

EINDRAPPORT NIL-ONDERZOEK

HOGE REKGRENS STAAL TRANSPORTLEIDINGEN

Deelonderzoek PLOOIEN

Maart 1992
Revisie: Juni 1994

Ir. A.M. Gresnigt

Opdrachtgever:

Nederlands Instituut voor Lastechniek
Postbus 541
7300 AM Apeldoorn.

Key words:

High strength steel
Pipelines
X70
Local buckling

Thema: 0.23.04

TU-Delft

Technische Universiteit Delft
Faculteit der Civiele Techniek
Stevin Laboratorium - Staalconstructies
Postbus 5049, 2600 GA Delft
Telefoon: 015-783729 (Stevin) en 783382 (ir. A.M. Gresnigt)
Telefax: 015-782308 (Stevin) en 783173 (ir. A.M. Gresnigt)

INHOUD

	Blz.
Voorwoord	1
1. INLEIDING	5
2. REKENREGELS IN DE NEDERLANDSE VOORSCHRIFTEN	6
3. THEORIE OVER PLOOIEN EN GEGEVENS UIT DE LITERATUUR	7
4. DE VERSTEVIGINGSMODULUS E_{st}	14
4.1 Theoretisch	14
4.2 Gemeten waarden voor E_{st}	23
4.2.1 Gegevens volgens Hubo RWTH Aken [17]	23
4.2.2 Gemeten σ - ϵ diagrammen door de Gasunie	29
4.2.3 OPL - ware grootte proef	30
4.2.4 Gegevens van Roik en Kuhlmann [24]	32
4.2.5 Gegevens van Bernard en Da Rin [25]	25
4.2.6 Gegevens volgens Italiaans onderzoek [26]	34
5. GEMETEN WAARDEN VAN R_e/R_m	37
6. CONCLUSIES, AANBEVELINGEN VOOR VERDER ONDERZOEK	38
6.1 Conclusies	38
6.2 Opmerkingen met betrekking tot het Menegotto-Pinto model	39
6.3 Aanbevelingen voor verder onderzoek	39
7. REFERENTIES	41
Bijlage 1: Gegevens metingen STE 415.7 en STE 480.7 uit [19]	
Bijlage 2: Gegevens metingen X60 uit [18].	
Bijlage 3: RILEM draft recommendation CT83.	
Bijlage 4: Opmerkingen van de Dienst voor het Stoomwezen over het Menegotto-Pinto model	

Voorwoord

TOEPASSING VAN HOGE REKGRENS STAAL VOOR TRANSPORTLEIDINGEN

Toepassing van staal met een hogere sterkte kan tot een belangrijke besparing op het materiaalverbruik leiden, en daarmee op de aanschafkosten van de buizen. Een kleinere wanddikte brengt ook een reductie van de laskosten met zich mee, althans wanneer door de hogere sterkte de lasbaarheid niet zodanig wordt beïnvloed dat het lassen op zich veel duurder wordt.

In de loop van de afgelopen decennia is er dan ook een voortdurend streven naar het toepassen van materialen met een hogere rekgrens en treksterkte. De rekgrens is omhoog gegaan tot het niveau van X60 of StE 415.7 TM, met een rekgrens (Re) van ten minste 413 respectievelijk 415 N/mm².

Vanaf begin zeventiger jaren zijn er nieuwe materialen op de markt gekomen die een hoge sterkte combineren met goede taaiheidseigenschappen en een goede lasbaarheid. Deze eigenschappen worden voornamelijk bereikt door een beperking van het koolstofgehalte (en het koolstofequivalent) gecombineerd met thermomechanisch walsen (TM-staalsoorten).

Hierdoor is het aantrekkelijk geworden om "hoge rekgrens staal" toe te passen, met name in de sterkteklasse X70 of StE 480.7 TM (Re tenminste 480 N/mm²). In het buitenland, ondermeer in Duitsland, Frankrijk, Canada en Japan, zijn reeds verscheidene transportleidingen in X70 in gebruik. Ook zijn op sommige plaatsen al leidingen uit X80 aangelegd.

De aanleiding voor het onderzoek Hoge Rekgrens Staal Pijpleidingen werd gevormd door het toepassingsgebied van de bij de aanvang van het onderzoek in Nederland geldende voorschriften, bijvoorbeeld de Pijpleidingcode van de Provincie Zuid-Holland, de TAW-Leidraden (TAW = Technische Adviescommissie voor de Waterkeringen), de Regels voor Toestellen onder Druk van de Dienst voor het Stoomwezen en de TGSL-1986. Deze voorschriften beperken het toepassingsgebied tot maximaal de sterkte-klasse X60.

Verzoeken om uitbreiding van het toepassingsgebied tot hogere sterkte staalsoorten hebben geleid tot een aantal vragen, die voornamelijk betrekking hebben op de hogere rekgrens - treksterkte (Re/Rm) verhouding van deze staalsoorten.

Verdere vragen betreffen de verhouding sterkte lasmetaal - sterkte plaatmateriaal. Deze wordt namelijk kleiner bij hogere rekgrens staalsoorten. Het is dan moeilijker om te waarborgen dat de lassen zo sterk zijn dat de naastliggende plaat kan vloeien zonder breuk in de las (met de daarin mogelijk aanwezig zijnde lasonvolkomenheden).

Het naar aanleiding van deze vragen uitgevoerde onderzoek was gericht op de toepasbaarheid van API-5L-X70 en vergelijkbare staalsoorten zoals StE 480.7 TM volgens DIN 17172. Het onderzoek diende antwoord te geven op de volgende vragen:

- Is het verantwoord om de acceptatiegrens van de bij afnameproeven gemeten verhouding Re/Rm te verhogen van 0,85 tot 0,90?
- Mag de waarde van Re voor berekeningen worden verhoogd van maximaal 0,75 Rm tot 0,80 Rm of eventueel 0,90 Rm ?

Bij het onderzoek is kritisch gekeken naar de invloed van de bijzondere eigenschappen van X70 op de veiligheid bij de verschillende bezwijkvormen. Daarbij zijn drie groepen onderscheiden:

- a. Bezwijken ten gevolge van de aanwezigheid van een defect in de plaat c.q. las;
- b. Het gedrag bij buigen en gronddrukken, waarbij met name is gekeken naar de plooi-veiligheid en de optredende rekken in het plastisch gebied;
- c. Overige onderwerpen, zoals b.v. het gedrag bij uitwendige beschadigingen en drukstoten.

In het kader van het onderzoek zijn de volgende rapporten uitgebracht:

1. O.D. Dijkstra. Hoge rekgrens staal transportleidingen. Kwantificering en evaluatie wide plate model Denys. TNO-Bouw rapport B-92-0764, september 1992.
2. H.J.M. van Rongen. Hoge rekgrens staal transportleidingen. Defect tolerantie in verband met de Re/Rm verhouding en het al of niet overmatched zijn van de lassen in de rondnaden. TNO-IPL rapport 92M/07563/ROH/LEI, september 1992.
3. O.D. Dijkstra en H.J.M. van Rongen. Hoge rekgrens staal transportleidingen. Bezwijken ten gevolge van een defect. TNO-Bouw rapport B-92-0768, september 1992.
4. A.M. Gresnigt. Hoge rekgrens staal transportleidingen. Deelonderzoek plooien. TU-Delft Stevin Laboratorium rapport 6.92.34, revisie juni 1994.
5. M.J.L. van Prooijen-Raijmakers. R.J. van Foeken en A.M. Gresnigt. Hoge rekgrens staal transportleidingen. Relatie tussen Re/Rm en de optredende rekken. TNO-Bouw rapport B-92-0532, november 1992.
6. A.M. Gresnigt. Hoge rekgrens staal transportleidingen. Bezwijken door inwendige druk. TU-Delft Stevin Laboratorium rapport 6.92.35, revisie juni 1994.
7. H.J.M. van Rongen. Hoge rekgrens staal transportleidingen. Scheurpropagatie in transportleidingen van API X70. TNO-IPL rapport 92M/09282/ROH/LEI, september 1992.
8. W.M.G. Courage. Hoge rekgrens staal transportleidingen. Onderdeel drukstoten. TNO-Bouw rapport B-92-1041, november 1992.
9. C. Koning en R. van Foeken. Hoge rekgrens staal transportleidingen. Bezwijken ten gevolge van beschadigingen (deuken, penetratie). TNO-IPL rapport 92M/010252-/KON/EWI, september 1992.

10. H.J.M. van Rongen. Hoge rekgrens staal transportleidingen. Toepasbaarheid van API X70 materiaal onder natte waterstof condities.
11. A.M. Gresnigt. Eindrapport NIL-onderzoek: "Toepassing van hoge rekgrens staal voor transportleidingen". TU-Delft, Stevin Laboratorium rapport 6.93.43, juni 1994. NIL rapport HRS 93-44.

De belangrijkste conclusies met betrekking tot het toepassen van X70 of StE 480.7 TM voor transportleidingen zijn hieronder vermeld. Voor een verdere toelichting en randvoorwaarden wordt verwezen naar de aangehaalde rapporten.

Voor het pijpmateriaal:

- Bij afnameproeven van het pijpmateriaal mag de gemeten Re/Rm verhouding worden verhoogd van maximaal 0.85 tot maximaal 0.87 (zie rapport 4, 3 en 5).
- Er is geen bezwaar om de waarde van Re in de sterkteberekening te verhogen van maximaal 0.75 Rm tot maximaal 0.85 Rm (zie rapport 3, 4 en 6).

Voor het lasmetaal:

- Het lasmetaal dient een voldoende hogere 0.2% rekgrens te hebben dan het pijpmateriaal (overmatched las). Hierbij moet rekening gehouden worden met de verdelingen van de rekgrenzen van lasmetaal en pijpmateriaal (zie rapport 3).
- Gemeten Re/Rm verhoudingen van het lasmetaal tot maximaal 0.90 zijn geen bezwaar (zie rapport 3).
- De breuktaaiheid van het lasmetaal moet voldoende zijn, zodat bros breken is uitgesloten (zie rapport 3).

Plooien:

- De eerder voor lagere rekgrens staal opgestelde rekenregels in verband met de plooi-sterkte zijn ook geldig voor hoge rekgrens staal (zie rapport 4).

Bepaling barstdruk:

- Bij een barstproef op een proefstuk zonder defecten is de barstdruk bij benadering recht evenredig met Rm . In de praktijk moet worden aangenomen dat het grootste aanvaardbaar geachte defect ook werkelijk aanwezig is. Er moet van uit worden gegaan dat hierdoor de barstdruk slechts weinig boven de vloedruk zal liggen. Dit geldt zowel voor hoge als voor lage rekgrens materialen. In verband daarmee kan de rekenwaarde voor Re worden gebaseerd op de gegarandeerde minimum waarde voor de rekgrens of op de eerder genoemde waarde van 0.85 Rm . De voorwaarde Re -reken $< 0.75 Rm$ kan daarom buiten beschouwing worden gelaten (zie rapport 6).

Taaie scheurpropagatie:

- De Re/Rm verhouding heeft geen invloed op het snelle taaie scheurgedrag, mits de EPRG regels ten aanzien van de taaigheid worden toegepast (zie rapport 7).

Drukstoot:

- Er zijn geen additionele eisen noodzakelijk ten aanzien van het gevaar van drukstoten in een X70 leiding (zie rapport 8).

Gevoeligheid voor beschadigingen:

- Transportleidingen van X70 zijn gevoeliger voor penetratie dan leidingen van X60 (zie rapport 9).
- Berekeningen voor 36"- en 48"- pijpen van X60 en X70 materiaal met gedefinieerde krasafmetingen leverde gelijke barstdrukken op. De gevoeligheid voor genoemde krassen van een X70 en een X60 transportleiding is dus gelijk (zie rapport 9).

Gevoeligheid voor "natte waterstof":

- X70 en verwante staalsoorten mogen niet zonder meer worden toegepast onder condities van "natte waterstof" (zie rapport 10).

Bij de opstelling van NEN 3650, de nieuwe Nederlandse norm voor pijpleidingen, is rekening gehouden met de gegevens die uit dit onderzoek naar voren zijn gekomen.

Het onderzoek is uitgevoerd door de TU-Delft (Faculteit der Civiele Techniek), TNO-IPL (thans TNO-Metaalinstituut) en TNO-Bouw en is begeleid door de Stuurgroep Hoge Rekgrens Staal vanuit het Nederlands Instituut voor Lastechniek (NIL). Voor de uitvoering is een werkgroep samengesteld met vertegenwoordigers van de uitvoerende instituten, de Nederlandse Gasunie, de Nederlandse Aardolie Maatschappij (NAM) en de Dienst voor het Stoomwezen.

Tijdens de uitvoering van het onderzoek is gebleken dat de Dienst voor het Stoomwezen bezwaren heeft tegen de conclusies met betrekking tot de veiligheid tegen barsten en de conclusies ten aanzien van plooiën. De Dienst voor het Stoomwezen vindt in beide gevallen dat de getrokken conclusies onvoldoende zijn onderbouwd. Geconstateerd is dat verder onderzoek dienaangaande wenselijk is. Zie hiervoor de rapporten 4, 6, en 11.

Ook wordt door de Dienst voor het Stoomwezen verder onderzoek gewenst geacht ten aanzien van de invloed die de materiaalkeuze (b.v. van X42 t/m X80) via onder andere Re, Rm en de CTOD-waarde heeft op de kritische scheurdiepte voor stabiele scheurgroei.

Delft, juni 1994,

Ir. A.M. Gresnigt, voorzitter werkgroep

1. INLEIDING

In de laatste jaren is er een toenemende belangstelling voor het toepassen van hogere sterkte staalsoorten voor pijpleidingen. Hiermee worden bedoeld staalsoorten waarvan de gegarandeerde minimum waarde van de rekgrens ligt boven ca. 415 N/mm^2 (de sterkteklasse API 5L X60).

De bij de aanvang van het onderzoek van kracht zijnde voorschriften kenden een beperking van het toepassingsgebied tot maximaal de sterkteklasse X60. Voorbeelden zijn de Pijpleidingcode van de Provincie Zuid-Holland, de TAW-Leidraden, de Regels voor Toestellen onder Druk van de Dienst voor het Stoomwezen en de TGSL-1986.

Naar aanleiding van het voorgaande is besloten tot een onderzoek Hoge Rekgrens Staal Transportleidingen.

In het voorwoord bij dit deelrapport is een samenvatting gegeven van het uitgevoerde onderzoek met de belangrijkste conclusies. Zie ook het samenvattend eindrapport (rapport 11 in het voorwoord). In dit deelrapport zijn de resultaten vermeld van het onderzoek met betrekking tot de rekenregels voor de grenstoestand plooiën.

In het Onderzoek Pijpleidingen (OPL) dat ten grondslag heeft gelegen aan de "Technische grondslagen voor ingegraven stalen transportleidingen" TGSL-1986 [2], zijn rekenregels gegeven voor de kritieke stuik van op buiging en normaalkracht belaste leidingen. Deze rekenregels zijn geldig voor staalsoorten tot en met X60 [2, 3, 23].

Het doel van dit deelonderzoek was om na te gaan in hoeverre de in het OPL-onderzoek afgeleide rekenregels voor plooiën, ook mogen worden toegepast voor staalsoorten in de sterkteklasse X70.

Gebleken is dat er slechts weinig plooioproeven zijn uitgevoerd op buizen uit X70 en vergelijkbare materialen. Aanvullend theoretisch en experimenteel onderzoek werd daarom wenselijk geacht. Omdat het beschikbare budget het uitvoeren van proeven niet toeliet, heeft het onderzoek zich gericht op de theoretische achtergronden van het plooiën.

