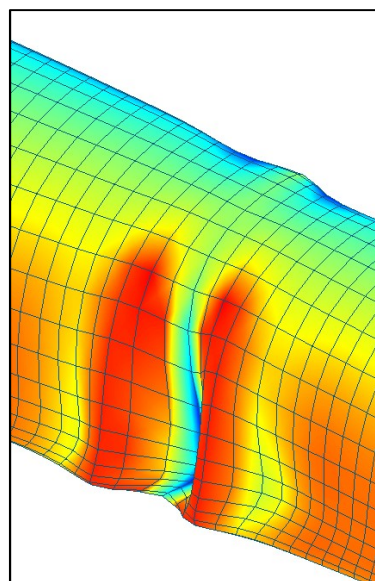
Op basis van de veronderstellingen en voorwaarden in Hoofdstuk 4, worden er 6 elementen gekozen. Deze elementen staan opgesomd in Tabel 5-4. De overige parameters zijn identiek als Hoofdstuk 3 en Hoofdstuk 4. Aangezien het voorgaande

deel betrekking heeft op volledig geovaliseerde doorsneden, wordt deze assumptie ook aangehouden.

Tabel 5-4: Gekozen  $d/t$ -verhouding voor de FEM-controle van de klasse 3 doorsneden onder buiging

<b>Klasse 3 doorsneden onder buiging</b>	
$t = 14.2 \text{ mm}; L/d = 10; f_y = 355 \text{ MPa}$	
<i>Nr.</i>	<i><math>d/t</math>-verhouding</i>
1	$85\epsilon^2$
2	$95\epsilon^2$
3	$105\epsilon^2$
4	$115\epsilon^2$
5	$125\epsilon^2$
6	$1355\epsilon^2$

De bedoeling is om de karakteristieke waarde van de buigweerstand  $M_k$  af te leiden. Deze waarde wordt aanzien als het punt waarvoor lokaal plooiën net niet optreedt, ook wel het bifurcatiepunt genoemd. Vanwege de gekozen imperfectievorm (deel 4.1) zal het lokaal plooi punt steeds ontstaan binnen deze locatie. Onder buiging zal de vervorming gekenmerkt worden door een sterk vervormde zijde (de drukzijde) en een minder vervormde zijde (trekzone), te wijten aan de mechanische weerstand van het element tegen deze optredende spanningen. Een voorbeeld van een dergelijk vervormingspatroon is gegeven in Figuur 5-12.



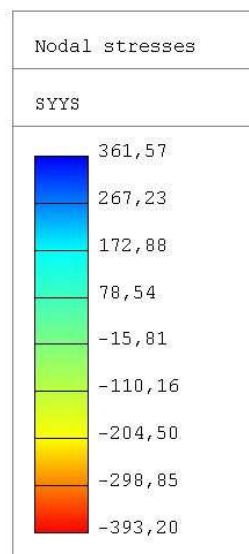
Figuur 5-12: Typisch vervormingspatroon voor een cirkelvormig buiselement belast op buiging

Bij wijze van voorbeeld wordt het eerste element uit Tabel 5-4 verder toegelicht. Het punt waarop lokaal plooien (net niet) optreedt wordt visueel afgeleid uit het FEM-programma. Dit punt veronderstelt de vervorming van de initiële vorm door toedoen van de belasting en wordt gekenmerkt door de overgang naar een plotselinge versnelling van de vervormingsgraad. Figuur 5-13 geeft de grafische weergave van het gevonden punt voor  $d/t = 85\varepsilon^2$ .



*Figuur 5-13: Spanning in functie van de vervorming locatie van het lokaalplooi punt voor  $d/t = 85\varepsilon^2$ . en op basis van FINELG*

Vanwege de plaatsing van het buigmoment volgens de  $x$ -richting (circumferentieel), zal volgens de rechterhandregel de  $y$ -as de zwaarste belasting veronderstellen. Op basis van Figuur 5-13, kunnen de spanningen op de knooppunten worden afgelezen in Figuur 5-14. Aangezien het buiging betreft, moeten de spanningen op het uiteinde van de *nodes* worden bepaald. Dit is conform de bijlage A, EN 1993-1-6.



*Figuur 5-14: Spanningen op het knooppunt voor  $d/t = 85\varepsilon^2$  en juist alvorens bifurcatie optreedt*

De hoogste spanningswaarde  $\sigma_{max}$  wordt op basis van de bijlage A in de EN 1993-1-6 omgezet naar de karakteristieke waarde van het buigmoment  $M_k$ :

$$M_k = \pm \sigma_{max} d^2 t \frac{\pi}{4} \quad (5-29)$$

Op basis van Figuur 5-14 geeft dit:

$$|M_k| \approx 6388.61 \text{ kNm}$$

De waarde van de knikreductiefactor  $\chi$  is de verhouding tussen vergelijking 5-29 en het plastische buigmoment  $M_{pl}$ . Hierbij wordt  $M_{pl}$  bekomen door vergelijking 5-21 te vermeerderen met de waarde van de vloeigrens  $f_y$  en dus bedraagt  $\chi$ :

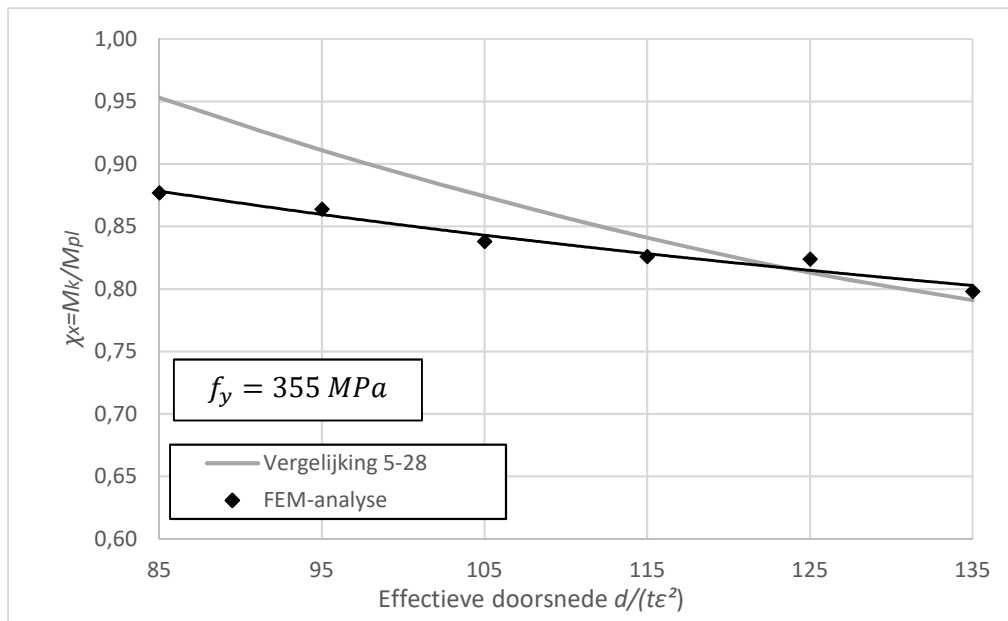
$$\chi \approx 0.89$$

Via deze werkwijze worden ook de overige knikreductiefactoren van de elementen in Tabel 5-4 bepaald. Eenzelfde gebeurt voor vergelijking 5-28. De resultaten worden weergegeven in Tabel 5-5.

*Tabel 5-5: Resultaten vergelijking 5-28 en FEM-analyse voor klasse 3 doorsneden onder buiging*

Nr.	<i>d/t</i> -verhouding	$\chi$ -waarde	
		<i>Vergelijking 5-28</i>	<i>GMNIA</i>
1	$85\varepsilon^2$	0.95	0.88
2	$95\varepsilon^2$	0.91	0.86
3	$105\varepsilon^2$	0.87	0.84
4	$115\varepsilon^2$	0.84	0.83
5	$125\varepsilon^2$	0.81	0.82
6	$135\varepsilon^2$	0.79	0.80

De vergelijking tussen beiden kan grafisch worden voorgesteld in Figuur 5-15.



Figuur 5-15: Verschil tussen vergelijking 5-28 en eenzelfde slankheden via FEM onder buiging

Uit Figuur 5-15 blijkt dat de gegeven elasto-plastische benadering volgens vergelijking 5-28 geen ondergrens beschrijft voor eenzelfde slankheden op basis van een GMNIA-berekening. Een reden hiervoor is de uitgang waarmee de elementen zijn gemodelleerd. De elementen zijn zodanig gekozen dat de lengtes de kritieke lengtes beschrijven (ovalisatie). Dit hypothekeert de weerstandswaarde, waardoor een eerste verschil tussen vergelijking 5-28 ontstaat. Vergelijking 5-28 is dan ook opgesteld volgens vergelijking 5-17, maar omvat niet per se de volledig geovaliseerde doorsneden. De geovaliseerde doorsneden hadden namelijk betrekking op de classificatiegrens in deel 5.2, maar niet op het begroten van vergelijking 5-28.

Eenzelfde redenering kan ook gehanteerd worden voor de gebruikte imperfectiegraad. In Hoofdstuk 4 werd voorgesteld om te werken met de equivalente geometrische imperfectievormen  $\Delta w_{0,eq} = \delta_0$ . Deze imperfectievormen zijn veelal groter dan de toleranties die worden gesteld binnen de EN 1993-1-6, aangezien ze tot doel hebben om ook de negatieve invloed van restspanningen te integreren binnen het element. In vergelijking 5-28 wordt geen rekening gehouden met imperfecties (daar ze vooral nadelig zijn binnen de klasse 4 doorsneden en dus de EN 1993-1-6). Indien dit toch het geval was, zou er gerekend moeten worden met de tolerantiewaarden. Dit zijn de vervaardigingskwaliteitsklassen. Vanwege het genoemd verschil, zou dit eveneens een reden kunnen zijn dat de weerstandswaarden op basis van een GMNIA-berekening lager uitvallen dan vergelijking 5-28.