Op basis van de beschikbare plooi-theorieën is nagegaan welke factoren het plooiëgedrag beïnvloeden. Bij transportleidingen is daarbij vooral het gedrag in het plastisch gebied van belang. Gebleken is dat de verstevigingsmodulus E_{st} in belangrijke mate de stabiliteit in het plastisch gebied beheerst. Onderzocht is wat de invloed is van de rekgrens R_e , de treksterkte R_m , de verhouding R_e/R_m en de verstevigingsrek ϵ_{st} , op de verstevigingsmodules E_{st} .

Gebleken is dat de huidige rekenregels voor plooiën ook kunnen worden toegepast voor materialen in de sterkteklasse X70, mits de R_e/R_m verhouding niet groter is dan 0,87 à 0,88. Om deze conclusie beter te onderbouwen wordt aanbevolen aanvullend theoretisch en experimenteel onderzoek uit te voeren, zie hoofdstuk 6.

2. REKENREGELS IN DE NEDERLANDSE VOORSCHRIFTEN

In het rapport "Kritieke stuijk en kritieke rotatie in verband met plooiën van stalen transportleidingen" [2], is aangegeven welke parameters het plooiën beïnvloeden.

De theoretische beschouwingen in [2] samen met de beschikbare proefresultaten hebben geleid tot de in de TGSL-1986 [3] opgenomen rekenregels voor de kritieke stuijk (ϵ_{cr}). Later zijn deze rekenregels overgenomen in de Pijpleidingcode 1990 [22] en in NEN 3650 [20].

Voor buiging, normaalkracht en inwendige druk geldt:

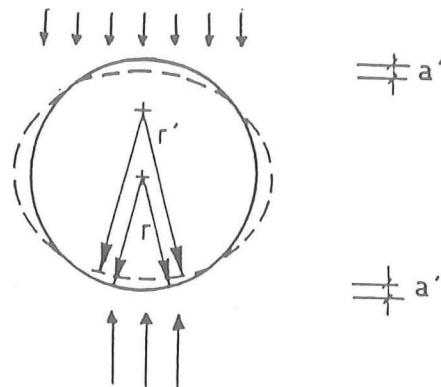
$$\text{- Als } r'/t < 60 : \quad \epsilon_{cr} = 0,25 \frac{t}{r'} - 0,0025 + 3000 \left(\frac{Pr}{Et} \right)^2 \quad (2-1)$$

$$\text{- Als } r'/t \geq 60 : \quad \epsilon_{cr} = 0,10 \frac{t}{r'} + 3000 \left(\frac{Pr}{Et} \right)^2 \quad (2-2)$$

De straal r' is de kromtestraal van het plaatgedeelte met de grootste drukspanningen:

$$r' = \frac{r}{1 - \frac{3a'}{r}} \quad (2-3)$$

Hierin is a' de ovalisering die door de gronddrukken is ontstaan [3, 23].



Afb. 2-1: Ovalisering en kromtestraal van het gedrukte plaatgedeelte.

Door de inwendige druk P wordt de kritieke stuijk in gunstige zin beïnvloed. Voor de belastingscombinatie buiging, normaalkracht, wringing en inwendige druk wordt verwezen naar [2, 3, 23].

De formules voor de kritieke stuijk zijn afgeleid voor staalsoorten tot en met X60. In de volgende paragrafen zal eerst worden ingegaan op de theoretische achtergronden voor de kritieke stuijk bij normaalkracht en buiging. Daarna zal de consequentie van de hogere Re/Rm verhouding bij X70 worden besproken.

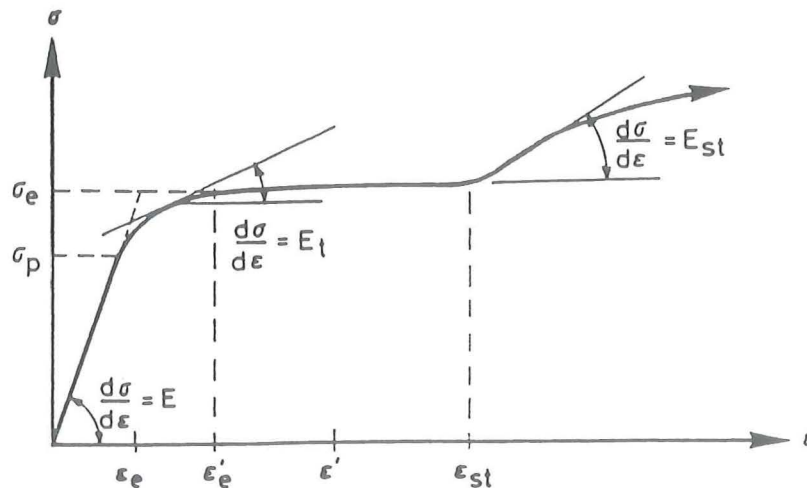
3. THEORIE OVER PLOOIEN EN GEGEVENS UIT DE LITERATUUR

Voor de kritieke spanning c.q. kritieke stuik zijn verschillende theoretische formules afgeleid. De belangrijkste zijn in [2] gegeven. Gebleken is dat de "deformation theory" resultaten geeft die het best in overeenstemming zijn met de beschikbare proefresultaten. Zie hiervoor ondermeer [4, 5, 7, 10].

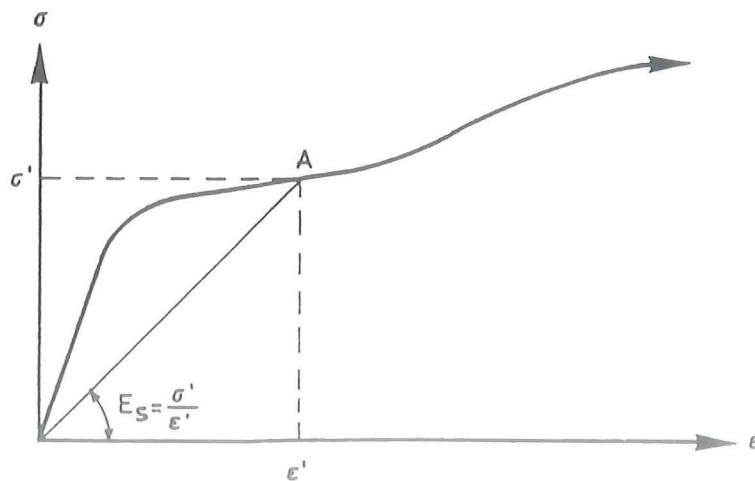
De kritieke spanning volgens de "deformation theory" is:

$$\sigma_{cd} = \frac{2 t E}{r \sqrt{3 [(3 E / E_s + 2 - 4 \nu) E / E_t - (1 - 2 \nu)^2]}} \quad (3-1)$$

Hierin is de E_t de tangentmodulus en E_s de secansmodulus, zie afb. 3-1 en afb. 3-2.



Afb. 3-1: Spanning-rek diagram met de tangentmodulus E_t en de verstevigingsmodulus E_{st} .



Afb. 3-2: Definitie van de secansmodulus E_s .

Formule (3-1) kan worden vereenvoudigd door voor de dwarscontractie-coëfficiënt ν een waarde in te vullen. In het plastisch gebied gaat ν over van 0,3 (elastisch) tot 0,5 (volledig plastisch). Bij $\nu = 0,5$ volgt:

$$\sigma_{cd} = \frac{2t}{3r} \sqrt{E_t E_s} \quad (3-2)$$

Formule (3-2) is ondermeer ook door Kato [10, 12] afgeleid.

Met:

$$E_s = \frac{\sigma_{cd}}{\epsilon_{cr}} \quad (3-3)$$

gaat (3-2) over in:

$$\frac{\sigma_{cd}}{E_s} = \epsilon_{cr} = \frac{2t}{3r} \sqrt{\frac{E_t \epsilon_{cr}}{\sigma_{cd}}} \quad (3-4)$$

$$\epsilon_{cr} = \frac{4}{9} \left(\frac{t}{r}\right)^2 \frac{E_t}{\sigma_{cd}} \quad (3-5)$$

Voor materialen met een betrekkelijk horizontaal vloeiplateau zoals in afb. 3-1 en 3-2, is σ_{cd} ongeveer gelijk aan σ_e , zodat:

$$\epsilon_{cr} = \frac{4}{9} \left(\frac{t}{r}\right)^2 \frac{E_t}{\sigma_e} \quad (3-6)$$

Bij materialen met een duidelijk horizontaal vloeiplateau gaat bij toenemende ϵ de tangentmodulus over van $E_t = E$ tot $E_t = 0$. Dit afnemen van de stijfheid begint bij de proportionaliteitsgrens σ_p (afb. 3-1).

Ondanks het bereiken van $E_t = 0$, is de stijfheid van het materiaal dan nog niet gelijk aan nul. Dit komt door het niet continue vloeien van het staal. Bij het vergroten van de rekken c.q. stuiken gaat bij het vloeien steeds slechts een gedeelte van het materiaal over van ϵ_e tot ϵ_{st} , de verstevigingsrek. Bij de rek ϵ' in afb. 3-1, is de helft van het materiaal nog min of meer elastisch, terwijl de andere helft reeds gevloeid is tot ϵ_{st} . De rek ϵ' geeft dus een soort gemiddelde waarde van de rekken over de meetlengte in de proefstaaf. Lay [11] heeft aan dit materiaalgedrag een uitgebreide beschouwing gewijd.

Het voorgaande brengt met zich mee dat bij ϵ' in afb. 3-1, de "stijfheid" E_t zich bevindt tussen E en E_{st} , de verstevigingsmodulus. In het algemeen wordt E_t gelijk gesteld aan $d\sigma/de$ als aangegeven in afb. 3-1, tenzij de aldus bepaalde E_t kleiner is dan E_{st} . In het laatste geval wordt E_t gelijk gesteld aan E_{st} .

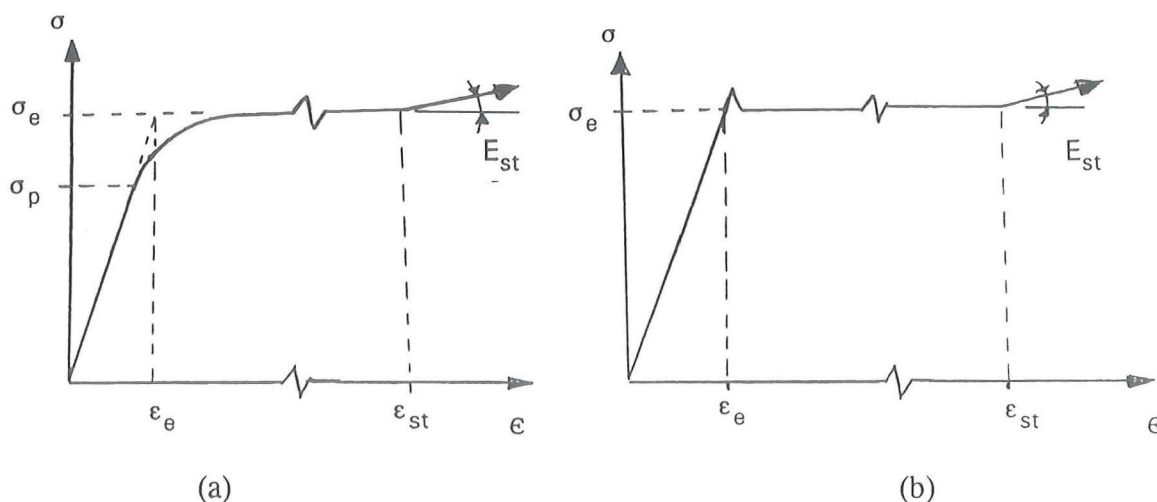
Hiermee is ϵ_{cr} de grootste van (3-7) en (3-8):

$$\epsilon_{cr} = \frac{4}{9} \left(\frac{t}{r}\right)^2 \frac{E_t}{\sigma_e} \tag{3-7}$$

en:

$$\epsilon_{cr} = \frac{4}{9} \left(\frac{t}{r}\right)^2 \frac{E_{st}}{\sigma_e} \tag{3-8}$$

Uit afb. 3-2 kan worden afgeleid dat de vorm van het σ - ϵ diagram tussen ϵ_e en $2\epsilon_e$ erg belangrijk is als ϵ_{cr} tussen deze waarden valt.



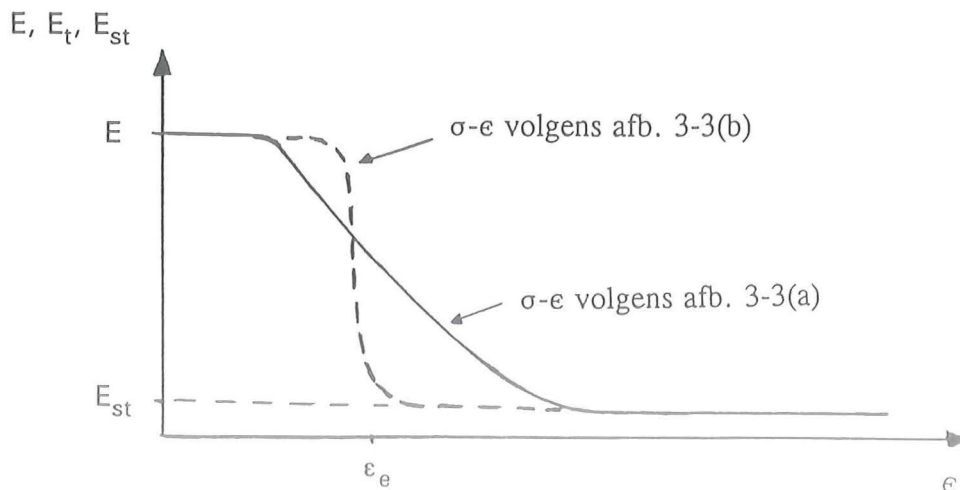
Afb. 3-3: Spanning-rek diagrammen.

(a) met een duidelijke proportionaliteitsgrens.

(b) met een scherpe overgang elastisch-plastisch.

Bij afb. 3-3 (b) is sprake van een scherpe overgang, waardoor E abrupt afvalt naar E_{st} . Dit is schematisch in beeld gebracht in afb. 3-4.

Het voorgaande kan nog worden versterkt door de aanwezigheid van het "Bauschingereffect".



Afb. 3-4: Verloop van de materiaalstijfheid met de rek.

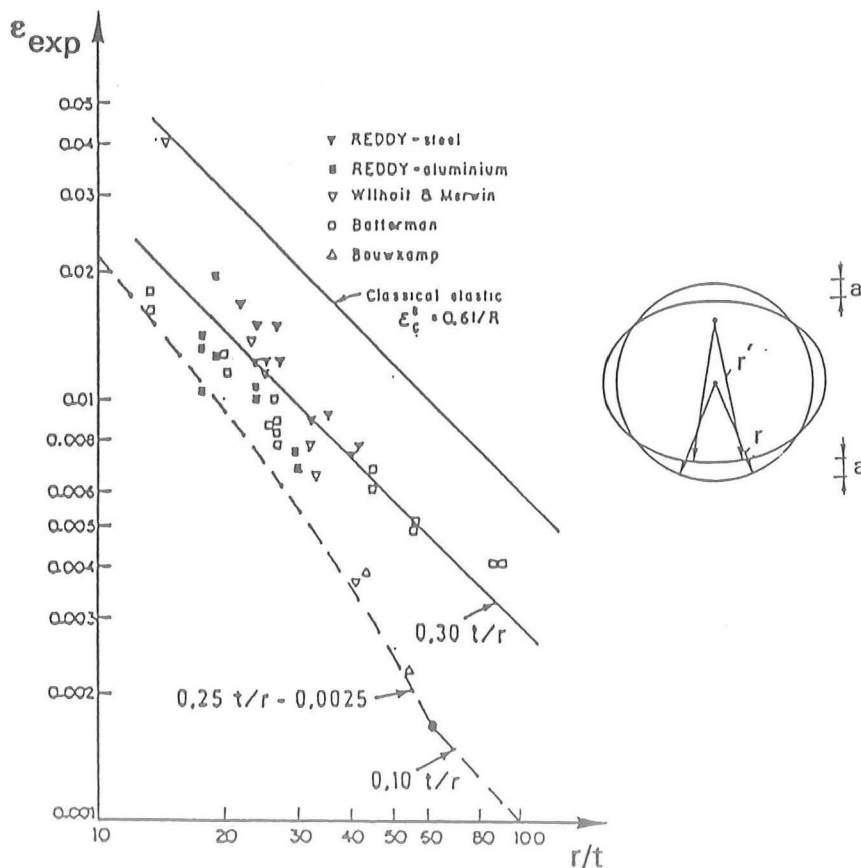
In het Onderzoek Pijpleidingen (OPL) [23] dat heeft geleid tot de TGSL-1986 is de invloed van de vorm van het σ - ϵ diagram bij het begin van het vloeien duidelijk gebleken toen na een grote serie proeven op buizen met een diameter van 120 tot 150 mm en een D/t van 80 en 100, een "ware grootte" proef werd uitgevoerd op een \varnothing 609,6 - 6,4 mm buis met $D/t = 96$.

De vloeigrens bij de buizen op verkleinde schaal was ca. 360 N/mm^2 en bij de ware grootte buis 357 N/mm^2 . De kritieke streek bij de ware grootte buis was $1,5 \epsilon_e$ en bij de buizen op verkleinde schaal tenminste $2,0 \epsilon_e$.

Bij nadere analyse bleek het σ - ϵ diagram van de buizen op verkleinde schaal de vorm volgens afb. 3-3(a) te hebben en dat van de ware grootte buis de vorm volgens afb. 3-3(b). Het voorgaande effect wordt ook door Kato [10] gerapporteerd: "The column made of material with a sharp yield point demonstrated a smaller deformation-capacity than the column made of gradually yielding material".

Ook Murphy [9] noemt de negatieve invloed van "a sharp cornered pipe stress-strain curve" op de kritieke streek.

In afb. 3-5 is de grenswaarde voor ϵ_{cr} samen met een aantal van de beschikbare proefresultaten weergegeven, zie verder [2].



Afb. 3-5: De grenswaarde voor ϵ_{cr} samen met een aantal van de beschikbare proefresultaten.

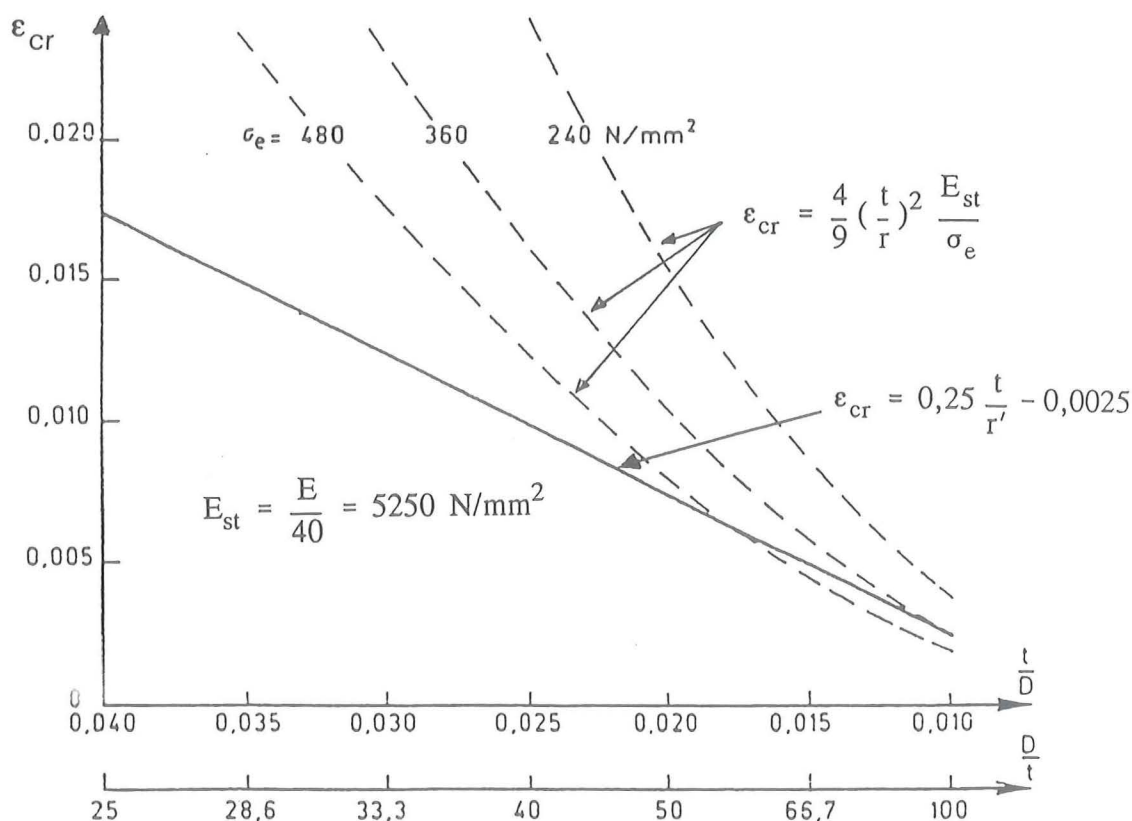
Opgemerkt wordt dat de kritieke stuik bij de ware grootte proef kleiner was dan de grenswaarde in de TGSL-1986:

- Ware grootte: $1,5 \epsilon_e = 1,5 \frac{357}{2,1 \cdot 10^5} = 0,00255$ (3-9)

- TGSL-1986: $\epsilon_{cr} = 0,25 \frac{t}{r} - 0,0025 = 0,25 \frac{1}{48} - 0,0025 = 0,00271$ (3-10)

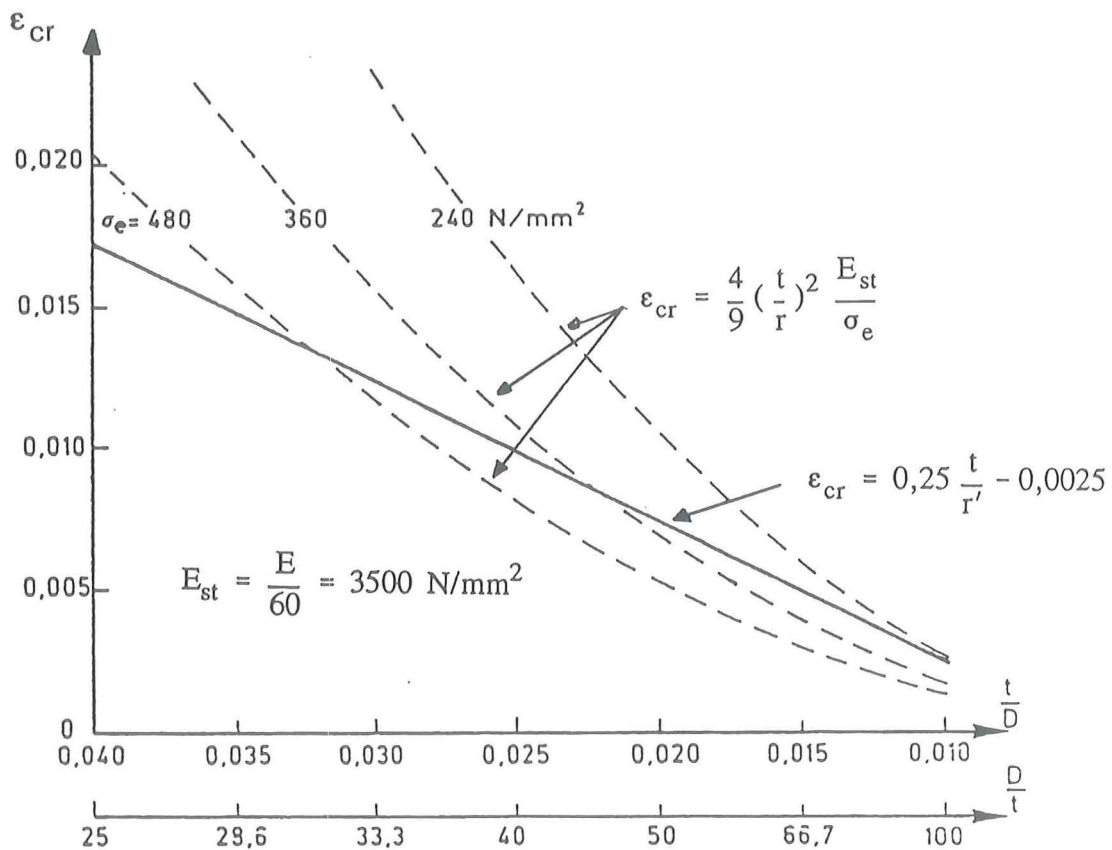
Daartegenover staan echter zeer veel proefresultaten die aan de veilige kant zijn, zie [2] en afb. 3-5.

Voor conventionele staalsoorten bedraagt de verstevigingsmodulus in het algemeen waarden tussen $E/40$ en $E/60$ ($= 5250 \text{ N/mm}^2$ en 3500 N/mm^2). In afb. 3-6 en 3-7 is ϵ_{cr} volgens (3-8) gegeven voor verschillende waarden van σ_e . Tevens is ϵ_{cr} volgens (2-1) ingetekend (met $P=0$).



Afb. 3-6: Kritieke rek ϵ_{cr} volgens (3-8) en (3-1) voor $E_{st} = E/40$.

Opgemerkt wordt dat bij lage waarden van ϵ_{cr} (hoge waarden van D/t), ϵ_{cr} volgens (3-8) iets te lage waarden geeft omdat ν in (3-1) dan nog niet gelijk is aan 0,5. Bij hoge waarden van ϵ_{cr} geeft (3-8) te hoge waarden omdat bij $\epsilon > \text{ca. } 0,015$ versteviging begint en σ_{cd} in (3-5) groter wordt dan σ_e .



Afb. 3-7: Kritieke rek ϵ_{cr} volgens (3-8) en (2-1) voor $E_{st} = E/60$.

Bij vergelijking met de proefresultaten is gebleken dat de invloed van de vloeigrens σ_e aanzienlijk kleiner is dan volgens formule (3-8) en in feite buiten beschouwing kan worden gelaten. Dit is de reden waarom de vloeigrens in de formule (2-1) niet voorkomt.

Ook in door anderen voorgestelde formules voor ϵ_{cr} komt σ_e niet voor, zie bijvoorbeeld:

- Murphy [9]:
$$\epsilon_{cr} = 0,50 \frac{t}{D} = 0,25 \frac{t}{r} \tag{3-11}$$

- Sherman [6]:
$$\epsilon_{cr} = 16 \left(\frac{t}{D}\right)^2 = 4 \left(\frac{t}{r}\right)^2 \tag{3-12}$$

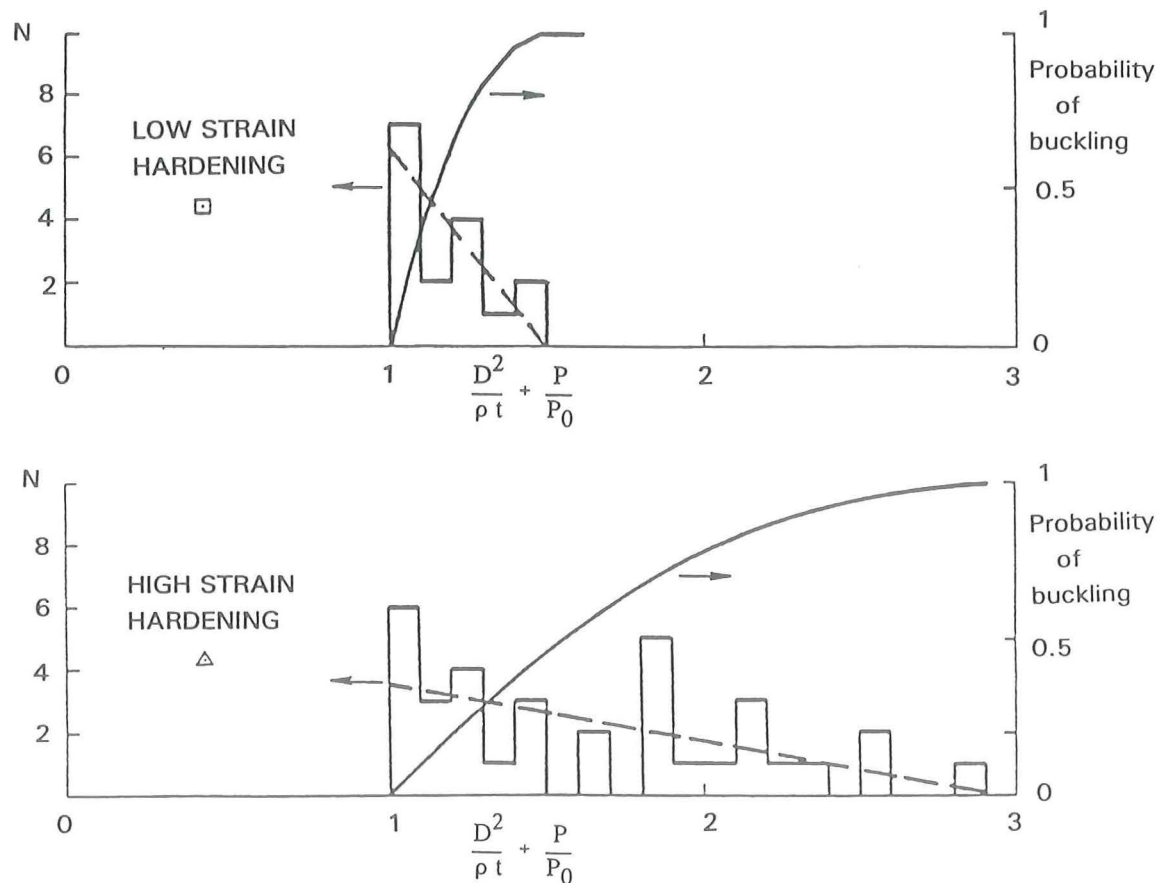
- Kato [10, 12]:
$$\epsilon_{cr} = 0,525 \frac{t}{D} = 0,2625 \frac{t}{r} \tag{3-13}$$

Wel wordt grote waarde toegekend aan de grootte van de versterkingsmodulus E_{st} , zie bijvoorbeeld [5, 7, 10].

Afb. 3-7 is overgenomen van Murphy [9]. De op de horizontale as gegeven formule geeft de interactie voor leidingen bij uitwendige waterdruk (P) en kromming ($1/\rho$).

$$\frac{D^2}{\rho \cdot t} + \frac{P}{P_0} = \frac{D \cdot \epsilon}{0,5 t} + \frac{P}{P_0} \leq 1 \quad (3-14)$$

Hierin is P_0 is de kritieke uitwendige waterdruk bij afwezigheid van buiging; ρ is de kromtestraal: $\rho = 0,5 D/e$, waarbij e de rek in de uiterste vezel is.



Afb. 3-8: De invloed van de versterking op de kritieke stuik volgens Murphy [9]. Er is sprake van "low strain hardening" als $E_{st} < E/100 = 2100 \text{ N/mm}^2$.

Resumerend kan worden gesteld:

- De hoogte van de vloeigrens heeft geen of weinig invloed op de kritieke stuik ϵ_{cr} .
- Bij ϵ_{cr} tussen ϵ_e en $2\epsilon_e$ heeft de vorm van het σ - ϵ diagram bij de overgang van de elastische tak naar de plastische tak betrekkelijk veel invloed op ϵ_{cr} . Dit effect zal met name van belang zijn bij dunwandige leidingen, dus bij hogere sterkte materialen. TM-staalsoorten kunnen in dit verband een ongunstige vorm van het σ - ϵ diagram hebben.
- De versterkingsmodulus E_{st} is in het bijzonder van belang voor ϵ_{cr} in het plastisch gebied.