Daarbij moet er worden opgemerkt dat de modellering van de doorsneden binnen FINeLG een zekere beperking hebben. Uit [25] [26] blijken de beste resultaten te

worden behaald indien de meridionale lengte van de gebruikte *nodes* maximaal een tiende van de halve buiglengte  $\lambda$  (vergelijking 4-2) veronderstellen. Vooral binnen de zone waarin de imperfectie is gelegen (lokaal plooi punt) geeft dit de beste resultaten van de spanningen. Echter, vanwege de grote lengte van de gekozen elementen (geovaliseerd), is deze waarde niet aangehouden binnen de modellering. De reden hiervoor was ofwel dat het bestand anders te groot was, ofwel dat het programma een veel te grote tijd nodig hadden om de analyse uit te voeren. Er is dan ook gekozen om af te wijken van deze veronderstelling. Dit leidt mogelijk tot het gevolg dat de spanningen op de *nodes* een verminderde waarde van de spanningsverhoudingen voorstellen (Figuur 5-14), wat op zijn beurt de afwijking ten opzichte van vergelijking 5-28 en deze van de lineaire benadering uit Figuur 5-15 zou kunnen verklaren.

Tot slot wil dit niet zeggen dat vergelijking 5-28 ondermaats is als berekeningsmethode. De gebruikte profielen zijn namelijk weinig courant. Op basis van Tabel 5-14 zou de grootste slankheid ( $d/t = 135\varepsilon^2$ ) een lengte van bijna 20 m moeten hebben om te voldoen aan de kritieke lengte  $L/d = 10$ . Het is weinig waarschijnlijk dat deze doorsnede als constructie-element wordt toegepast. Er kan daarom voorzichtig worden gesteld dat de meeste waarden hogere waarden dan vergelijking 5-28 zullen voorstellen ( $\chi \rightarrow 1$ ), waarna eenzelfde conclusie volgt als hiervoor.

#### 5.4 Interactieberekening in de EN 1993-1-1

De interactie van buigings- en normaalkrachten staan beschreven onder § 6.2.9 in de EN 1993-1-1. De normaalkrachten zullen zorgen dat de rekenwaarde van de momentweerstand zal verminderen. Hoe groter de aanwezige normaalkrachten zijn, des te kleiner de invloed van de buigmomenten op de weerstand van het element. De aangrijpende normaalkracht  $N_{Ed}$  wordt hierbij voorgesteld in functie van de normaalkracht bij het vloeien van de brutodoorsnede  $N_{pl}$ . Deze verhouding wordt voorgesteld door:

$$n = \pm \frac{N_{Ed}}{N_{pl}} \quad (5-30)$$

De verhouding van de buigweerstand wordt evenzeer gedefinieerd volgens:

$$m = \frac{M_{Ed}}{M_{pl}} \quad (5-31)$$

wat geldig is voor elementen behorende tot de klasse 1 en klasse 2 doorsneden. Voor de klasse 3 doorsneden is de noemer  $N_{el}$ , respectievelijk  $M_{el}$ .



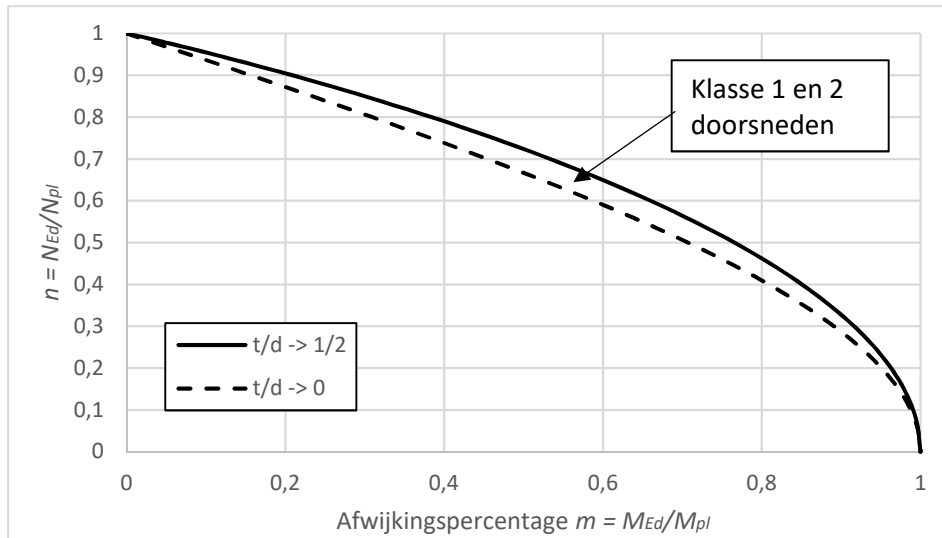
In deel 5.4.2 zal blijken dat de vernieuwing van de limietwaarde van de klasse 3 doorsneden onder buiging ook een direct gevolg heeft tot de interactieregels in dit gebied (classificatieafhankelijk). Er zal rekening moeten worden gehouden met de invloed van het elastisch en plastisch regime, ovalisatie, het niet-lineair spanningsgedrag, enzovoort. De grenswaarde van de klasse 3 doorsneden voldoet hierbij aan een lineaire functievoorschrift voor  $M_{N,Rd}$ , terwijl de grenswaarde van de klasse 2 doorsneden concaaf is. Dit wil zeggen dat een vormfactor heerst tussen deze twee vergelijkingen, waarbij het noodzakelijk is om beide voorschriften in de limiet te modelleren (zoals onder deel 5.3).

Om dit te kunnen verwezenlijken is het in de eerste plaats nodig om de interactieregels voor de klasse 1-2 doorsneden beter te ontwerpen, zodat de limiet van deze regels zouden overeenstemmen met deel 5.4.2. Er worden in deel 5.4.1 vier benaderende omschrijvingen getoond die vergeleken zullen worden met de exacte bepaling onder het volledig plastisch zijn van de doorsnede. Op deze manier kan er worden aangetoond welke omschrijving in dit geval de laagsteafwijking op de exacte formulering geniet.

Navolgend kan de elasto-plastische doorsnede worden ontworpen in deel 5.4.2, waarbij de belangrijkheid van deel 5.3 en deel 5.4.1 verduidelijking krijgen.

#### **5.4.1 Klasse 1 en 2 doorsneden**

De exacte omschrijving van het interactiegebied voor de klasse 1-2 doorsneden kan gemakkelijk worden afgeleid op basis van de algemene regels van de sterkteleer en de goniometrie. In [15] vindt men de uitwerking van dit gebied terug. De grenzen waartussen deze interactie zich volstrekt voor de gegeven classificatie is het onderscheid tussen de massieve buisdoorsneden ( $t/d \rightarrow 1/2$ ) en de membranen ( $t/d \rightarrow 0$ ). Figuur 5-16 geeft de grafische voorstelling van deze limietgrenzen, met name de interactiecurves.



Figuur 5-16: Interactiecurves op basis van de exacte formulering uit [15]

In [26] wordt verklaard waarom in Figuur 5-16 de curve ter hoogte van  $m = 1$  afbuigt naar een verticale asymptoot. Voor lagere waarden van de axiale drukbelasting ( $N_{Ed} \leq 0.3N_{pl}$ ) zal namelijk de invloed op de stabiliteit eerder gering zijn. Het is pas bij waarden van  $N_{Ed} > 0.3N_{pl}$  dat de interactie (voornamelijk trek binnen de praktijk) een zekere belangrijkheid geniet en dus een verdere afbuiging van de verticale asymptoot in Figuur 5-16 zal voorstellen.

De reden waarom de exacte formuleringen niet kunnen worden toegepast binnen de EN 1993-1-1 heeft te maken met het feit dat de formuleringen te gecompliceerd zijn bevonden om het gebruik er van toe te laten binnen de norm (zie [15]). Hierover is een algemeen consensus bereikt door het CEN/TC250/SC3/WG1. De nood bestaat er daarom in om een meer simpelere formulering te hanteren voor de interactiebepaling.

In dit deel zullen daarom vier vergelijkingen worden getoond die momenteel naar voren worden geschoven als mogelijke benadering van de exacte formulering in Figuur 5-16. Op basis van de werkwijze in deel 5.3 kunnen de relatieve afwijkingen van deze vergelijkingen ten opzichte van de exacte formulering worden aangetoond. Het laat op deze manier toe om een keuze te maken voor de ontwerpregels voor interactie, behorende tot de klasse 1-2 doorsneden. Tabel 5-6 geeft een overzicht van de voorgestelde benaderingen.

Tabel 5-6: Verschillende voorstellen voor de interactieformule voor de klasse 1-2 doorsneden

Bron	Vergelijking	Opmerking	Form.
EC3	$m = 1 - n^p$	$p = 1.70$	(5-32)
[15]	$m = 1 - n^p$	$p = 1.75$	(5-33)
[15]	$m = 1 - n^2 + \left(\frac{n^p - n^2}{b}\right)$	$p = 3.81 - 22.9 \left(\frac{t}{d}\right) \left[1 - 3.36 \left(\frac{t}{d}\right)\right]$ $b = 0.137 + 2.90(p - 2) - 0.38(p - 2)^2$	(5-34)
CEN	$m = \cos\left(\frac{\pi n}{2}\right)$		(5-35)

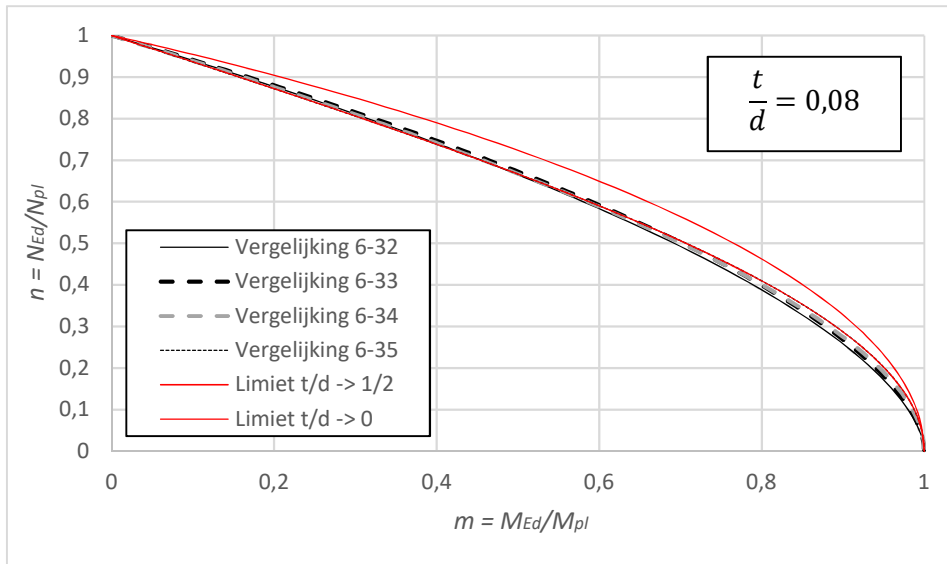
Aan de hand van Tabel 5-6 worden nu drie elementen beschouwd, die behoren tot de limietwaarde gegeven in Figuur 5-16. Uit de EN 10210-2 [14] blijken de courante profielen te voldoen aan  $0 \leq t/d \leq 0.150$ . De gekozen  $t/d$ -verhoudingen zijn op basis van deze uitgang:

$$\begin{cases} (t/d)_1 = 0.04 \\ (t/d)_2 = 0.08 \\ (t/d)_3 = 0.12 \end{cases}$$

Ook hier wordt de gemiddelde wanddikte aangenomen voor  $t = 14.2 \text{ mm}$ . De buitendiameters  $d$  zijn daardoor:

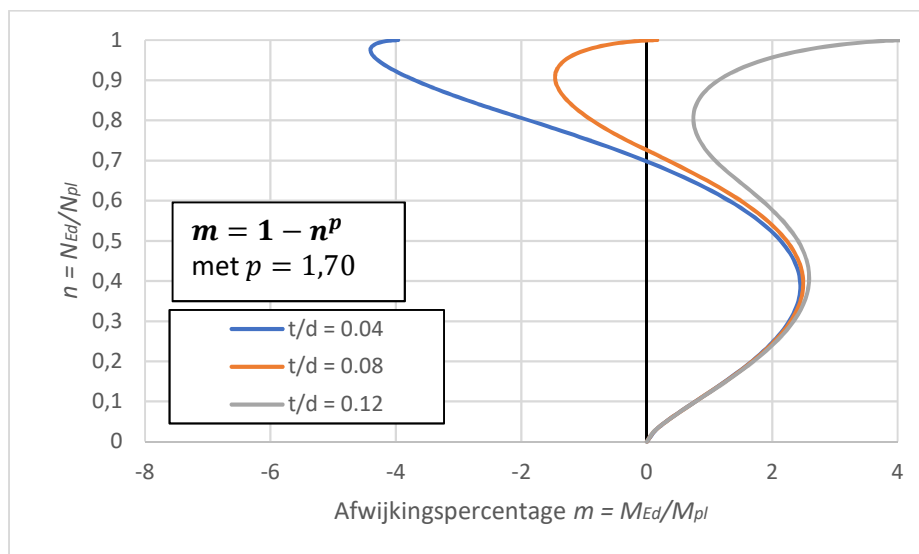
$$\begin{cases} d_1 = 355.0 \text{ mm} \\ d_2 = 177.5 \text{ mm} \\ d_3 = 118.3 \text{ mm} \end{cases}$$

Als voorbeeld geeft Figuur 5-17 de interactiecurves voor  $(t/d)_2 = 0.08$  op basis van vergelijking 5-32, vergelijking 5-33, vergelijking 5-34 en vergelijking 5-35. Ook de limietgrenzen zoals beschreven in Figuur 5-16 zijn hierin overgenomen. De waarde van de staalsoort is onafhankelijk van de toegepaste berekeningsvorm. Dit komt door de toegepaste verhoudingen (vergelijkingen 5-30 en 5-31).

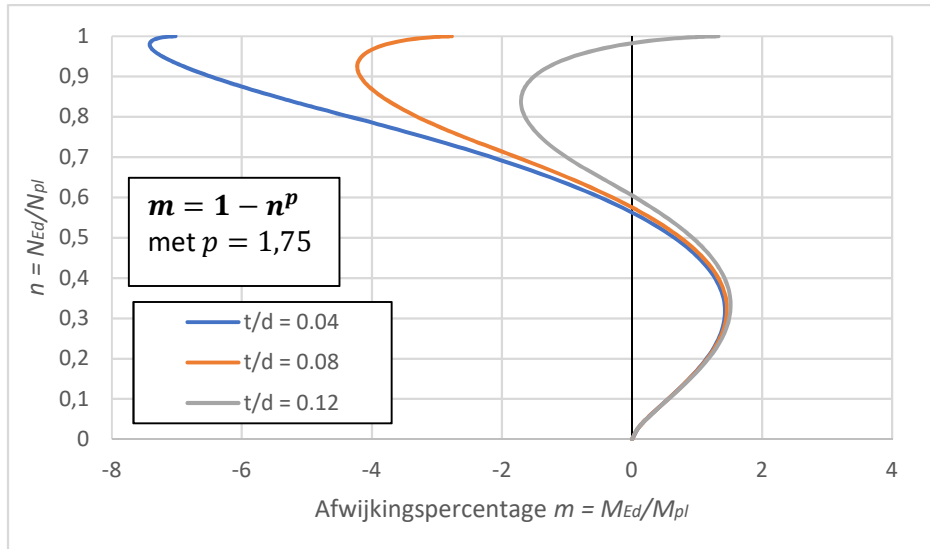


Figuur 5-17: Interactiecurves op basis van de voorgestelde formuleringen voor  $t/d = 0.08$

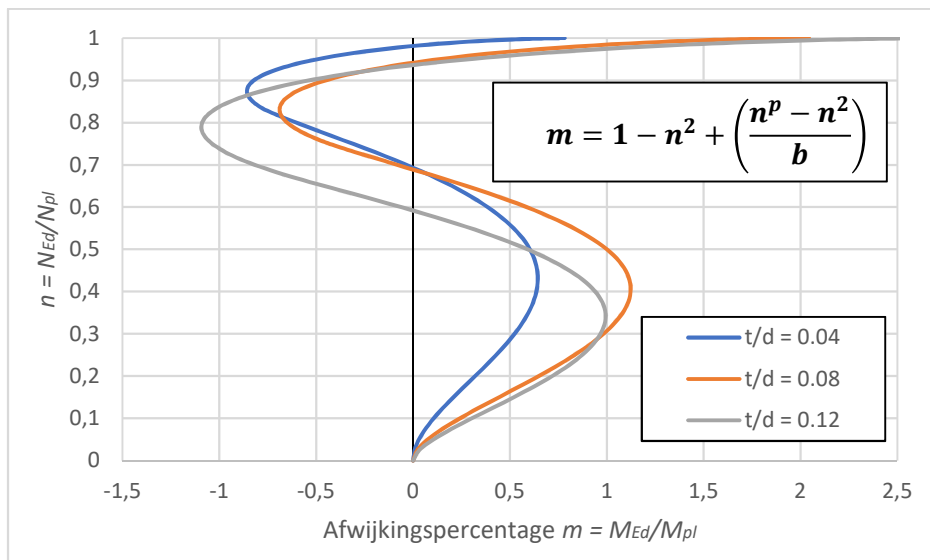
Uit Figuur 5-17 is het moeilijk om de afwijkingen ten opzichte van de exacte formulering, maar ook onderling, te kunnen onderscheiden. Daarom zullen ook hier de relatieve afwijkingen worden beschouwd waarbij elke benaderende formulering uit Tabel 5-6 wordt vergeleken met de exacte formulering uit [15]. Dit geeft chronologisch Figuur 5-18, Figuur 5-19, Figuur 5-20 en Figuur 5-21.



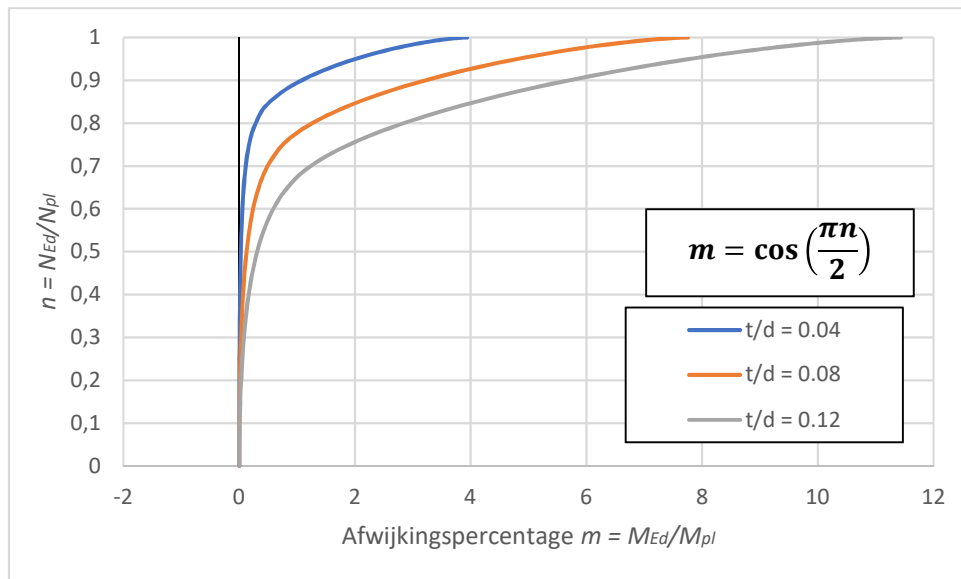
Figuur 5-18: Afwijkingspercentage van de buigweerstand ten aanzien van de huidige regels in de EC3 en de exacte formulering



Figuur 5-19: Afwijkingspercentage van de buigweerstand ten aanzien van het vernieuwde voorstel uit [15] (1) en de exacte formulering



Figuur 5-20: Afwijkingspercentage van de buigweerstand ten aanzien van het vernieuwde voorstel uit [15] (2) en de exacte formulering



*Figuur 5-21: Afwijkingspercentage van de buigweerstand ten aanzien van het vernieuwde voorstel van het CEN en de exacte formulering*

Uit Figuur 5-18 kan worden opgemaakt dat de huidige ontwerpregels voor interactie in de EN 1993-1-1 onvoldoende zijn om te beantwoorden aan het gedrag van interactie. Zowel de lage als de hoge verhouding van de normaalkracht geven hoge afwijkingen ten aanzien van de exacte formulering.