Het volgende hoofdstuk is aan de grootte van de versterkingsmodulus E_{st} gewijd.

4. DE VERSTEVIGINGSMODULUS E_{st}

4.1 Theoretisch

Voor de Japanse constructie-staalsoorten SS41 en SM50A hebben Kato, Aoki en Yamanouchi in [13] de resultaten van 36 trekproeven gerapporteerd. De beproefde platen waren afkomstig van 6 verschillende walserijen. De plaatdikten waren in groepen verdeeld: 6-12 mm, 19-25 mm en 40-50 mm. Tabel 4-1 geeft de chemische samenstelling en de gemeten waarden voor de bovenste vloeigrens f_{yh} , de treksterkte f_{max} en de breukrek ϵ_f volgens de meegeleverde certificaten.

Table 1 Chemical compositions and mechanical properties of steel from Inspection Certificates

Grade of steel	Value*	Nominal thickness (mm)	Chemical composition (%)						Tensile test		
			C	Si	Mn	P	S	C_{eq}^\dagger	f_{yh} (N mm ⁻²)	f_{max} (N mm ⁻²)	ϵ_f (%)
SS41	m	26.8	0.146	0.189	0.711	0.0203	0.0097	0.2751	277	432	32.7
	S	-	0.023	0.030	0.176	0.0037	0.0063	0.0290	18	14	4.04
	Max.	50	0.18	0.23	1.10	0.027	0.023	0.313	323	451	38
	Min.	8	0.10	0.14	0.51	0.013	0.004	0.199	255	402	23
SM50A	m	26.0	0.159	0.364	1.382	0.0180	0.0051	0.4017	363	526	28.6
	S	-	0.012	0.051	0.046	0.0042	0.0026	0.0246	31	17	3.81
	Max.	50	0.17	0.46	1.49	0.026	0.010	0.424	421	539	36
	Min.	6	0.13	0.29	1.30	0.010	0.001	0.322	314	490	25

*m = mean, S = standard deviation.

$^\dagger C_{eq} = C + (Mn/6) + (Si/24) + (Ni/40) + (Cr/5) + (Mo/4) + (V/14)$.

Tabel 4-1: Chemische samenstelling en mechanische waarden van de meegeleverde certificaten [13].

In tabel 4-2 zijn de gemeten mechanische waarden gegeven. De grootheid ψ is de insnoering; de overige grootheden volgen ook uit afb. 4-9.

Uit tabel 4-2 blijkt nogal wat variatie aanwezig te zijn in de gemeten waarden voor E_{st} . De gemiddelden liggen op 3210 N/mm² en 3800 N/mm² (= E/65 en E/55). De gemiddelden minus 2 standaard deviaties liggen op 1760 en 1940 N/mm² (= E/119 en E/108).

Table 2 Experimental values at the representative points on the curves

Variable	SS41				SM50			
	m	S	Max.	Min.	m	S	Max.	Min.
f_{yh} (N mm ⁻²)	284	25	341	240	368	37	429	310
f_{yl} (N mm ⁻²)	266	23	315	221	349	33	409	300
σ_{st} (N mm ⁻²)	268	25	330	221	354	34	413	300
f_{max} (N mm ⁻²)	426	13	444	401	518	15	543	491
σ_{yh}	0.67	0.05	0.77	0.58	0.71	0.07	0.84	0.59
ϵ_{st}	0.017	0.006	0.035	0.009	0.018	0.005	0.024	0.009
ϵ_{98-}	0.137	0.011	0.158	0.116	0.107	0.006	0.119	0.095
ϵ_m	0.234	0.023	0.280	0.180	0.200	0.012	0.220	0.176
ϵ_{98+}	0.331	0.043	0.402	0.225	0.291	0.019	0.329	0.232
ϵ_f	0.349	0.036	0.416	0.279	0.308	0.037	0.371	0.237
ψ	0.66	0.07	0.752	0.427	0.68	0.05	0.732	0.555
σ_f^* (N mm ⁻²)	984	104	1738	0.479	1091	128	1293	1001
E (N mm ⁻²)	20 521	538	21 756	19 894	21 031	1 000	22 736	19 600
E_{st}	3210	880	4910	1850	3800	930	5260	1930
ν	0.316	0.178	0.568	0.141	0.321	0.177	0.581	0.118

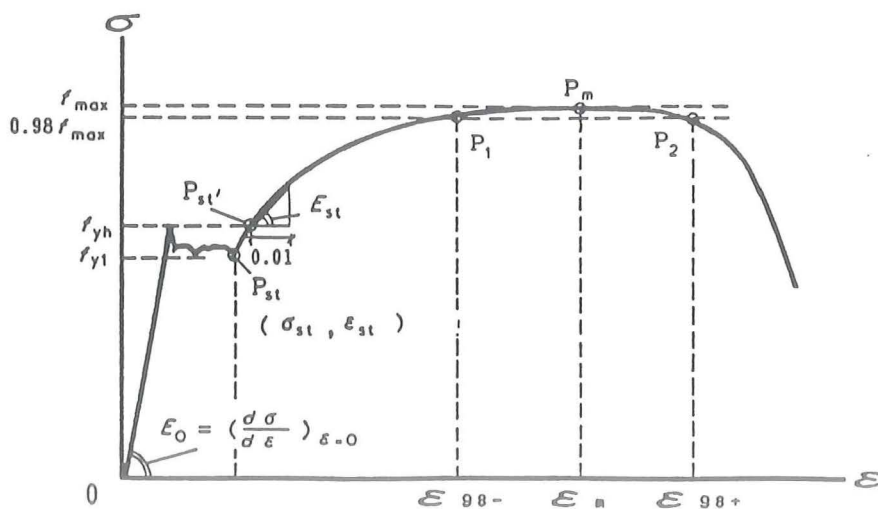
Tabel 4-2: Gemeten mechanische waarden [13].

$$\sigma_{yh} = f_{yh}/f_{max} = Reh/Rm.$$

$$\sigma_f^* = \text{"true stress" bij breuk} = \sigma_f / (1-\psi)$$

$$\epsilon_f^* = \ln(1-\psi)$$

$$\epsilon_m = 0,5 \cdot (\epsilon_{98-} + \epsilon_{98+})$$



Afb. 4-1: Spanning-rek diagram [13]. Er wordt op gewezen dat de schaal voor ε niet lineair is. Immers E_{st} is in werkelijkheid veel kleiner dan E₀.

Voor pijpleidingen zijn geen resultaten gevonden van systematische metingen om E_{st} te bepalen. Om tot een schatting te komen van E_{st} kan gebruik worden gemaakt van geschematiseerde spanning-rek relaties.

Richards en Andronicou [16] hebben voor verschillende pijpleiding staalsoorten σ - ϵ diagrammen gegeven die op de bekende Ramberg en Osgood relatie zijn gebaseerd.

Volgens hen geldt:

$$e = s + A s^n \quad (4-1)$$

waarin:

$$e = \frac{\epsilon E}{\sigma_e} \quad (4-2)$$

$$s = \frac{\sigma}{\sigma_e} \quad (4-3)$$

$$A = 0,005 \frac{E}{\sigma_e} - 1 \quad (4-4)$$

Met (4-2), (4-3), (4-4) ingevuld in (4-1) ontstaat:

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} + \left(0,005 - \frac{\sigma_e}{E}\right) \cdot \left(\frac{\sigma}{\sigma_e}\right)^n \quad (4-5)$$

Hierin is $\sigma_e = \sigma_{0,5}$, de 0,5% blijvende rekgrens, en is n de strain hardening exponent.

$$n = \frac{\log\left(\frac{\epsilon_u}{(0,005 - \sigma_e/E)}\right)}{\log(\sigma_t/\sigma_e)} \quad (4-6)$$

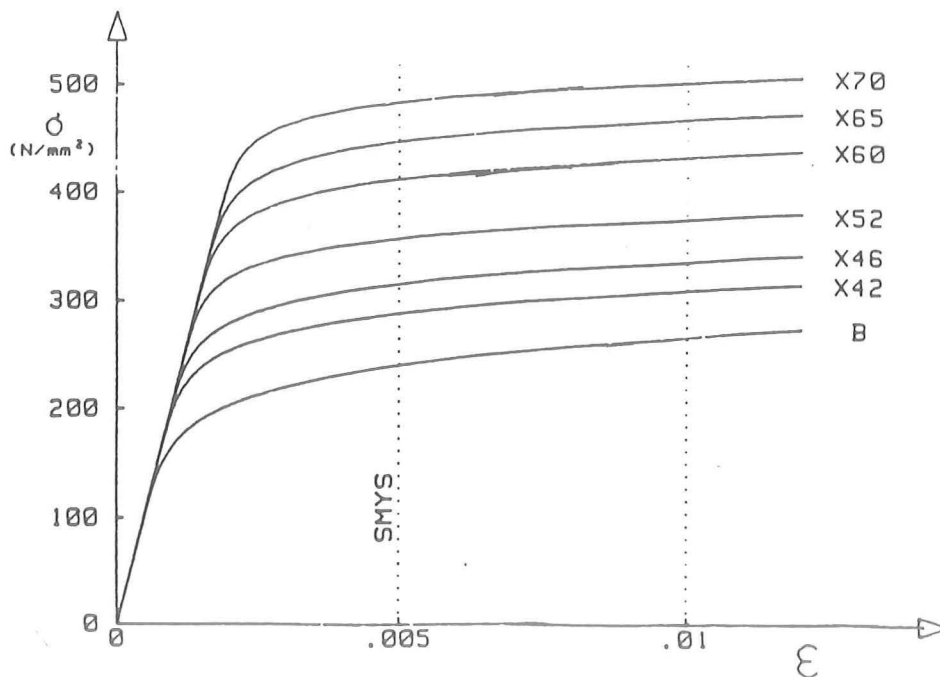
In tabel 4-3 zijn σ_e ($\sigma_{0,5}$), σ_t , ϵ_u en n voor de verschillende API-staalsoorten gegeven. De rek ϵ_u is de rek waarbij de maximale spanning wordt bereikt (rek voor insnoering).

Materiaal	σ_e [N/mm ²]	σ_t [N/mm ²]	ϵ_u	n	$\sigma_e/\sigma_t =$ Re/Rm	Rm - Re [N/mm ²]
Grade B	241	413	0,270	7,90	0,58	172
X42	289	413	0,270	12,09	0,70	124
X46	316	433	0,260	13,70	0,73	117
X52	358	454	0,230	18,25	0,79	96
X60	413	516	0,225	19,38	0,80	103
X70	485	568	0,205	27,51	0,854	83

N.B.:

- Er wordt op gewezen dat sommige van de in deze tabel vermelde waarden voor de vloeigrens, de treksterkte en de breukrek iets afwijken van de in API-5L vermelde waarden. De verschillen zijn echter gering en leiden niet tot andere conclusies.
- In API-5L wordt voor een aantal sterkteklassen voor Rm onderscheid gemaakt naar de diameter en de wanddikte. In dit rapport is uitgegaan van de ongunstigste situatie, namelijk de laagste waarde voor Rm.

Tabel 4-3: Spanning-rek parameters voor API 5L materialen.



Afb. 4-2: Berekende spanning-rek relaties.

Door (4-5) te differentiëren naar σ ontstaat:

$$\frac{d\epsilon}{d\sigma} = \frac{1}{E_t} = \frac{1}{E} + \frac{n}{\sigma_e} \left(0,005 - \frac{\sigma_e}{E}\right) \cdot \left(\frac{\sigma}{\sigma_e}\right)^{n-1} \quad (4-7)$$

In tabel 4-4 zijn de berekende waarden van E_t volgens (4-7) gegeven voor $\epsilon = 0,005$ en voor $\epsilon = 0,010$.

Materiaal	$\sigma_{0,5}$	n	$0,005 - \sigma_{0,5}/E$	$E_t (\epsilon=0,005)$	$E_t (\epsilon=0,010)$
Grade B	241	7,89	0,00385	7602	3812
X42	289	12,08	0,00362	6404	2972
X46	316	13,68	0,00350	6410	2893
X52	358	17,87	0,00330	5909	2538
X60	413	19,34	0,00303	6813	2791
X70	485	27,43	0,00269	6374	2388

Tabel 4-4: Berekende waarden voor E_t volgens Ramberg-Osgood.

Uit tabel 4-4 blijkt dat volgens Ramberg-Osgood bij nominale waarden van Re/R_m er betrekkelijk weinig variatie aanwezig is in E_t (bij eenzelfde rek). Indien voor X70 voor Re/R_m andere verhoudingen worden gebruikt, dan volgen de waarden in tabel 4-5:

Re/R_m	$E_t (\epsilon=0,005)$	$E_t (\epsilon=0,010)$
$454,4 / 568 = 0,800$	8030	3180
$485,0 / 568 = 0,854$	6374	2388
$511,2 / 568 = 0,900$	4685	1640
$539,6 / 568 = 0,950$	2540	840

Tabel 4-5: Invloed van Re/R_m op E_t volgens Ramberg-Osgood, voor X70 materiaal.

Uit tabel 4-5 blijkt bij gelijkblijvende R_m een vrij grote invloed van de Re/R_m verhouding op E_t c.q. E_{st} .

Omdat het Ramberg-Osgood model leidt tot σ - ϵ diagrammen die nogal afwijken van de gemeten diagrammen, is dit model minder geschikt om de "juiste" E_{st} te bepalen. Zo is een van de vragen bij welke rek E_t moet worden bepaald om de karakteristieke waarde voor E_{st} te krijgen.

Een betere benadering is mogelijk met het "Menegotto-Pinto" model, aanbevolen door het RILEM [14], zie ook bijlage 3 bij dit rapport. Volgens Menegotto-Pinto geldt:

$$\text{Als } 0 < \epsilon \leq \epsilon_e \quad \text{dan is } \sigma = E \epsilon \quad (4-8)$$

$$\text{Als } \epsilon_e < \epsilon \leq \epsilon_{st} \quad \text{dan is } \sigma = \sigma_e \quad (4-9)$$

$$\text{Als } \epsilon_{st} < \epsilon \leq \epsilon_u \quad \text{dan is } \sigma = \frac{E}{\left\{1 + \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_0}\right)^R\right\}^{1/R}} \cdot \epsilon \quad (4-10)$$

Hierin is:

$$\epsilon_0 = \gamma R_m / E \quad (4-11)$$

$$\gamma = \frac{\sigma_B}{R_m \left\{1 - \left(\frac{\sigma_B}{E \epsilon_B}\right)^R\right\}^{1/R}} \quad (4-12)$$

R volgt uit:

$$f(R) = \left(\frac{\sigma_A \sigma_B}{E}\right)^R \cdot \left\{\left(\frac{1}{\epsilon_A}\right)^R - \left(\frac{1}{\epsilon_B}\right)^R\right\} + (\sigma_A^R - \sigma_B^R) = 0 \quad (4-13)$$

In deze formules zijn σ_A, ϵ_A en σ_B, ϵ_B twee punten op de versterkingstak, bijvoorbeeld het begin van de versterking en de treksterkte. In afb. 4-1 zijn dit P_{st} en P_m .

Met dit model zijn op basis van de mechanische waarden uit tabel 4-3, tangentmoduli (E_{st}) berekend door de verschillende API staalsoorten.

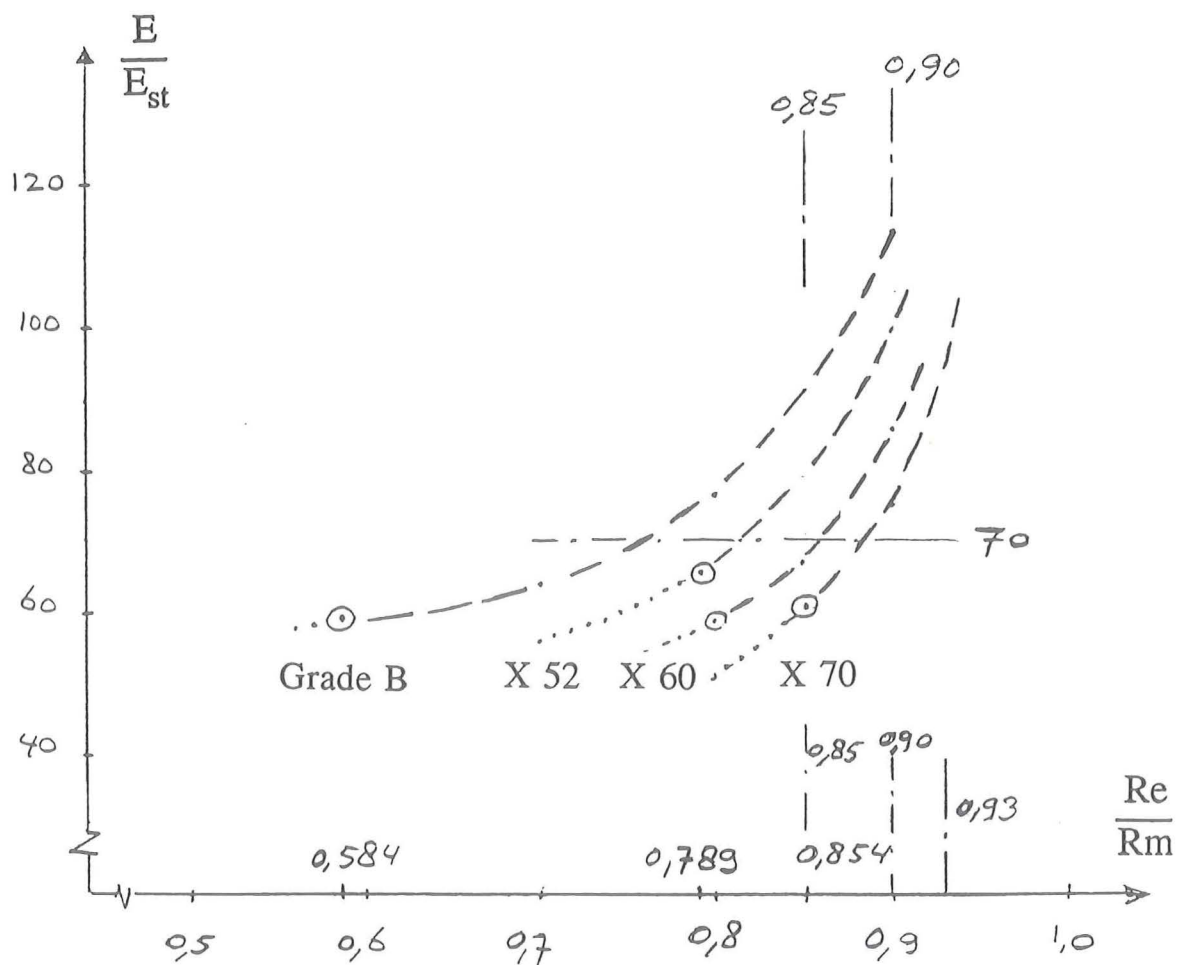
Materiaal	$\frac{Re}{Rm}$	R volgens Men/Pinto	aangenomen ϵ_{st}	E_{st} [N/mm ²]	$\frac{E}{E_{st}}$
Grade B	0,584	0,414	0,020	3573	59
X42	0,700	0,543	0,020	3272	64
X46	0,730	0,589	0,020	3332	63
X52	0,789	0,681	0,020	3201	66
X60	0,800	0,731	0,020	3623	58
X70	0,854	0,878	0,020	3478	60

Tabel 4-6: Berekende waarden voor E_{st} als $\epsilon_{st} = 0,020$ volgens het Menegotto-Pinto model.

Uit tabel 4-6 blijkt dat ook volgens het Menegotto-Pinto model er betrekkelijk weinig variatie is in de grootte van E_{st} voor de verschillende staalsoorten, althans bij de gekozen uitgangspunten.

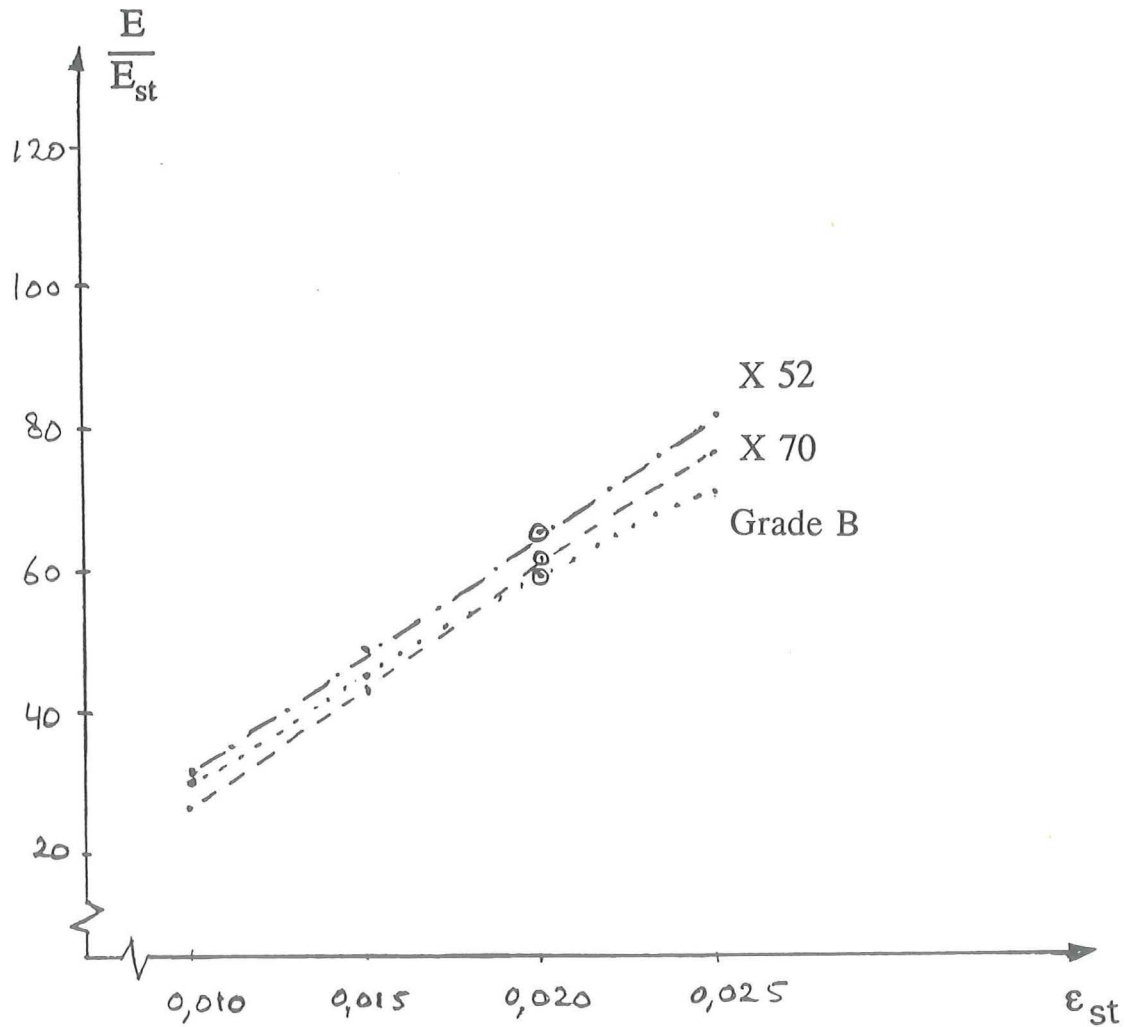
In de afbeeldingen 4-3, 4-4, 4-5 is de invloed van verschillende parameters op E/E_{st} weergegeven.

Uit afb. 4-3 blijkt dat de berekende waarden van E_{st} afnemen bij toenemende Re/R_m .



Afb. 4-3: Invloed van Re/R_m op de versterkingsmodulus volgens Menegotto-Pinto.

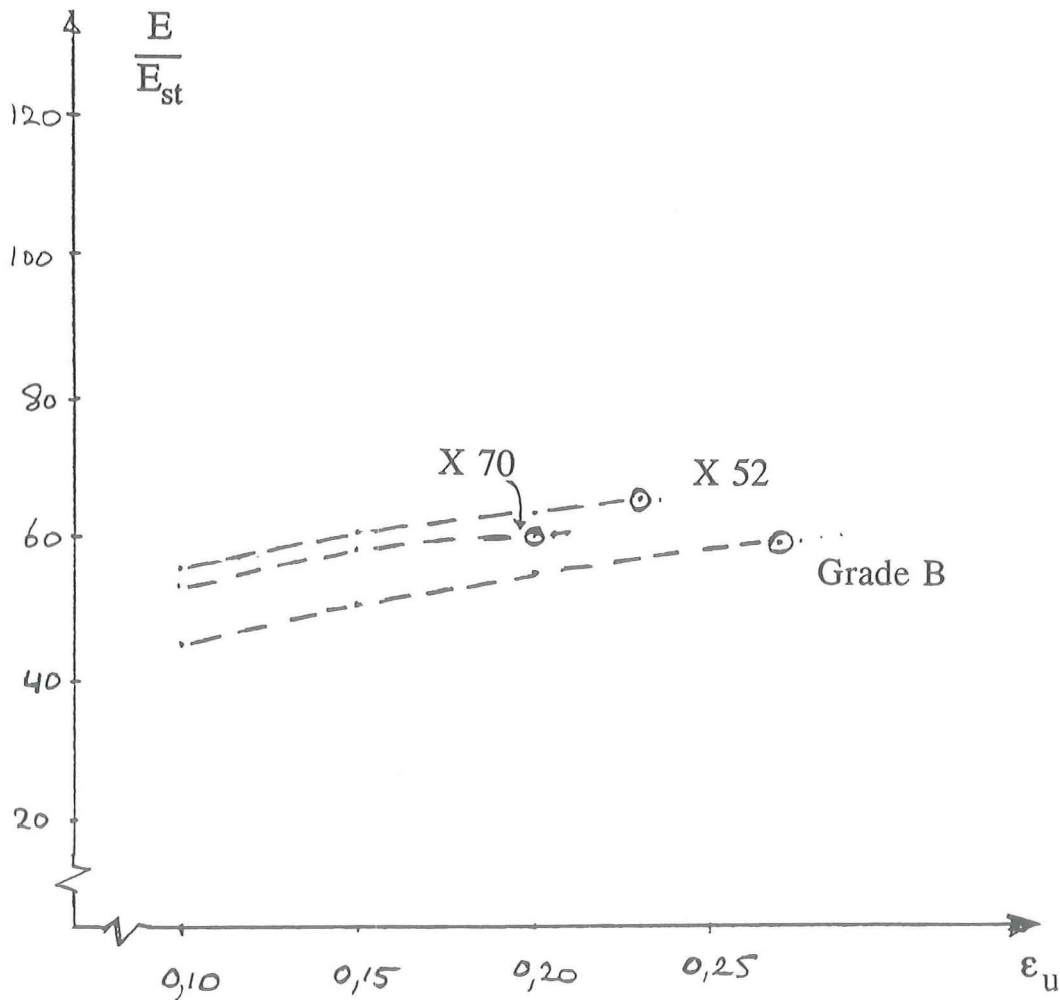
- R_m is constant gehouden, Re is gevarieerd
- $\epsilon_{st} = 0.02$
- R_m en ϵ_u volgens tabel 4-3
- \odot = waarde volgens tabel 4-6



Afb. 4-4: Invloed van ϵ_{st} op de verstevigingsmodulus volgens Menegotto-Pinto.
 - R_m , R_e en ϵ_u volgens tabel 4-3.
 - ○ = waarde volgens tabel 4-6

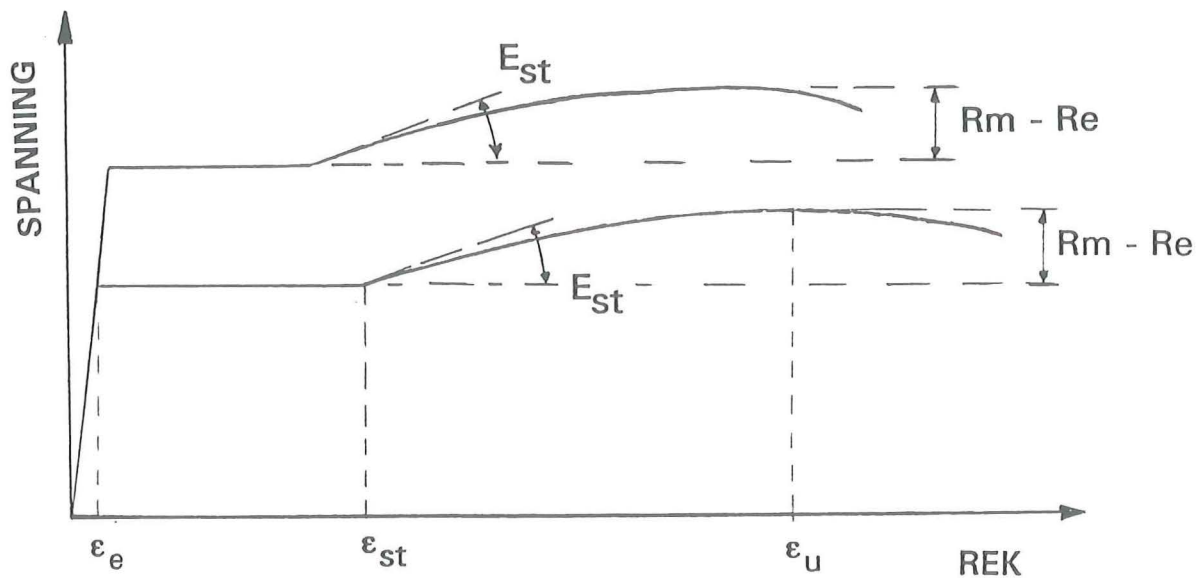
Uit afbeelding 4-4 blijkt dat de verstevigingsrek ϵ_{st} een grote invloed heeft op de berekende E_{st} .

Uit afbeelding 4-5 blijkt dat de rek bij maximale belasting ϵ_u slechts een geringe invloed heeft op de berekende waarden van E_{st} .



Afb. 4-5: Invloed van ϵ_u op de verstevigingsmodulus volgens Menegotto-Pinto.
 - Rm en Re volgens tabel 4-3
 - $\epsilon_{st} = 0,02$
 - \odot = waarde volgens tabel 4-6.

Bij bestudering van afb. 4-3 blijkt dat de berekende waarden van E_{st} afhankelijk zijn van de Re/Rm verhouding en van de grootte van Re of Rm. Kennelijk is het verschil tussen Rm en Re belangrijk, zie afb. 4-6.



Afb. 4-6: Verschil tussen R_m en R_e .

Uit tabel 4-3 blijkt het verschil tussen R_m en R_e voor de diverse staalsoorten, met uitzondering van grade B, niet veel te verschillen, althans wanneer wordt uitgegaan van de nominale waarden. De bekende waarden van E_{st} volgens Ramberg-Osgood in tabel 4-4 en volgens Menegotto-Pinto in tabel 4-6 zijn met het voorgaande in overeenstemming.

4.2 Gemeten waarden voor E_{st}

4.2.1 Gegevens volgens Hubo RWTH Aken [17]

In afb. 4-7 zijn in Aken gepubliceerde σ - ϵ diagrammen gegeven [17].