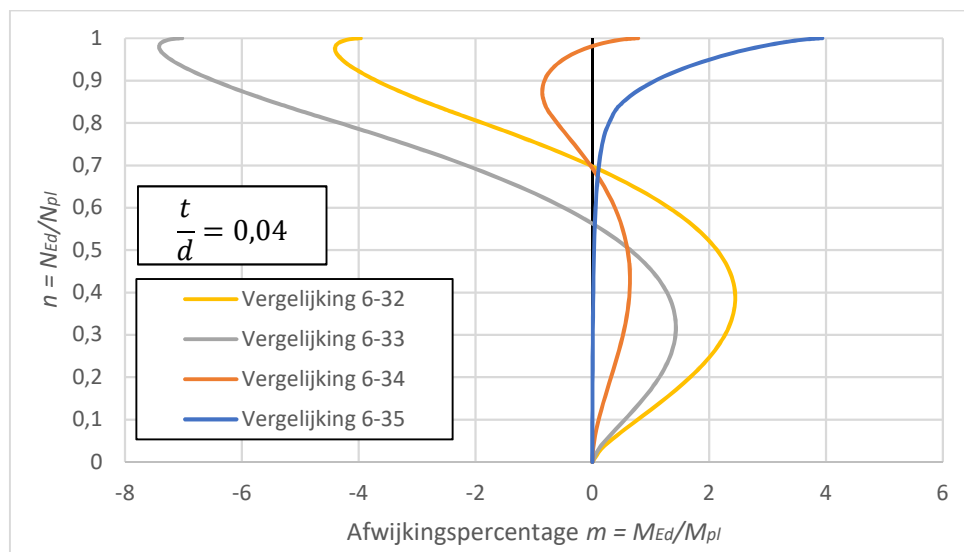
Het is om deze reden dat men de waarde van  $p = 1.70$  in vraag stelt en er voorgesteld wordt om deze te amenderen naar  $p = 1.75$ , Figuur 5-19. En hoewel dit schijnbaar de afwijkingen van de hogere  $t/d$ -verhoudingen verbeteren vanwege de verkleining van de hoek met de verticaal, geldt dit niet voor de lagere  $t/d$ -verhoudingen.

Tot slot zijn de courante profielen begrepen tussen  $0 \leq t/d \leq 0.150$  volgens de EN 10210-2 [14]. Dit wil zeggen dat voornamelijk dunwandige profielen worden toegepast als constructie-element (bijvoorbeeld Combitubes). Het is dan ook belangrijk om de benaderingen zo goed mogelijk te laten aansluiten aan de interactiecurve voor  $t/d \rightarrow 0$ . Daarenboven zal  $n \rightarrow 1$  vooral betrekking hebben op cilindrische profielen belast op trek. Afwijkingen van meer dan 4% en 7% voor respectievelijk Figuur 5-18 en Figuur 5-19 zijn dan ook onvoldoende om hieraan te beantwoorden.

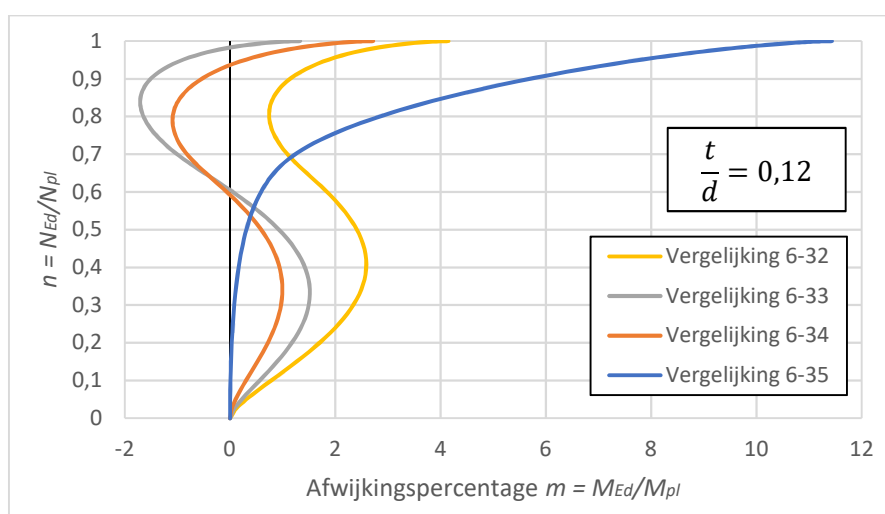
Het is om deze reden dat [15] een vernieuwde formulering voor  $m$  ontwikkelde, Figuur 5-20. De modellering van de dunwandige profielen geschiedt inderdaad beter op basis van deze benadering en er is weinig verschil in afwijking op te merken voor hogere  $t/d$ -verhoudingen. Dit geldt zowel voor de lage normaalkrachten (veelal druk) en hoge normaalkrachten (vooral trek), waarbij bijna een verschil in 10% in absolute waarde op te merken valt voor  $t/d = 0.04$  en Figuur 5-19.

Als laatste geeft het CEN/TC250/SC3/WG1 nog een andere benadering op basis van een cosinusfunctie. Uit Figuur 5-21 kan duidelijk worden afgeleid dat voor  $N_{Ed} \leq 0.3N_{pl}$  de cosinusfunctie de beste benadering geeft. Maar dit geldt niet voor  $N_{Ed} > 0.3N_{pl}$  en ongeacht de doorsnede. En hoewel het hier om positieve afwijkingen gaat, duidt dit op een conservatieve methode vanwege de onderschatting van het werkelijke resultaat.

Men kan op basis van deze gegevens ook het verschil laten tonen tussen de benaderende vergelijkingen, de exacte methode en een enkele doorsnede. Figuur 5-22 en Figuur 5-23 geven een voorbeeld voor respectievelijk  $t/d = 0.04$  en  $t/d = 0.12$ .



Figuur 5-22: Verschil in afwijkingpercentages van de buigweerstand voor verschillende benaderingen en  $t/d = 0.04$



Figuur 5-23 Verschil in afwijkingpercentages van de buigweerstand voor verschillende benaderingen en  $t/d = 0.12$

Uit Figuur 5-22 en Figuur 5-23 blijken dat de aangereikte oplossing in [15] momenteel de beste benadering omschrijft voor het interactiegebied voor cirkelvormige buisprofielen.

Tot slot blijken uit Figuur 5-18, Figuur 5-19, Figuur 5-20 en Figuur 5-21 dat de modellering voor  $n \rightarrow 1$  moeilijk te bepalen valt. Uit [15] wordt ook een vergelijking getoond met andere standaarden, waarin blijkt dat de modellering van deze maximale waarde van  $n$  niet enkel een probleem van de Eurocode 3 is. De benadering uit [15] (Figuur 5-20) geeft in dit geval wel de beste oplossing indien vergeleken met deze standaarden.

Men zou ook kunnen besluiten om voor  $N_{Ed} \leq 0.3N_{pl}$  vergelijking 5-34 toe te passen, omdat uit Figuur 5-21 blijkt dat deze de beste benadering geeft binnen dit gebied. Voor  $N_{Ed} > 0.3N_{pl}$  zou vergelijking 5-34 gebruikt kunnen worden. Maar hoewel op het eerste zicht een betere benadering ontstaat van de werkelijke interactiecurve, heerst er ook een stapsgewijze overgang tussen deze 2 vergelijkingen.

Het is om deze reden dat vergelijking 5-34 de voorkeur geniet. Voor de getoonde benaderingen geeft deze vergelijking namelijk de relatief kleinste afwijkingen en scoort deze beter wanneer vergeleken met andere standaarden. Daarenboven is vergelijking 5-34 vrij simpel om te integreren en te gebruiken binnen de EN 1993-1-1. De grootste afwijkingen zijn te bespeuren daar waar de rekenwaarde van de normaalkracht deze van de plastische waarde benadert. Maar dit is eerder conservatief en vergeleken met andere standaarden geeft ook hier vergelijking 5-34 het beste resultaat.

#### 5.4.2 Klasse 3 doorsneden

Ook hier zullen de dunwandige profielen ( $t/d \rightarrow 0$ ) het overgrote deel van de courante profielen omvatten. Dergelijke profielen zullen dan ook de bovenhand hebben in de bepaling van de elasto-plastische interactieformulering. De limietwaarde van de klasse 2 doorsneden voor  $t/d \rightarrow 0$  werd reeds getoond in Figuur 5-16 en beschrijft die zone waarin de volledige doorsnede plastisch zal vervormen. De exacte waarde van de momentweerstand  $W_{pl}$  voor de limitatie van de klasse 2 doorsneden is overeenkomstig met vergelijking 5-22 en kan gemakkelijk worden aangetoond op basis van de algemene regels van de sterkteleer en goniometrie (zie ook [15]).

De exacte waarde van de momentweerstand  $W_{el}$  op het einde van het elasto-plastisch gebied kan op eenzelfde manier worden aangetoond en men krijgt vergelijking 5-21. De exacte formulering van de  $m$ -waarde (vergelijking 5-31) is op de grenswaarde van de klasse 3 doorsneden gelijk aan de verificatiecriteria die hieraan wordt gegeven, namelijk:



$$\frac{N_{Ed}}{A} + \frac{\sqrt{M_{Ed,x}^2 + M_{Ed,y}^2}}{W_{el}} \leq \sigma_y \quad (5-35)$$

Ook binnen de EN 1993-1-1 geeft men een vergelijking op basis van een bi-axiale buiging. Maar vanwege de symmetrische doorsnede van het buisprofiel is het niet nodig om de weerstand te definiëren op basis van een bi-axiale buiging. Alle richtingen van het buigmoment leiden namelijk tot eenzelfde weerstand binnen de EN 1993-1-1.