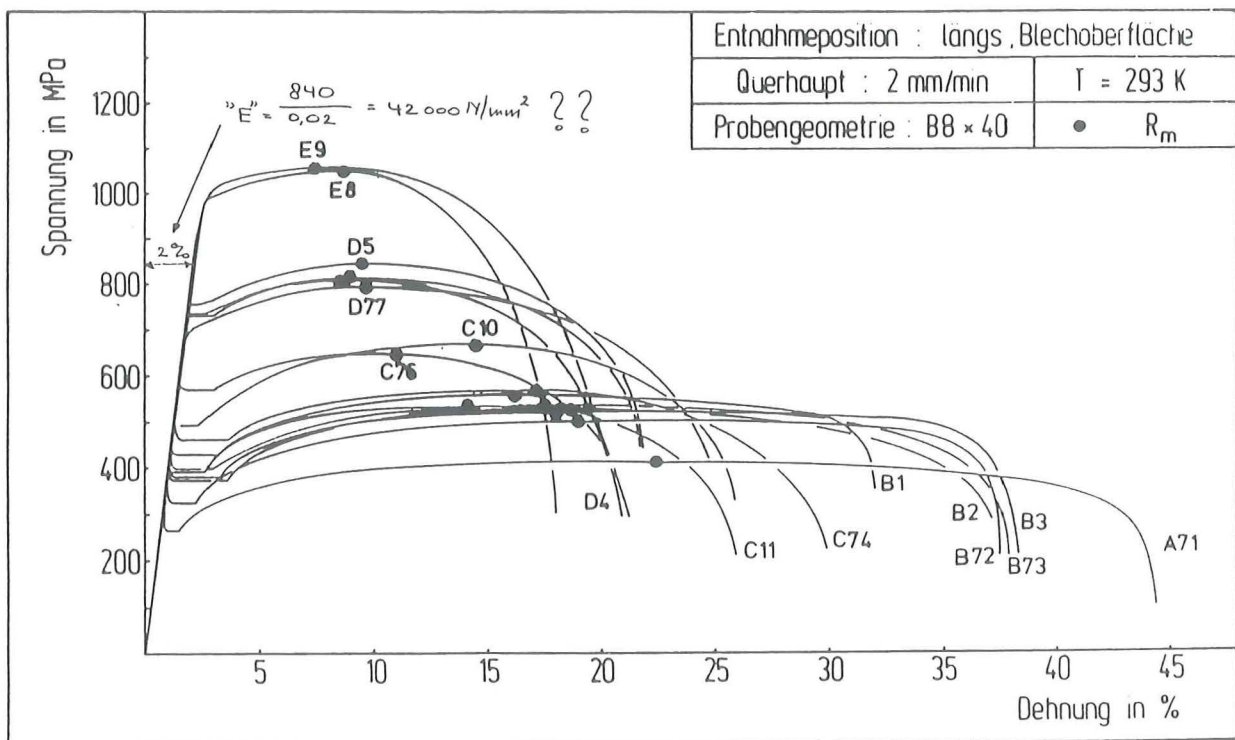
Afb. 4-8 geeft de ware spanning - ware rek diagrammen van dezelfde staalsoorten.

Door opmeten van de hoeken van de versterkingstak kan de versterkingsmodulus E_{st} worden bepaald, zie afb. 4-8.

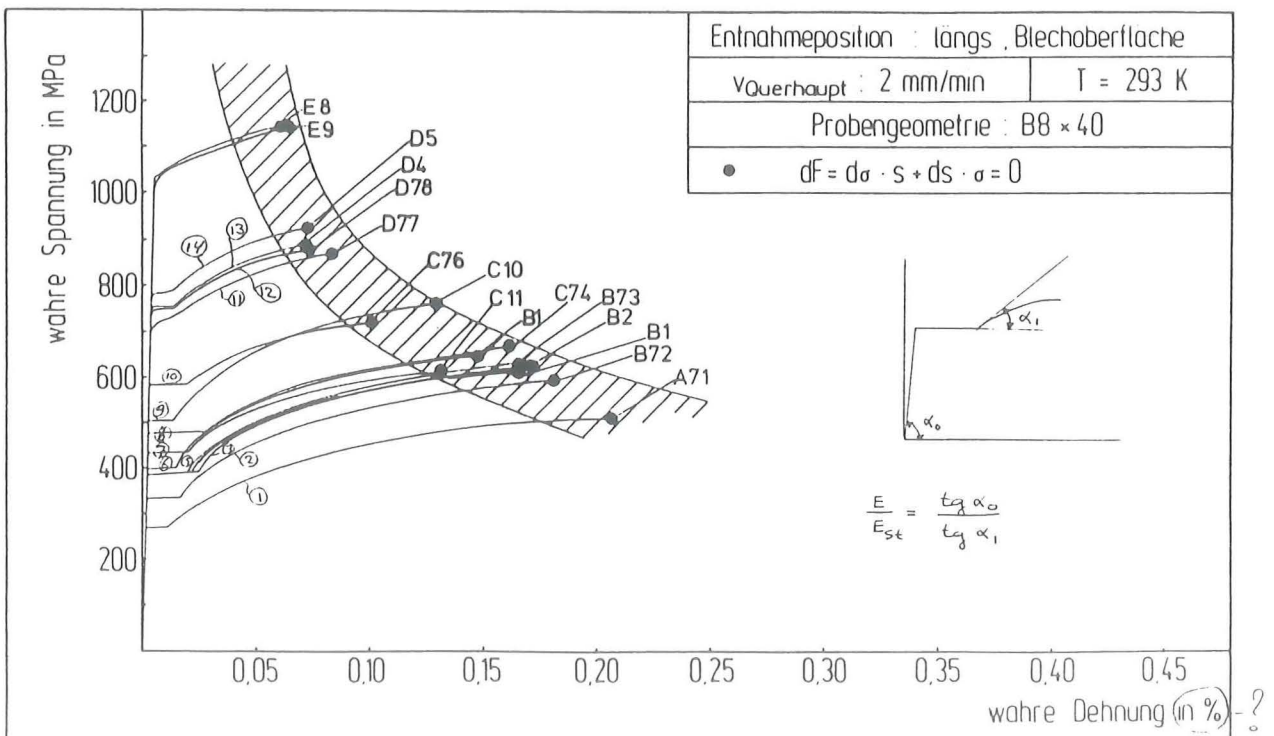
Bij nadere bestudering van afb. 4-7 blijkt dat de "elastische tak" van het σ - ϵ diagram daar niet correct is getekend. In verband daarmee is gebruik gemaakt van afb. 4-8.

De gemeten waarden van R_e , R_m , ϵ_u , ϵ_{st} en E/E_{st} zijn weergegeven in tabel 4-7. Tevens zijn in deze tabel de berekende waarden van E/E_{st} gegeven.

In afb. 4-9 zijn de gemeten en de berekende waarden van E/E_{st} uitgezet als functie van R_e/R_m , in afb. 4-10 als functie van ϵ_{st} , en in afb. 4-11 als functie van $R_m - R_e$.



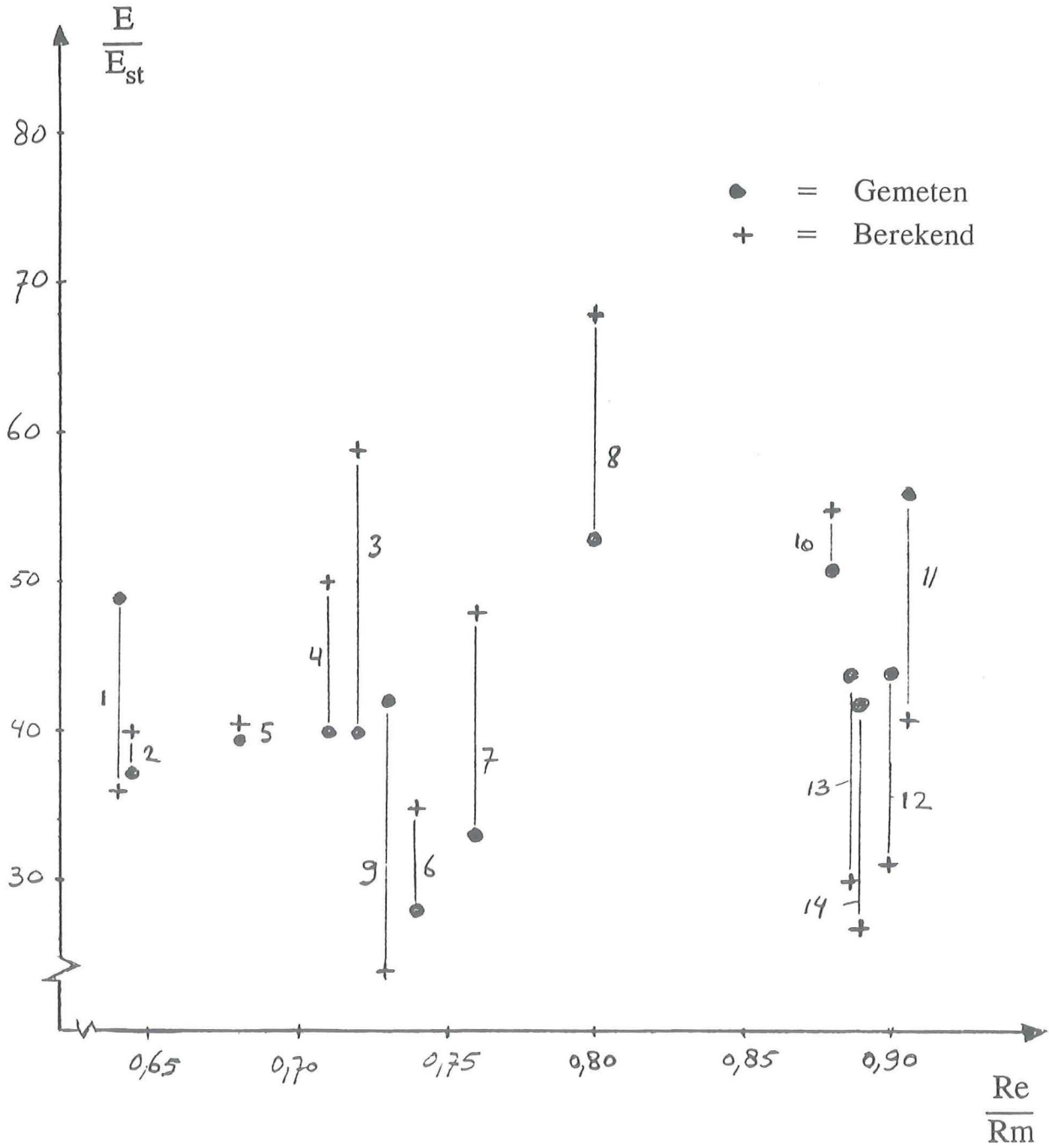
Afb. 4-7: Gemeten σ - ϵ diagrammen volgens [17]



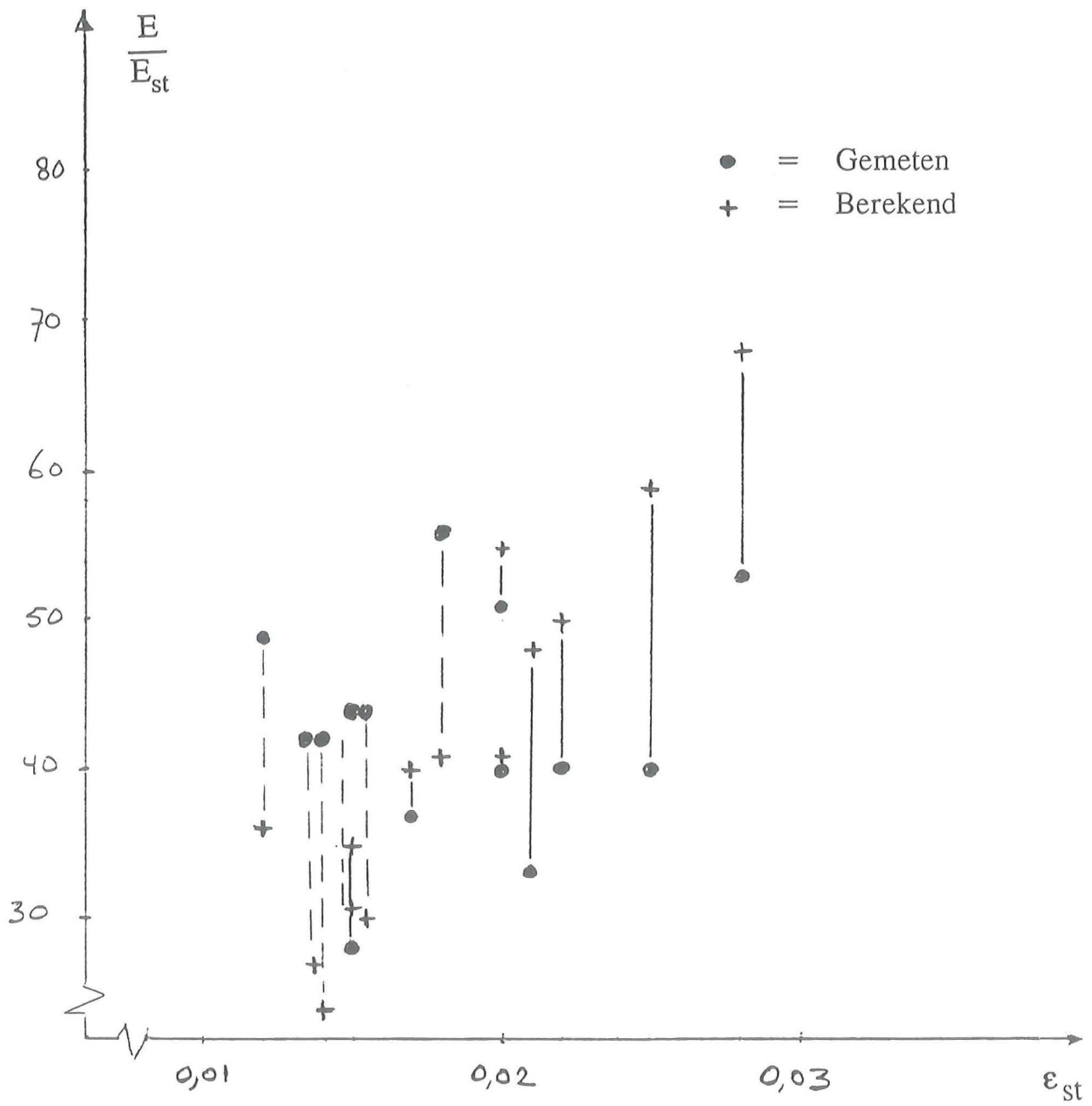
Afb. 4-8: "Ware σ - ware ϵ " diagrammen volgens [17]

No	Re N/mm ²	Rm N/mm ²	ϵ_u	ϵ_{st}	$\frac{Re}{Rm}$	E/E _{st} gemeten	E/E _{st} berekend	Rm-Re N/mm ²
1	262	411	0,22	0,012	0,64	49	36	149
2	321	500	0,19	0,017	0,64	37	40	179
3	370	515	0,18	0,025	0,72	40	59	145
4	377	535	0,19	0,022	0,71	40	50	158
5	391	574	0,17	0,020	0,68	40	40	183
6	398	535	0,14	0,015	0,74	28	35	137
7	429	564	0,16	0,021	0,76	33	48	135
8	461	574	0,17	0,028	0,80	53	68	113
9	492	673	0,14	0,014	0,73	42	24	181
10	569	644	0,11	0,020	0,88	51	55	75
11	719	797	0,10	0,018	0,90	56	41	78
12	730	812	0,08	0,015	0,90	44	31	82
13	733	822	0,09	0,015	0,89	44	30	89
14	754	847	0,10	0,014	0,89	42	27	93