Daarom dat vergelijking 5-35 herleid mag worden naar:

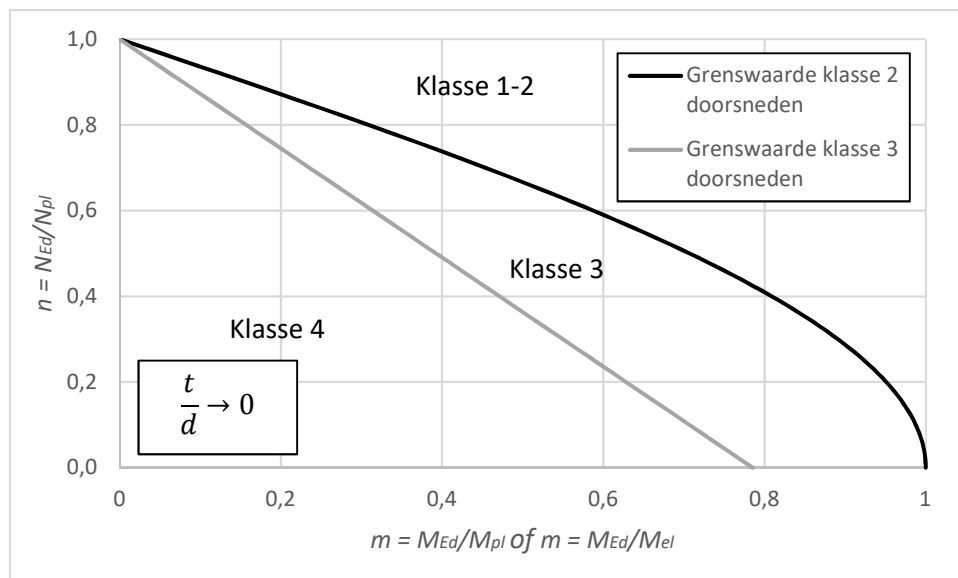
$$\frac{N_{Ed}}{A} + \frac{M_{Ed}}{W_{el}} \leq \sigma_y \quad (5-36)$$

Herschrijven naar de ratio van de belastingen gegeven in vergelijking 5-30 en vergelijking 5-31 leiden tot het lineaire functievoorschrift voor de limietwaarde van de klasse 3 doorsneden:

$$m = \frac{\pi}{4} (1 - n) \quad (5-37)$$

wat de exacte formulering is van de grenswaarde voor  $m = M_{N,el}/M_{pl}$ .

Op basis van de gevonden grenswaarden van het elasto-plastisch gebied in deel 5.1 en deel 5.2, kunnen via de exacte berekeningsmethoden de interactiecurves worden voorgesteld in Figuur 5-24.

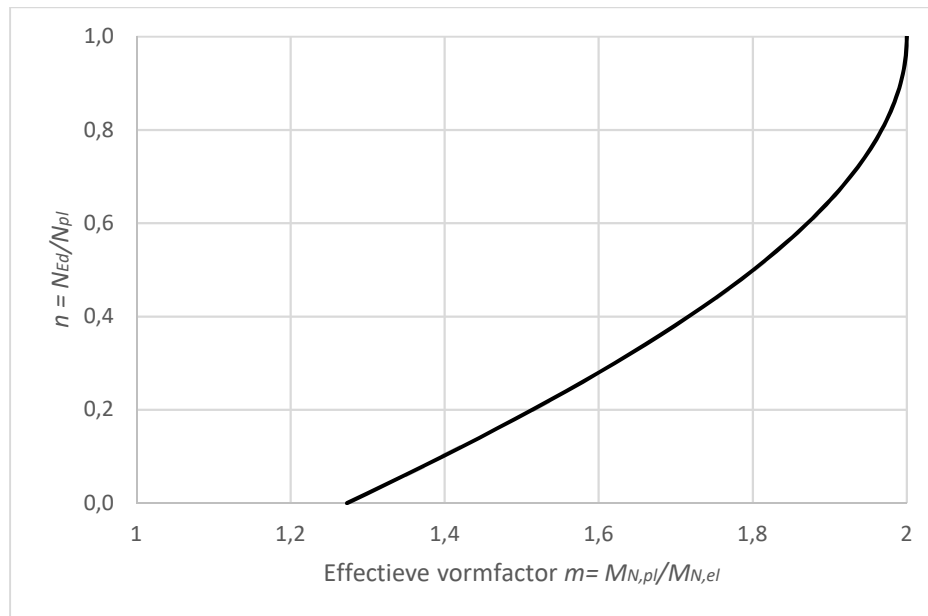


Figuur 5-24: Interactiecurves voor de limietwaarden waarin het elasto-plastisch gebied is gelegen

Er zijn dus 2 vergelijkingen te onderscheiden binnen de elasto-plastische zone: de concave curve behorende tot de limietwaarde van de klasse 2 doorsneden en het

lineaire interactieverloop op de grenswaarde van de klasse 3 doorsnede, Figuur 5-24. Binnen het elasto-plastisch gebied zal daarom een vormfactor gelden die de vorm van de elasto-plastisch interactiecurve zal moeten beschrijven, overeenkomstig deel 5.3.

De vormfactor beschrijft hier de verhouding van de afzwakking van de buigweerstand van het plastisch dan wel elastisch gegeven, namelijk:  $m = M_{N,pl}/M_{N,el}$ . Figuur 5-25 geeft een grafische voorstelling.



Figuur 5-25: Vormfactor voor de interactie van normaal- en buigkrachten in het elasto-plastisch gebied voor cirkelvormige buisprofielen

Men kan uit Figuur 5-25 inderdaad afleiden dat voor  $n = 0 \rightarrow m = 4/\pi$  (zie ook vergelijking 5-27). De figuur kaart bovendien de belangrijkheid aan van interactie. De weerstand van het element waarvoor geldt dat  $(n; m) \rightarrow 1$  wordt gereduceerd met 50% ten opzichte van de verandering van 21.5% onder een enkele buigingsbelasting bij de overgang van een klasse 2 naar een klasse 3 doorsnede.

Het CEN/TC250/SC3/WG1 geeft momenteel een benaderende methode om het elasto-plastisch gebied onder interactie te modelleren. Deze methode is gebaseerd op het resultaat uit deel 5.4.1.

De benaderende methode gaat uit van een lineaire overgang tussen de grenswaarde van de klasse 3 doorsneden voor interactie. Dit wil zeggen dat de limietwaarde van de klasse 3 doorsneden variabel wordt beschouwd binnen zijn gebied en dus niet per se voldoet aan  $d/(t\epsilon^2) = 145$ . De reden hiervoor wordt deels verklaard in [26] waarin blijkt dat voor  $N_{Ed} \leq 0.3N_{pl}$  de waarde van de relatieve slankheid behorende tot de grenswaarde van de klasse 3 doorsneden gemiddeld genomen ongewijzigd

blijft. Dit wil zeggen dat de vernieuwde limitatie uit deel 5.2 voor lage waarden van de normaalkracht eveneens behouden blijft.

Maar dit geldt niet voor  $N_{Ed} > 0.3N_{pl}$ . Hoe hoger de belasting van de normaalkracht is, des te kleiner het elasto-plastisch gebied wordt. Dit heeft betrekking op het feit dat hogere normaalkrachten leiden tot een hogere invloed op de stabiliteit van het element. En aangezien de classificatie betrekking heeft op de weerstand van het element tegen instabiliteit, hebben hogere normaalkrachten ook een gevolg op de classificatie van het element [26].

Het is dan ook om deze reden dat de noodzaak bestaat om de limietwaarde van de klasse 3 doorsneden als variabel te beschouwen in het geval van interactie. En ook al is de invloed op de classificatie voor  $N_{Ed} \leq 0.3N_{pl}$  eerder gering, er is altijd een verschil waar te nemen. Er wordt daarom gekozen om de invloed van  $N_{Ed}$  te baseren op alle waarden waarvoor geldt  $N_{Ed} \rightarrow N_{pl}$ .

De lineaire overgang heeft betrekking op het volgende: indien geen normaalkrachten onderhevig zijn aan het element, dient de limietwaarde van de klasse 3 doorsneden te voldoen aan deze voor buiging uit deel 5.1.2, namelijk  $d/(t\varepsilon^2) = 145$ . Indien enkel normaalkrachten aanwezig zijn, dan dient de limietwaarde van de klasse 3 doorsneden te voldoen aan deze voor de axiaal-symmetrische drukbelasting uit deel 5.1.2 ( $d/(t\varepsilon^2) = 75$ ). Beide waarden beschrijven de grenzen waartussen een lineaire interpolatie volgt (zie vergelijking 5-18).

De richtingscoëfficiënt van deze lineaire interpolatie wordt verondersteld afhankelijk te zijn van de inverse functie van Figuur 5-25 (de vormfactor). De grootte van de hoek  $k$  ( $\in [0 ; 1]$ ) wordt beschreven door de vormfactor en de waarde  $m$  op de abscis. Wanneer enkel buigmomenten inspelen op het element, zal Figuur 5-25 de normaal met de  $m$ -as benaderen in zijn limiet. De hoekgrootte wordt daarbij gelijk aan  $k = 0$ . Voor de inwerking van enkel normaalkrachten zal de limietwaarde van de hoek maximaal gedraaid zijn. Dit stelt dat  $k = 1$ . De tussenliggende hoekgrootten worden hier best omschreven door de boogtangensfunctie (benaderende functieomschrijving):

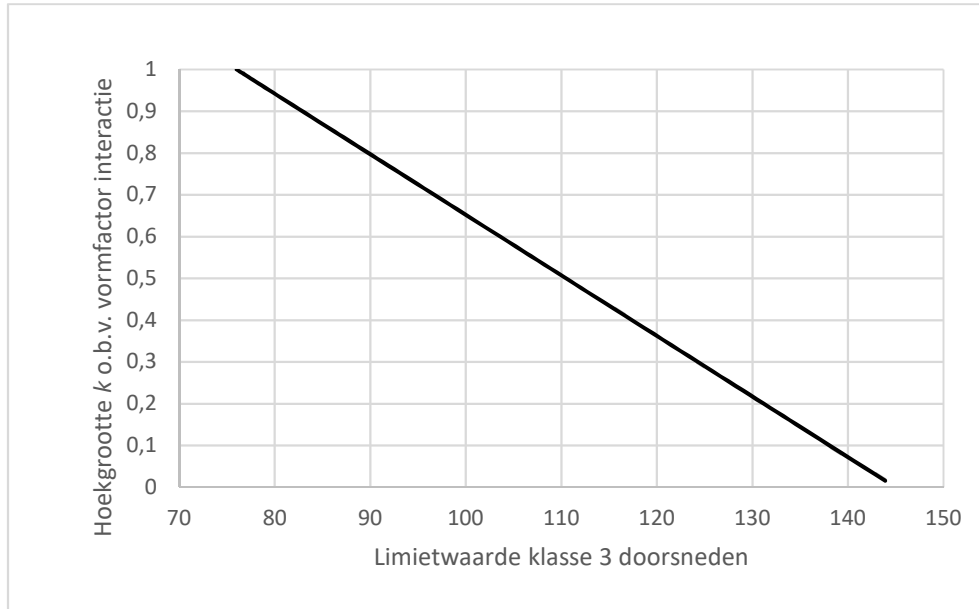
$$k = \frac{2}{\pi} \tan^{-1} \left( \frac{n}{m} \right) \quad (5-38)$$

waarin de waarde van  $2/\pi$  er voor zorgt dat  $k = 1$  indien  $m = 0$  en  $n = 1$ . De waarden van  $m$  en  $n$  zijn afhankelijk van de exacte waarden, respectievelijk vergelijking 5-31 en vergelijking 5-30, hetzij de invloed van de uitwendige belastingen.