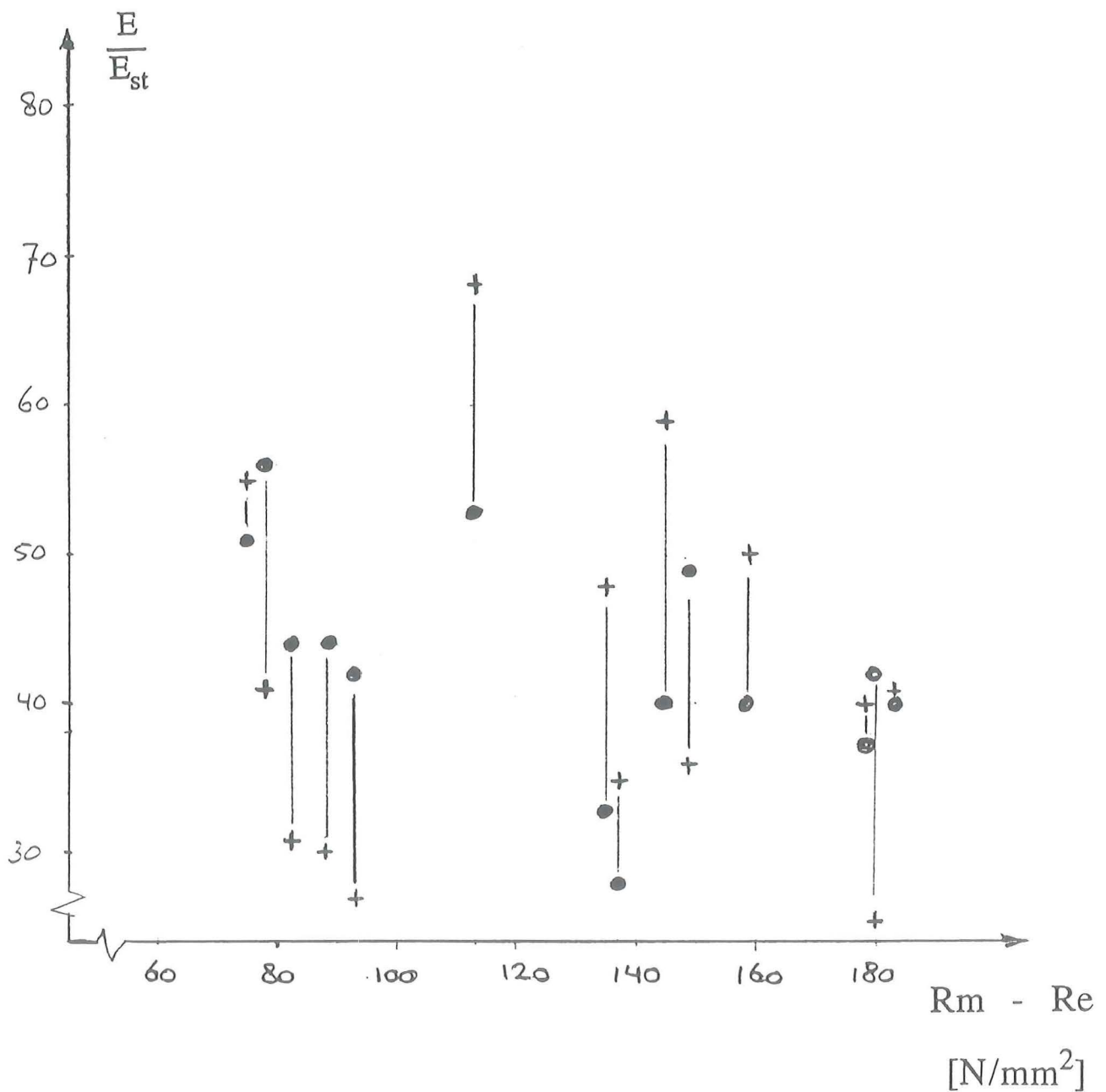
Tabel 4-7: Gegevens gemeten σ - ϵ diagrammen en resultaat berekende E/E_{st} waarden volgens Menegotto-Pinto (gegevens volgens afb. 4-7 en 4-8), alsmede het verschil tussen Rm en Re.



Afb. 4-9: Gemeten en berekende waarden van E/E_{st} als functie van Re/Rm (gegevens volgens tabel 4-7).



Afb. 4-10: Gemeten en berekende waarden van E/E_{st} als functie van ϵ_{st} (gegevens volgens tabel 4-7).



Afb.4-11: Gemeten en berekende waarden van E/E_{st} als functie van $R_m - R_e$ (gegevens volgens tabel 4-7).

Uit de afbeeldingen 4-7 t/m 4-11 en uit tabel 4-7 kunnen de volgende conclusies worden getrokken.

- Er is geen duidelijke invloed van de gemeten waarden van R_e/R_m op de grootte van de gemeten waarden van E_{st} (afb. 4-9).
- Naarmate $R_m - R_e$ groter is, is de gemeten waarde van E_{st} eveneens groter (afb. 4-11).
- Er is geen duidelijke invloed van de gemeten waarde van e_{st} op de gemeten waarden van E_{st} (afb. 4-10); wel op de berekende waarden van E_{st} (afb. 4-10).

- d. Bij kleine waarden van ϵ_{st} zijn de berekende waarden van E/E_{st} lager dan gemeten; bij grote waarden van ϵ_{st} zijn de berekende waarden van E/E_{st} groter dan gemeten. Het omslagpunt ligt bij $\epsilon_{st} = \text{ca. } 0,02\%$.
- e. Er is nogal wat spreiding in de resultaten: een nadere analyse is nodig ten aanzien van de nauwkeurigheid van de metingen en het gebruikte model.

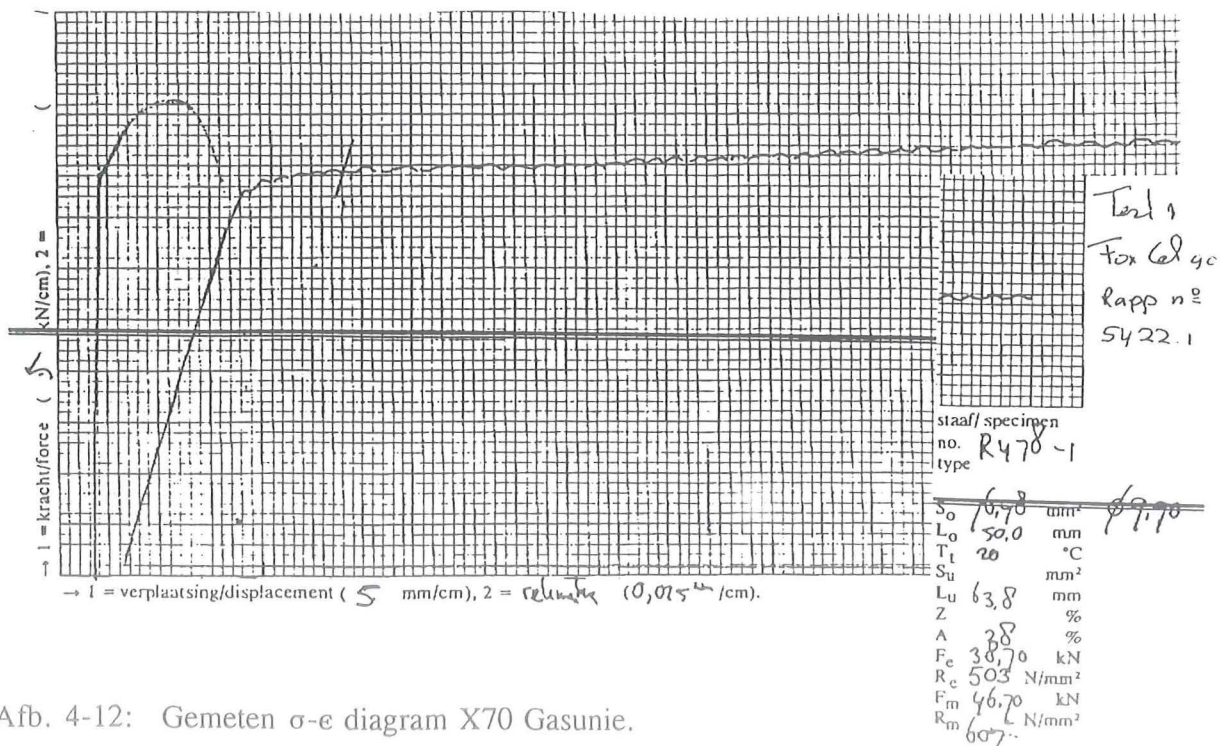
Conclusies a. en b. zijn in overeenstemming met het gestelde in de vorige paragraaf 4.1. Ten aanzien van de invloed van ϵ_{st} wordt opgemerkt dat deze kennelijk minder groot is dan in de vorige paragraaf is berekend (afb. 4-10).

Tenslotte wordt opgemerkt dat de nauwkeurigheid van de gemeten E/E_{st} waarden thans niet goed is in te schatten door de volgende factoren:

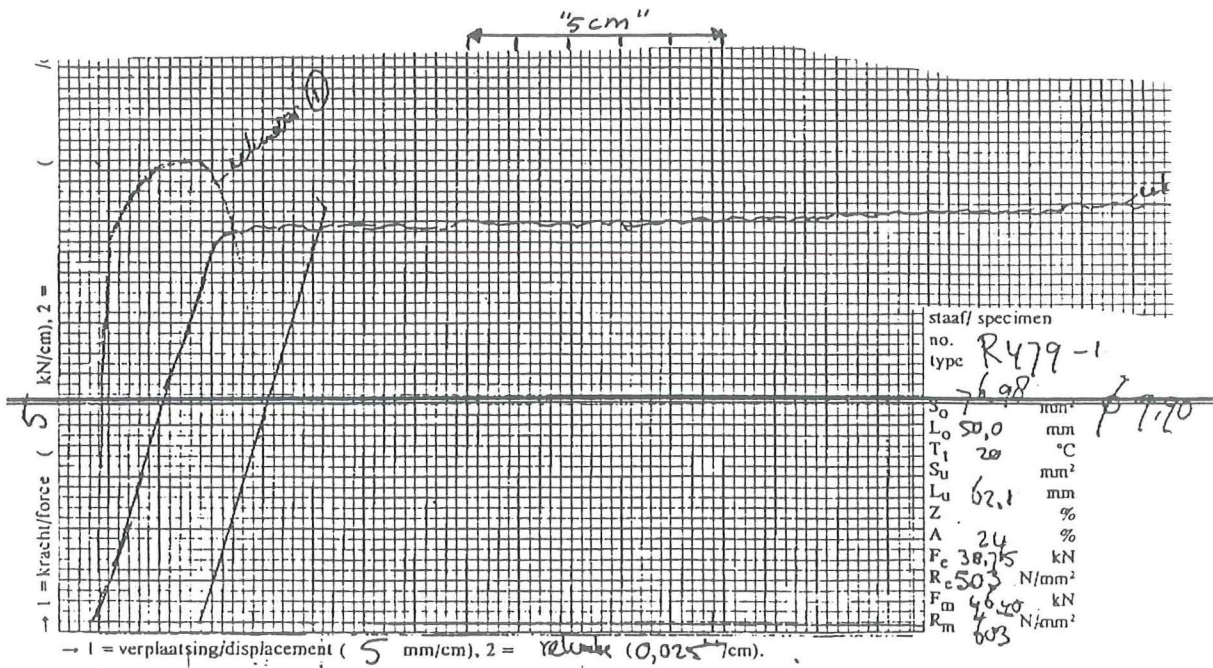
- Onzekerheid over de in afb. 4-8 getekende σ - ϵ diagrammen; in het bijzonder waar de versteviging begint. Zijn de weergegeven diagrammen registraties tijdens de trekproef, of zijn de oorspronkelijke registraties over-getekend door een tekenaar? De eerder gesignaleerde fout in afb. 4-7 wijst op het laatste. Als de tekenaar zich niet bewust is van het belang van E_{st} kunnen gemakkelijk fouten optreden.
- Onnauwkeurigheid bij het opmeten van de hoeken bij de bepaling van E_{st} uit afb. 4-8.
- De "ware" σ - ϵ diagrammen wijken tot een rek van ca. 5% slechts weinig af van de "gewone" σ - ϵ diagrammen.

4.2.2 Gemeten σ - ϵ diagrammen door de Gasunie

In afb. 4-12 en 4-13 zijn twee door de Gasunie ter beschikking gestelde σ - ϵ diagrammen gegeven. De belangrijkste gegevens zijn samengevat in tabel 4-8.



Afb. 4-12: Gemeten σ - ϵ diagram X70 Gasunie.



Afb. 4-13: Gemeten σ - ϵ diagram X70 Gasunie.

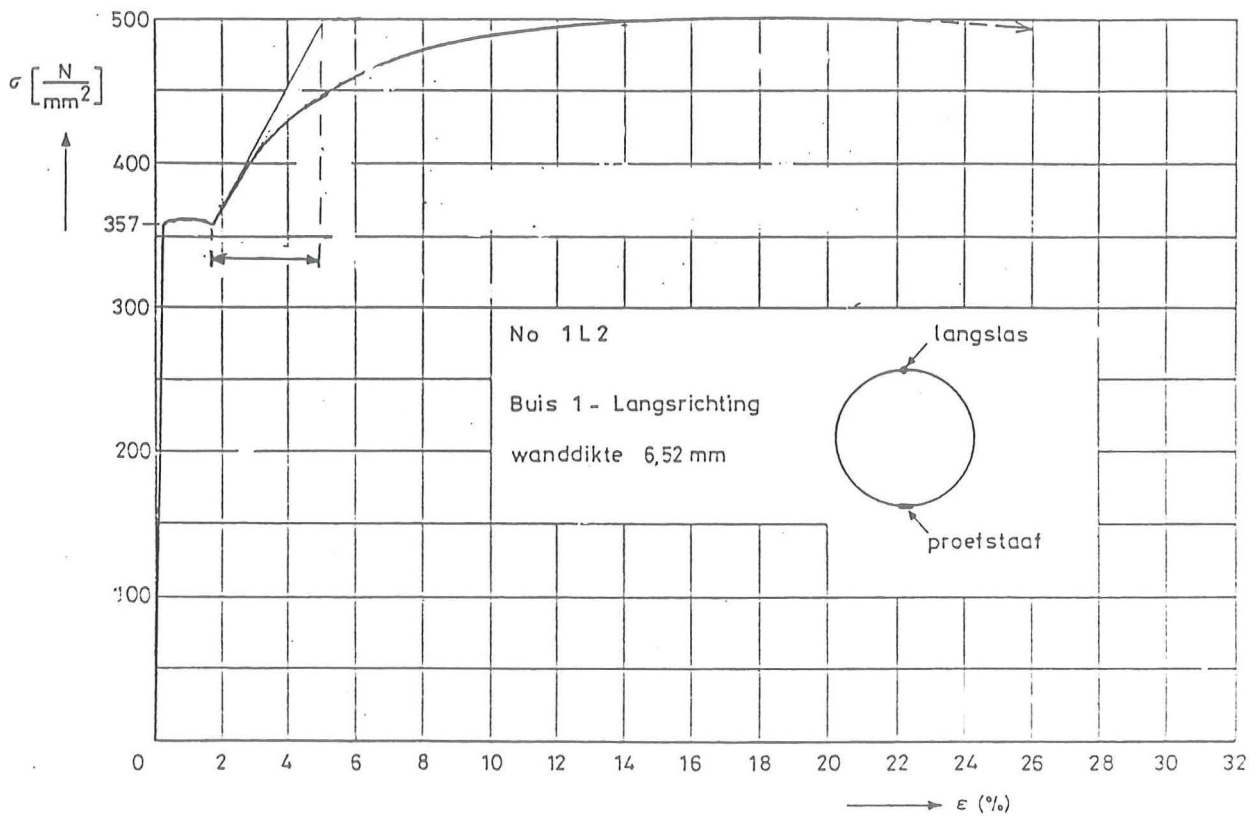
No.	Re N/mm ²	Rm N/mm ²	ϵ_u	ϵ_{st}	$\frac{Re}{Rm}$	E/E _{st} gemeten	E/E _{st} berekend	Rm - Re N/mm ²
1	503	607	0,17	0,02 ?	0,83	?	50	104
2	503	603	0,17	0,02 ?	0,83	?	51	100
3	357	500	0,17	0,017	0,70	49	41	143

Tabel 4-8: Gegevens gemeten σ - ϵ diagrammen Gasunie (no. 1 en no. 2) en gegevens "ware grootte proef" in par. 4.2.3 (no. 3).