Op basis van deze gegevens kan de lineaire interpolatie worden bepaald voor de limietwaarde van de klasse 3 doorsneden, zodat:

$$(d/t)_3 = k(d/t)_{c,3} + (d/t)_{b,3}(1 - k) \quad (5-39)$$

waarin  $(d/t)_{c,3}$  en  $(d/t)_{b,3}$  respectievelijk de limietwaarden van de klasse 3 doorsneden beschrijven onder axiale druk en buiging. Onder druk is  $(d/t)_{c,3} = (d/t)_{c,2}$ . Figuur 5-26 geeft een grafisch voorbeeld van de variatie van de limietwaarde van de klasse 3 doorsneden onder interactie.



Figuur 5-26: Variatie van de klasse 3 doorsneden onder interactie

De volgende stap heeft betrekking op de variatie van de elastische en plastische limieten binnen de klasse 3 doorsneden (de inverse vormfactor). Onder interactie beschrijft  $\pi/4$  de beginwaarde waarvoor  $n = 0$  (horizontaal verschil in Figuur 5-24), terwijl voor  $n = 1$  de variatie  $s$  in zijn limiet gelijk is aan 0.5 ( $m = 1$ ) op basis van de inverse van de vormfactor uit Figuur 5-24. De variatie kan daarom beschreven worden als:

$$s = \frac{M_{N,el}}{M_{N,pl}} = \frac{\pi}{4} \left( \frac{1 - n}{m} \right) \quad (5-40)$$

De waarde van  $n$  is hier vrij te verkiezen ( $\in [0 ; 1]$ ), terwijl de waarde van  $m$  afhankelijk is van de klasse 1-2 doorsneden en de methode die men verkiest (exact of benaderend). Dit heeft betrekking op het feit dat de noemer van vergelijking 5-40 uiteraard de bovengrens beschrijft van Figuur 5-24. De teller voldoet aan vergelijking 5-36. De grafische weergave van vergelijking 5-40 is dan ook de inverse van Figuur 5-25.

De laatste stap is de integratie van de variatie  $s$  binnen vergelijking 5-28. Het afgezwakte weerstandsmoment  $W_{N,ep}$  door toedoen van een axiale belasting wordt dan ook:

$$W_{N,ep} = m \left[ s - (s - 1) \left( \frac{(d/t)_3 - (d/t)_i}{(d/t)_3 - (d/t)_2} \right)^{1/0.667} \right] W_{pl} \quad (5-41)$$

waarin  $m$  bepaald wordt via de exacte of een benaderende methode uit deel 5.4.1.

Stel dat er geen normaalkrachten inwerken op de elasto-plastische doorsnede. Voor  $n = 0$  bekomt men  $m = 1$ , omdat er geen afzwakking van de buigweerstand ontstaat. De variatie van het gebied  $s$  (de vormfactor) wordt hierdoor gelijk aan  $s = W_{el}/W_{pl} = \pi/4$ . In vergelijking 5-41 herleiden deze gegevens zich dan ook naar vergelijking 5-28.

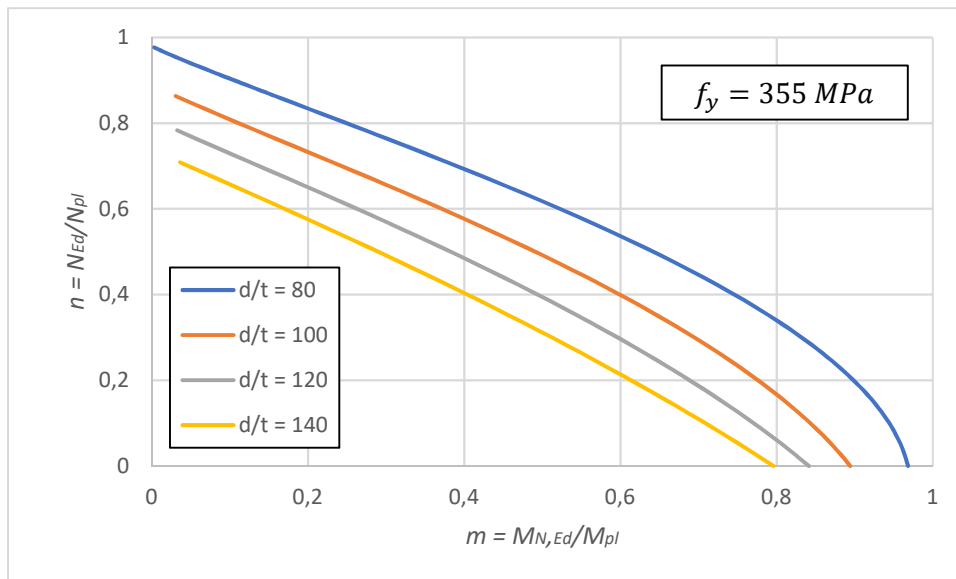
Door het grafisch voorstellen van vergelijking 5-41 volgens Figuur 5-24 kan er worden aangetoond of er aan het gevraagde is voldaan. De slankheden moeten zodanig worden gekozen, dat ze ofwel aanleunen aan de boven- ofwel aan de ondergrens van Figuur 5-24. De gekozen  $d/t$ -verhoudingen zijn op basis van deze uitgang:

$$\left| \begin{array}{l} (d/t)_1 = 80 \\ (d/t)_2 = 100 \\ (d/t)_3 = 120 \\ (d/t)_4 = 140 \end{array} \right.$$

en dus zijn de buitendiameters  $d$ :

$$\left| \begin{array}{l} d_1 = 1136.0 \text{ mm} \\ d_2 = 1420.0 \text{ mm} \\ d_3 = 1704.0 \text{ mm} \\ d_4 = 1988.0 \text{ mm} \end{array} \right.$$

Figuur 5-27 geeft deze voorstelling voor waardes van  $(d/t)_i$  behorende tot de klasse 3 doorsneden ( $75 < d/(t\varepsilon^2) \leq 145$ ).

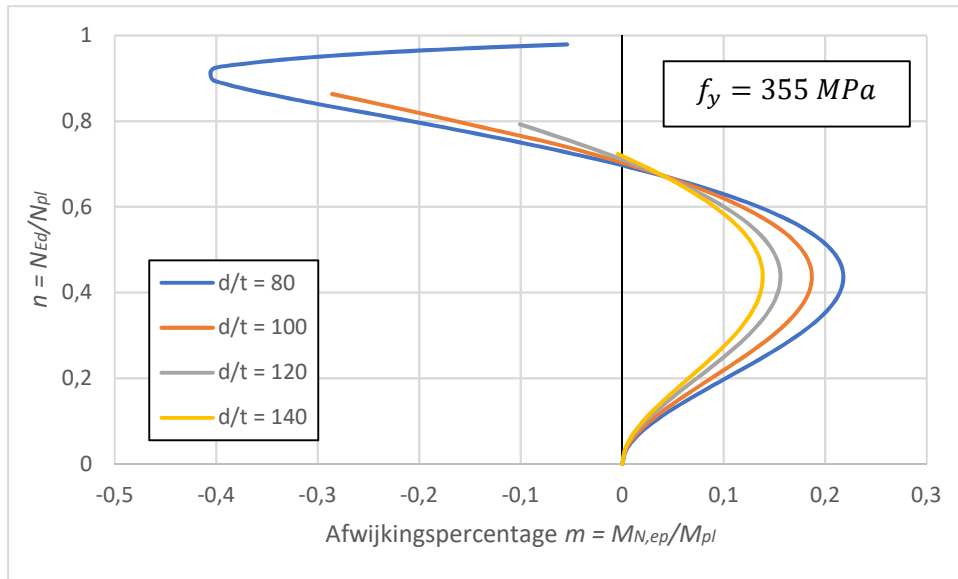


Figuur 5-27: Interactiecurves op basis van vergelijking 5-41

Uit Figuur 5-27 kan men opmerken dat het punt  $p(0 ; 1)$  nooit bereikt zal worden voor waarden waarvoor  $(d/t)_i \rightarrow (d/t)_3$ . Dit valt te verklaren door het feit dat bij zulke slankheden sneller de grenswaarde van de klasse 3 doorsneden wordt bereikt in functie van de stijgende normaalkracht  $N_{Ed}$ . Hoe slanker de doorsnede daarom is, des te sneller de ratio van  $N_{Ed}$  ten opzichte van de  $N_{pl}$  zal leiden tot de overgang naar een klasse 4 doorsnede. Het punt waarbij  $N_{Ed} = N_{pl} = 1$  zal om die reden nooit behaald kunnen worden in Figuur 5-24.

Indien tot slot Figuur 5-27 vergeleken wordt met de interactiecurves van de limietwaarden in Figuur 5-24, kan men de overeenkomstigheid tussen de curven opmerken. Op basis van dit gegeven kan men stellen dat vergelijking 5-41 alleszins de vorm benadert van de exacte berekening uit [15] en vergelijking 5-36.

Op basis van het bekomen resultaat in deel 5.4.1 kan vergelijking 5-34 geïntegreerd worden in vergelijking 5-41. Hierdoor kunnen de exacte bepalingen van de  $m$ -waarde volgens [15], vergelijking 5-37 en de benaderende methode uit vergelijking 5-34 worden vergeleken. Ook hier wordt gekeken naar de relatieve afwijking van de benaderende methode ten opzichte van de exacte methode. Het resultaat is gegeven in Figuur 5-28.



Figuur 5-28: Verschil in afwijkingspercentages van de buigweerstand voor verschillende slankheden behorende tot de klasse 3 doorsneden

Ook voor Figuur 5-28 kan men opmerken dat het punt  $p(0 ; 1)$  nooit bereikt zal worden. Hoe slanker de cilinder en hoe hoger  $N_{Ed}$ , des te sneller de overgang naar de klasse 4 doorsneden plaatsvindt.

Daarbij stemmen de punten uit Figuur 5-28 overeen met de punten uit Figuur 5-27 bij eenzelfde slankheid. Dit komt doordat het punt een classificatiegrens beschrijft, dat op zijn beurt afhankelijk is van de waarde van  $N_{Ed}$ . De verandering van deze grens door toedoen van  $N_{Ed}$  vertrekt vanuit de reële (ontwerp)waarden van  $n$  en  $m$  (vergelijking 5-38). Het punt van deze nieuwe grenswaarde ligt daarom vast, ongeacht de verdere berekeningsmethode. Een extra voordeel van deze veranderende grenswaarde is dat de afwijkingen van vergelijking 5-34 voor  $N_{Ed} \rightarrow N_{pl}$  vervallen naarmate de slankheid toeneemt ( $(d/t)_i \rightarrow (d/t)_3$ ).

Uit Figuur 5-28 kan tot slot worden afgeleid dat een stijging van de slankheid, een daling van de hoek met de exacte berekening veroorzaakt. Hoe slanker de doorsnede daarom is, des te nauwkeuriger de benaderende methode uit vergelijking 5-34. Dit volgt eenzelfde conclusie als onder deel 5.4.1. Deze verbeterde afwijking bij hogere slankheden is dan ook progressief te noemen.

De andere methoden van deel 5.4.1 worden hier niet meer gegeven, daar de afwijkingen hoger zullen uitvallen. Enkel voor lagere waarden van  $N_{Ed}$  en de cosinusfunctie van vergelijking 5-35 zouden de relatieve afwijkingen lager moeten liggen, maar ook hier zal de consistentie niet verzekerd zijn.

Er kan dan ook geconcludeerd worden dat vergelijking 5-41 een voldoende alternatief biedt om het gedrag van dergelijke elementen op zich te nemen. Mede doordat het merendeel van de doorsneden dunwandig zijn.

#### 5.4.2.1 Controle op basis van een FEM-analyse

In het voorgaande deel wordt een vergelijking getoond tussen twee benaderende waarden (Figuur 5-28), namelijk de exacte en benaderende methode uit deel 5.4.1 en de benaderende omschrijving van het functie-verloop binnen de elasto-plastische zone. Overeenkomstig deel 5.3.1 wordt daarom gekozen om ook hier een extra vergelijking voor te stellen op basis van een FEM-analyse.

De gekozen elementen zijn overeenkomstig met Tabel 5-4, maar worden in Tabel 5-7 nog eens weergegeven. De gebruikte veronderstellingen, imperfecties, materiaalparameters, enzovoort zijn identiek als Hoofdstuk 3, Hoofdstuk 4 en deel 5.3.1. Ook de afleiding is hetzelfde als besproken in deel 5.3.1, met als enig verschil dat er een bijkomende axiale drukkracht wordt geplaatst. De bepaling van vergelijking 5-41 gebeurt op basis van de benaderende methode (zie conclusie deel 5.4.1).

Op het vlak van interactie wordt er van uit gegaan dat de waarde van  $N_{Ed} = 0.5N_{pl}$ , ofwel  $n = 0.5$ . Deze waarde wordt voor elk element aangehouden.

Tabel 5-7: Gekozen  $d/t$ -verhouding voor de FEM-controle van de klasse 3 doorsneden onder interactie

<b>Klasse 3 doorsneden onder buiging</b>	
$t = 14.2 \text{ mm}; L/d = 10; f_y = 355 \text{ MPa}$	
<i>Nr.</i>	<i><math>d/t</math>-verhouding</i>
1	$85\epsilon^2$
2	$95\epsilon^2$
3	$105\epsilon^2$
4	$115\epsilon^2$
5	$125\epsilon^2$
6	$135\epsilon^2$

Wat opvalt uit Tabel 5-7 is dat de laatste  $d/t$ -verhoudingen buiten het elasto-plastisch gebied vallen. In vergelijking met Figuur 5-27 lijkt dit tegenstrijdig, maar dit valt logisch te verklaren. Figuur 5-27 is opgesteld op basis van alle mogelijke  $n$ -waarden en dus ook alle bijhorende hoekgroottes  $k$  (vergelijking 5-38). Door te stellen dat  $n = 0.5$  wil dit zeggen dat de  $k$ -waarden beperkt zijn tot de  $k$ -waarde behorende bij dat punt ( $k \approx 0.392$  in dit geval). Deze waarde is min of meer gelijk voor alle gehanteerde elementen uit Tabel 5-7. Doordat daarom onmogelijk aan  $(d/t)_3 \rightarrow (d/t)_2$  voldaan kan worden, beschrijft deze  $k$ -waarde ook de maximale



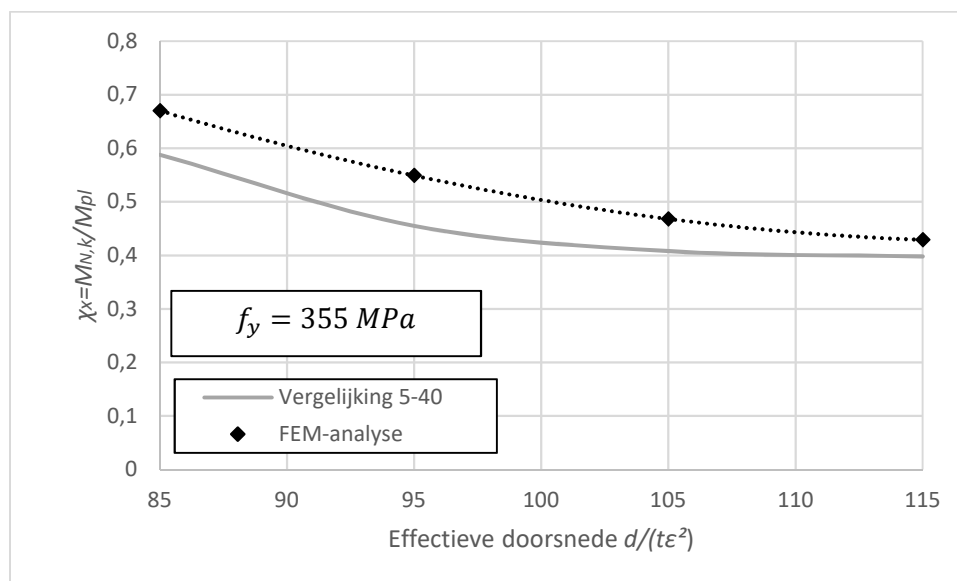
$(d/t)_3$ -grenswaarde (namelijk  $(d/t)_3 \approx 117\varepsilon^2$ ) en dus het eindpunt waarop de interactiecurven betrekking hebben. Hierdoor zal voor een zekere  $(d/t)_i$ -waarde de waarde van  $(d/t)_3 \approx 117\varepsilon^2$  sneller overschreden wordt dan Figuur 5-27 doet uitschijnen. Voor de grotere slankheden in Tabel 5-7 zullen dan ook de waarden voor  $n = 0.5$  niet behaald kunnen worden.

Analoog met de oplossingsmethodiek in deel 5.3.1 bekomt men de resultaten op basis van vergelijking 5-41 en een GMNIA-berekening, weergegeven in Tabel 5-8.

Tabel 5-8: Resultaten vergelijking 5-28 en FEM-analyse voor klasse 3 doorsneden onder buiging

Nr.	$d/t$ -verhouding	$\chi$ -waarde	
		Vergelijking 5-41	GMNIA
1	$85\varepsilon^2$	0.59	0.67
2	$95\varepsilon^2$	0.46	0.55
3	$105\varepsilon^2$	0.41	0.45
4	$115\varepsilon^2$	0.39	0.43

De resultaten in Tabel 5-8 worden grafisch voorgesteld in Figuur 5-29.



Figuur 5-29: Verschil tussen vergelijking 5-40 en eenzelfde slankheden via FEM onder interactie

Wat opvalt in Figuur 5-29 is dat vergelijking 5-41 in dit geval een ondergrens beschrijft, ook al is er binnen de FEM-analyse rekening gehouden met de slechtste condities (imperfectiegraden en lengte-effect). Dit lijkt tegenstrijdig met het resultaat bekomen in deel 5.3.1 waarbij deze condities net de onderschrijding van de vergelijking verklaarden. Een mogelijke reden hiervoor is dat vergelijking 5-41 opgesteld is op basis van  $t/d \rightarrow 0$  (zie ook het deel hiervoor) en dit zowel voor de

grensklasse van het plastische als het elasto-plastisch gebied. Dit kan er op wijzen dat deze uitgang sterker opweegt dan de gehanteerde condities binnen de FEM-analyse en dat daardoor lagere waarden van de knikreductiefactor  $\chi$  worden bekomen. Enkel op basis van dit gegeven kan dan ook zijn gesteld dat vergelijking 5-41, samen met de benaderende bepaling van de  $m$ -waarde (vergelijking 5-34), een veilige omschrijving voorstelt van het interactiegebied van de klasse 3 doorsneden.

Binnen Figuur 5-29 merkt men ook de snellere degradatie op van de weerstand voor kleinere slankheden in vergelijking met de eerder gestage daling van de grotere slankheden. Dit valt te verklaren uit Figuur 5-24. Voor kleinere slankheden zal namelijk de plastische interactie primeren op deze van de elastische interactie. Dit resulteert in een abrupte niet-lineaire weerstandsverlaging, getoond in Figuur 5-29. Voor grotere slankheden zal de weerstandsverlaging kleiner worden, omdat het verschil ten opzichte van de werkelijke interactiecurve en de elastische curve ( $t/d \rightarrow 0$ ) vervaagt. En aangezien deze elastische curve voorgesteld wordt als een lineaire functie (Figuur 5-29), zal de degradatie van de weerstand afzwakken naarmate de  $(d/t)_i$ -waarde stijgt zodat uiteindelijk een horizontale asymptoot wordt gevormd (zie ook de vormfactor, Figuur 5-24).

Deze asymptotische benadering kan ook mathematisch worden verduidelijkt. Indien  $(d/t)_i \rightarrow (d/t)_3$ , kan vergelijking 5-41 herleid worden naar:

$$W_{N,ep} = m[s]W_{pl}$$

De waarde van de variatie  $s$  volgt uit vergelijking 5-40 en omgezet naar  $m$  geeft:

$$W_{N,ep} = \frac{\pi(1-n)}{4} W_{pl}$$

Gesteld dat  $n = 0.5$  binnen dit gegeven en  $W_{N,ep}$  herleiden naar  $\chi$  geeft uiteindelijk:

$$\chi = \frac{\pi}{8}$$

wat overeenstemt met de ontstane asymptoot in Figuur 5-29. Hoe groter de gekozen  $n$ -waarde, des te lager de waarde van de horizontale asymptoot en dus hoe groter de weerstandsverlaging zal zijn.

Er kan daarom geconcludeerd worden dat vergelijking 5-41 een voldoende alternatief biedt voor het ontwerpen van zulke doorsnedes binnen de elasto-plastische zone. Mede door het feit dat het merendeel van de praktische toepassingen betrekking hebben op dunwandige profielen, is de gevonden ontwerpregel relatief goed aansluitend aan het reële gedrag van cirkelvormige buisprofielen binnen die zone.



## 6 Besluit

Deze scriptie heeft de opmerkingen aan het adres van de Eurocode 3 en met betrekking tot de classificatie van cirkelvormige, stalen buisdoorsneden behandeld. Deze opmerkingen werden ontleed en vergeleken met de vigerende classificatie. De gemaakte aannames en veronderstellingen door het CEN/TC250/SC3/WG1 werden hierbij overgenomen.

Er werd aangetoond dat de huidige classificatietabel inderdaad gewijzigd moet worden om te voldoen aan de huidige inzichten. De voorgestelde wijzigingen sluiten daarbij ook beter aan bij andere internationale standaarden. Vooral de klasse 3 doorsneden geven een betere uitkomst ten opzichte van de huidige limietwaarden en andere standaarden. De verschillen die momenteel nog zijn op te merken hebben in hoofdzaak te maken met het verschil in berekeningsmethodiek en/of de interpretatie van het niet-lineaire spanningsgedrag tussen de standaarden onderling.

Het grootste probleem zit momenteel verrat bij de limietwaarden van de klasse 2 doorsneden onder axiale druk en uniforme buiging. Vanwege het uitblijven van testresultaten volgens de Eurocode 3 kunnen er momenteel geen betrouwbaarheidsanalyses worden opgesteld binnen deze zone. Verder onderzoek op basis van de EN 1990 zal in de toekomst een perspectief moeten bieden voor de ontstane deviaties tussen enerzijds de gehanteerde berekeningsmethoden en anderzijds de FEM-resultaten en/of praktijktesten.

Daarbuiten werd aangetoond dat een spanningsval ontstaat bij de overgang van een klasse 2 naar een klasse 3 doorsnede onder buiging en dat deze wordt vergroot indien ook nog eens normaalkrachten inwerken op het element. De voorstellen met betrekking tot dit probleem werden daarbij geanalyseerd en vergeleken met de semi-exacte methodiek en een FEM-analysen. Omdat de courante profielen veelal dunwandig zijn, blijken de benaderingen relatief lage afwijkingen te hebben. Hoe groter de slankheid is, des te nauwkeuriger de benaderingen aansluiten aan het (meer) reële resultaat.

De veranderende weerstandswaarde bij de overgang naar een klasse 4 doorsneden werd opgelost door de classificatietabel consistent te maken met de EN 1993-1-1 en de EN 1993-1-6. De voorgeschoven oplossing binnen het CEN/TC250/SC3/WG1 en deze scriptie blijken te beantwoorden aan deze verandering, ongeacht de gebruikte belastingsvorm.

Tot slot bleek dat de keuze van de materiaalparameters grote invloed uitoefenden op de bekomen limietwaarden van de classificatietabel. Het is om deze reden dat de voorgestelde classificatietabel verschillend kan zijn, afhankelijk van de gebruikte parameters.



## Literatuurlijst

- [1] Ullah, H.: *Buckling of thin-walled cylindrical shells under axial compression*. International Journal for Numerical Methods in Engineering. 2009, pp. 1332-1343.
- [2] Steele, C.R. & Balch, C.D.: *Introduction to the Theory of Plates*. Division of Mechanics and Computation, Department of Mechanical Engineering, Stanford. 2009, pp.1-36
- [3] Pournara, A.: *Structural Capacity of HSS Tubular Members Under Axial Compression and Combined Loading – Comparison With Current Provisions*. Department of Mechanical Engineering, Thessaly. 2011, pp. 7-110
- [4] Cai et al.: *Buckling Strength of Thin Cylindrical Shells under Localized Axial Compression*. ASCE Engineering Mechanics Conference, NY. 2002, pp. 1-6
- [5] Amdahl, J.: *Buckling and Ultimate Strength of Marine Structures – TMR4205: Chapter 5: Buckling of Cylindrical Shells*. 2005, pp. 3-27
- [6] Schultz et al.: *Buckling Imperfection Sensitivity of Axially Compressed Orthotropic Cylinders*. NASA Research Center, Hampton. pp.3-4
- [7] Pham Lam, B.B.: *The Elastic Behaviour of Thin Cylindrical Shells*. Faculty of Engineering, Tasmania. 1971, pp. 1-28.
- [8] Rotter et al.: *Nonlinear stability of thin elastic cylinders of different length under global bending*. International Journal of Solids and Structures 51, UK. 2014, pp. 2825-2839.
- [9] Budiansky, B. & Hutchinson, J.W.: *Buckling of circular cylindrical shells under axial compression*. National Aeronautics and Space Administration (NASA) & Division of Engineering and Applied Physics, Harvard. pp. 239-248
- [10] Brazier, L.G.: *On the flexure of thin cylindrical shells and other 'thin' sections*. Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences Vol.116 (773), London, pp. 104-114.
- [11] EN 1993-1-6: *Eurocode 3: Design of steel structures, Part 1.6: Strength and stability of shell structures*. Eurocode 3 Part 1.6, CEN, Brussels, 2007.
- [12] EN 1993-1-1: *Eurocode 3: Design of steel structures, Part 1.1: General rules and rules for buildings*. Eurocode 3 Part 1.6, CEN, Brussels, 2005.
- [13] Parker, D.F.: *The Role of Saint Venant's Solutions in Rod and Beam Theories*. Journal for Applied Mechanics 46(4), pp. 861-865.
- [14] EN 10210-2: *Hot finished structural hollow sections of non-alloy and fine grain steels – Part 2: Tolerances, dimensions and sectional properties*. CEN, Brussels, 2005.
- [15] Rotter, J.M. & Sadowski, A.J.: *Full plastic resistance of tubes under bending and axial force: exact treatment and approximations*. Department of Civil & Environmental Engineering, Imperial College London, 2017, pp.30-38
- [16] Zhao et al: *Structural performance of stainless steel circular hollow sections under combined axial load and bending - Part 2: Parametric studies and design*. Thin-Walled Structures 101, London, pp. 240-248.

- [17] European Commission: *Bending Resistance of Steel Tubes in Combiwalls (COMBITUBE)*. Directorate General for Research and Innovation – European Commission, EUR 27829 EN. 2014, pp. 1-127.
- [18] Sadowski et al.: *A computation strategy to establish algebraic parameters for the Reference Resistance Design of metal shell structures*. Department of Civil and Environmental Engineering, Advances in Engineering Software 109. 2017, pp. 15-30.
- [19] Gresnigt, A.M. et al: *Bending Resistance of steel tubes in CombiWalls*. Final report on the RFCS Project COMBITUBE. Delft University, 2015, pp. 1-79
- [20] Beg, H.: *Slenderness limit of Class 3 I cross-section made of high strength steel*. Journal of Constructional Steel Research, Volume 38-3. 1996, pp. 201-217.
- [21] Fabian, O.: *Collapse of cylindrical, elastic tubes under combined bending, pressure and axial loads*. International Journal of Solid Structures Vol.13, Department of Ocean Engineering, Denmark, 1977; pp. 1257-1270.
- [22] Li, L. & Kettle, R.: *Nonlinear bending response and buckling of ring-stiffened cylindrical shells under pure bending*. International Journal of Solid Structures 39, School of Engineering and Applied Science, Birmingham, 2002, pp. 765-781.
- Reddy, B.D. & Calladine, C.R.: *Classical buckling of a thin-walled tube subjected to bending moment and internal pressure*. International Journal of Mech. Sci. Vol.20, University Engineering Dept., Cambridge, 1978, pp. 641-650.
- [23] FINELG v. 9.0 (2003). ULG – Département M&S, Université de Liège.
- [24] Pircher, M. & Bridge, R.: *Effects of weld-induced circumferential imperfections on the buckling of cylindrical thin-walled shells*. Transactions on Engineering Sciences vol. 19, Australia, 1998, pp. 111-119.
- [25] Chen et al.: *Effect of local geometric imperfections on axial buckling of welded steel tanks*. Proceedings of the ASME 2001 Pressure Vessels & Piping Division Conference, USA, 2011.
- [26] Rotter, J.M. & Sadowski, A.J.: *Thin Tubular Members Design for Bending – Uniform Bending with Small Axial Loads*. EUROSTEEL 2014, Italy, pp. 1-5.
- [27] Koiter, W.T.: *The effect of axisymmetric imperfections on the buckling of cylindrical shells under axial compression*. Koninklijke Nederlandse Academie voor Wetenschappen, Proc., Ser. B66, 1963, pp. 265-279.
- [28] Yamaki, N.: *Elastic stability of circular cylindrical shells*. Elsevier Applied Science Publishers, Noord-Holland. Amsterdam, 1984
- [29] Karamanos, A.S.: *Structural capacity of HSS tubular members under axial compression and combined loading – Comparison with current provisions*. Laboratory of Mechanics and Strength of Materials, Department of Mechanical Engineering, University of Thessaly, Greece. 2011
- [30] Chan, T.M.: *Structural Behaviour of Elliptical Hollow Sections*. Department of Civil and Environmental Engineering, Imperial College, London, 2007, pp. 25-39.

- [31] Dunphy, E.: *Study and Comparison of Shell Design Codes For Adaptation to Design Geometrically Complex Steel Shell Structures*. Department of Science and Civil Engineering CIE 5060, TU Delft. Delft, 2013, pp. 1-164.
- [32] EN 1990: *Eurocode: Basis of Design*. Eurocode 0, CEN, Brussels, 2002.
- [33] Rotter, J.M. & Sadowski, A.J.: *Development of circular tube slenderness classifications under axial and bending actions*. Eurosteel 2017, Denmark, 2017.
- [34] Sadowski et al.: *Statistical Analysis of the Material Properties of Selected Structural Steels*. Structural Safety, 53C. 2014, pp. 25-35.
- Larsson, O.: *Reliability Analysis*. Lund University, Sweden. 2001