De schaal van de afbeeldingen 4-12 en 4-13 is helaas zodanig dat een enigszins nauwkeurige bepaling van ϵ_{st} en E_{st} niet mogelijk is.

4.2.3 OPL - ware grootte proef

In afb.4-14 is het gemeten σ - ϵ diagram gegeven van de in het kader van het OPL onderzoek uitgevoerde ware grootte proef [23]). De gegevens zijn samengevat in tabel 4-8. In tabel 4-9 is het volgens Menegotto-Pinto berekende σ - ϵ diagram gegeven.



Afb. 4-14: Gemeten σ - ϵ diagram ware grootte proef.

Verstevingingsspanning	=	357.0 N/mm ²	←	= Re
Verstevingingsrek	=	0.01700	←	= ϵ_{st}
Treksterkte	=	510.0 N/mm ²	←	= Rm
Rek bij de treksterkte E_u	=	0.20000	←	= ϵ_u
R volgens Menegotto/Pinto	=	0.60219		
Rekgrens/treksterkte R_e/R_m	=	0.700		
Waarde F(R)	=	0.1396E-06		hulpwaarden
Epsilon-nul	=	0.00274		
Gamma	=	1.12850		

Nr	Spanning	Rek	Tangentmodulus	E/ET
1	357.0	0.0170	0.0	0.0
2	362.1	0.0180	5070.1	41.4
3	366.8	0.0190	4739.7	44.3
4	371.3	0.0200	4444.4	47.3
5	375.4	0.0210	4179.1	50.3
6	379.4	0.0220	3939.6	53.3
7	383.1	0.0230	3722.5	56.4
8	386.6	0.0240	3524.9	59.6
9	390.0	0.0250	3344.4	62.8
10	393.1	0.0260	3179.0	66.1

Tabel 4-9a: Eerste deel computeruitdraai berekening Menegotto-Pinto σ - ϵ diagram ware grootte proef.

11	396.2	0.0270	3027.0	69.4
12	420.2	0.0370	2400.5	87.5
13	436.8	0.0470	1667.0	126.0
14	449.3	0.0570	1244.8	168.7
15	459.0	0.0670	975.3	215.3
16	467.0	0.0770	790.7	265.6
17	473.5	0.0870	657.6	319.3
18	479.1	0.0970	558.0	376.4
19	483.9	0.1070	481.1	436.5
20	488.1	0.1170	420.2	499.7
21	491.8	0.1270	371.1	565.9
22	495.1	0.1370	330.8	634.8
23	498.1	0.1470	297.3	706.5
24	500.8	0.1570	269.0	780.8
25	503.3	0.1670	244.8	857.7

Tabel 4-9: Tweede deel computeruitdraai berekening Menegotto-Pinto σ - ϵ diagram ware grootte proef.

4.2.4 Gegevens van Roik en Kuhlmann [24]

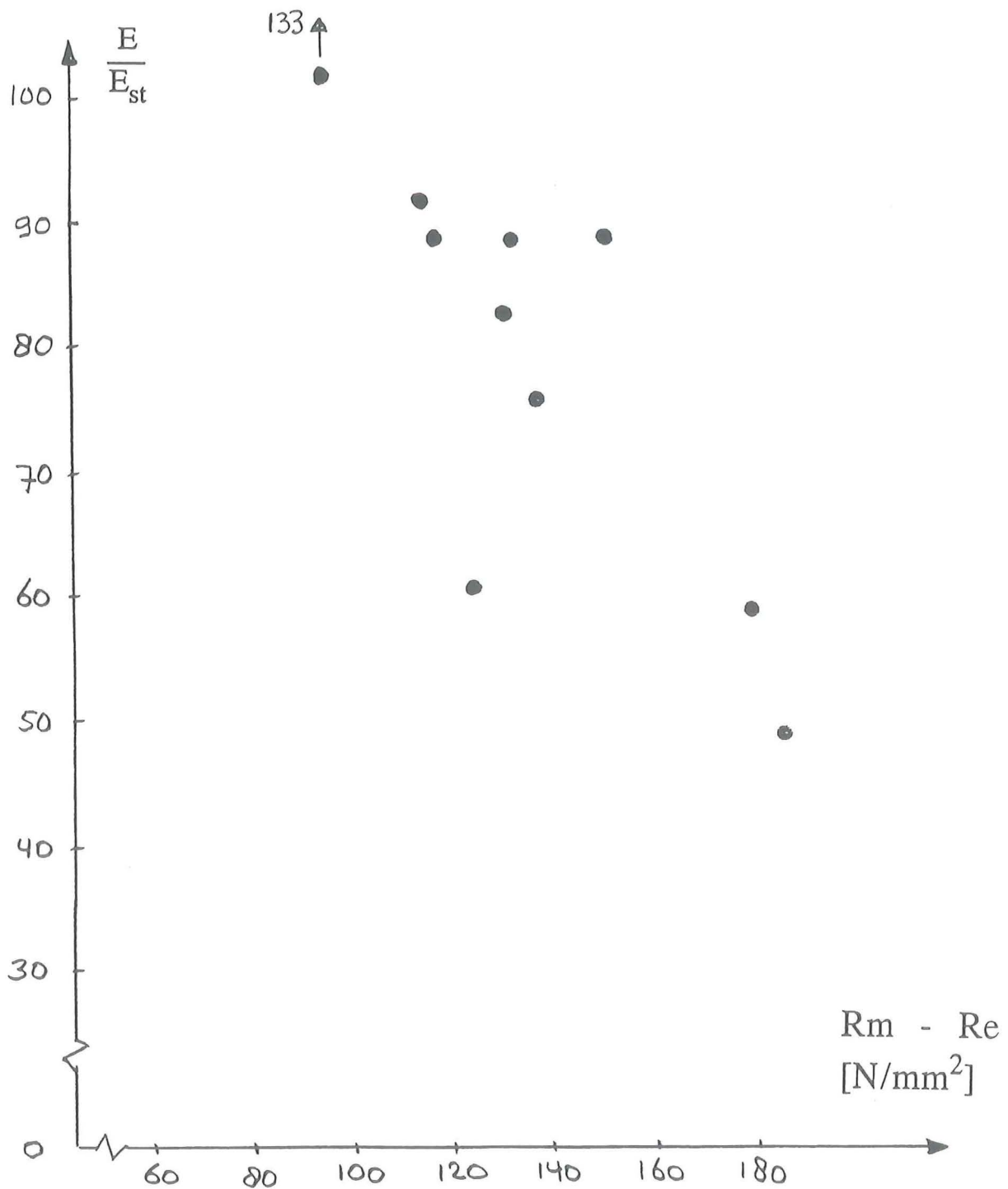
Roik en Kuhlmann hebben in verband met het bepalen van de rotatiecapaciteit van I- en H-profielen nauwkeurige metingen gedaan aan trekstaven. De meetresultaten zijn in tabel (4-10) vermeld. In deze tabel is β_s de vloeispanning (R_e), β_m de treksterkte (R_m), ϵ_v de versterkingsrek (E_{st}), E_v de versterkingsmodulus (E_{st}) en ϵ_u de rek bij breuk.

Tabelle 3. Materialkennwerte

Blechdicke	zugehörige Trägernummer	β_s	β_m	ϵ_v	E_v	ϵ_u
mm	-	kN/cm ²	kN/cm ²	%	kN/cm ²	%
8	1, 2, 10-12	23,6	36,6	2,4	252,9	36,7
8,5	3	44,9	57,3	2,2	345,4	30,5
~ 5	1-3, 10-12	21,7	39,4	1,1	356,0	39,4
8	4-9	28,7	47,2	1,9	426,1	34,2
4	6	25,9	40,7	1,9	236,7	35,7
5	5, 7-9	25,2	38,4	1,5	236,7	43,0
6	4	26,0	37,7	2,0	236,7	35,3
~ 10	13-24	33,3	47,0	2,3	274,6	37,0
5,5	13-18	70,9	80,3	~ 1,5	~ 157,8	18,7
6	19-24	34,9	46,2	2,1	228,2	38,0

Tabel 4-10: Gemeten waarden van E_{st} ($=E_v$) en andere materiaalgegevens volgens [24].

In afb. 4-15 zijn de gemeten waarden van E_{st} uit tabel 4-10 als E/E_{st} uitgezet als functie van $R_m - R_e$.



Afb. 4-15: Gemeten waarden van E/E_{st} als functie van $R_m - R_e$ [24].

4.2.5 Gegevens van Bernard en Da Rin [25]

De door Bernard en Da Rin gemeten gegevens zijn vermeld in tabel 4-11. Deze gegevens zijn in afb. 4-17 uitgezet.

Profilid	Acier α	R_e	$\epsilon_p - \epsilon_e$ %	E_p (sur 1%)	R_m	R_m / R_e	ϵ_p / ϵ_e	E/E_p	A_{5d} %
HE 120 B	AE 24	233	2.48	3401	356	1.53	22.9	60.57	41.6
	AE 36	415	1.72	4198	542	1.31	9.5	49.07	30.7
	AE 40	437	2.86	2805	510	1.17	14.5	73.44	30.1
	AE 47	482	1.39	3910	620	1.29	6.9	52.69	26.4
IPE 140	AE 24	302	2.46	3537	426	1.41	17.8	58.24	37.1
	AE 36	414	2.15	4513	551	1.33	11.7	45.65	32.7
	AE 40	457	4.74	2424	503	1.10	22.4	84.99	29.2
	AE 47	518	1.37	4637	660	1.27	6.4	41.43	26.5

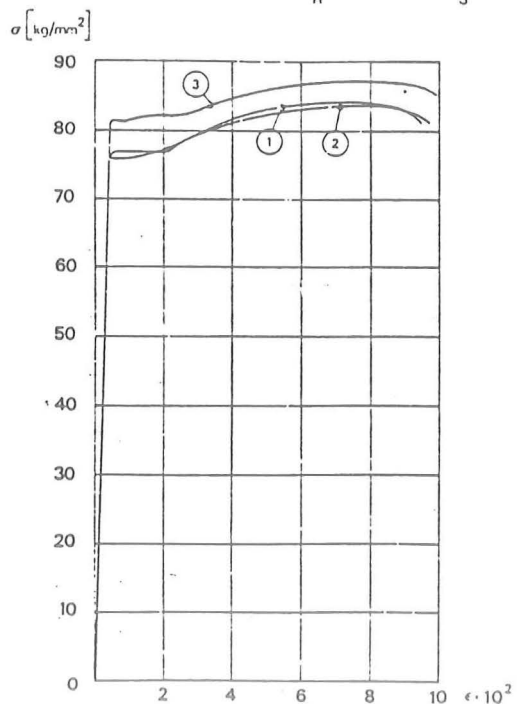
α Coulées expérimentales (H/mm²)

Tabel 4-11: Gemeten waarden van E_{st} ($=E_v$) en andere materiaatgegevens volgens [24]. Gegeven zijn: "Moyennes des résultats des essais de traction de définition".

4.2.6 Gegevens volgens Italiaans onderzoek [26]

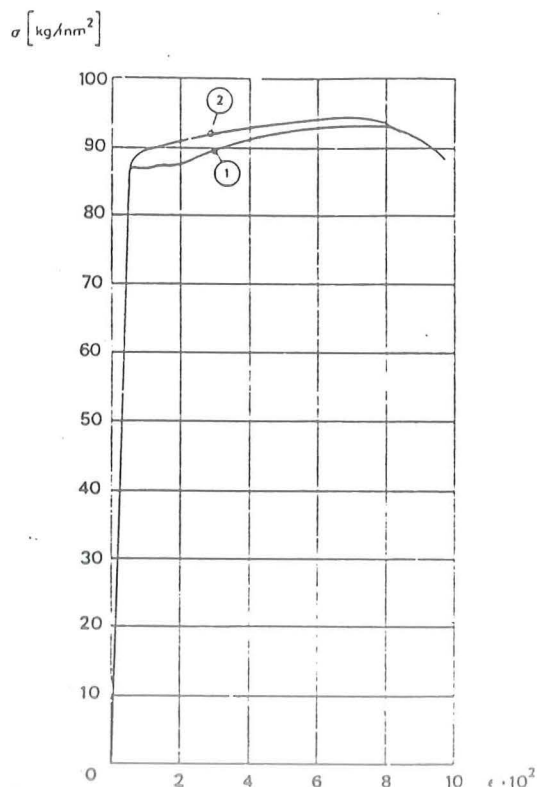
Afb. 4-16 geeft spanning-rek diagrammen uit [26]. De op basis hiervan bepaalde waarden voor E_{st} als functie van R_m - R_e zijn eveneens in afb. 4-17 uitgezet.

- 1 - Acciaio T1A - s = 7 mm - $\sigma_R = 83,9 \text{ kg/mm}^2$ - $\sigma_S = 78,8 \text{ kg/mm}^2$
- 2 - Acciaio T1A - s = 15 mm - $\sigma_R = 83,6 \text{ kg/mm}^2$ - $\sigma_S = 78,0 \text{ kg/mm}^2$
- 3 - Acciaio T1A - s = 25 mm - $\sigma_R = 87,1 \text{ kg/mm}^2$ - $\sigma_S = 81,4 \text{ kg/mm}^2$



Tav. I - Prove a trazione acciaio T1A: diagrammi (σ , ϵ).

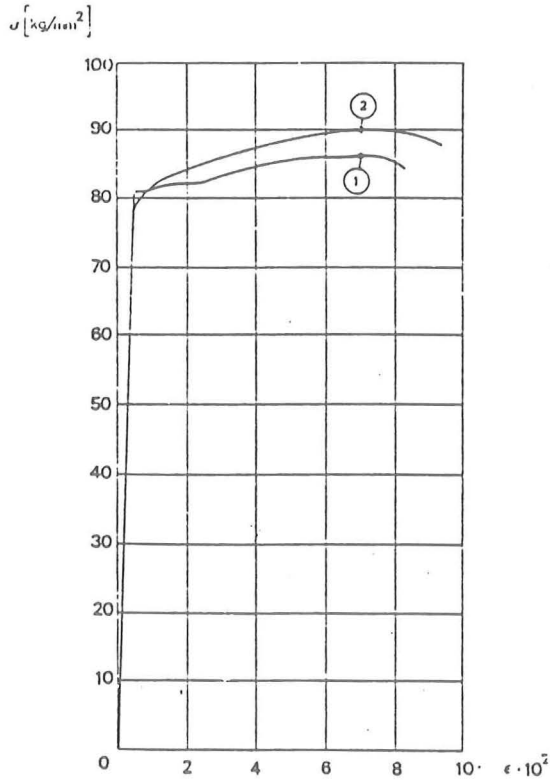
- 1 - Acciaio T1B - s = 15 mm - $\sigma_R = 93,1 \text{ kg/mm}^2$ - $\sigma_S = 86,7 \text{ kg/mm}^2$
- 2 - Acciaio T1B - s = 50 mm - $\sigma_R = 94,4 \text{ kg/mm}^2$ - $\sigma_{0,2} = 88,9 \text{ kg/mm}^2$



Tav. III - Prove a trazione acciaio T1B: diagrammi (σ , ϵ).

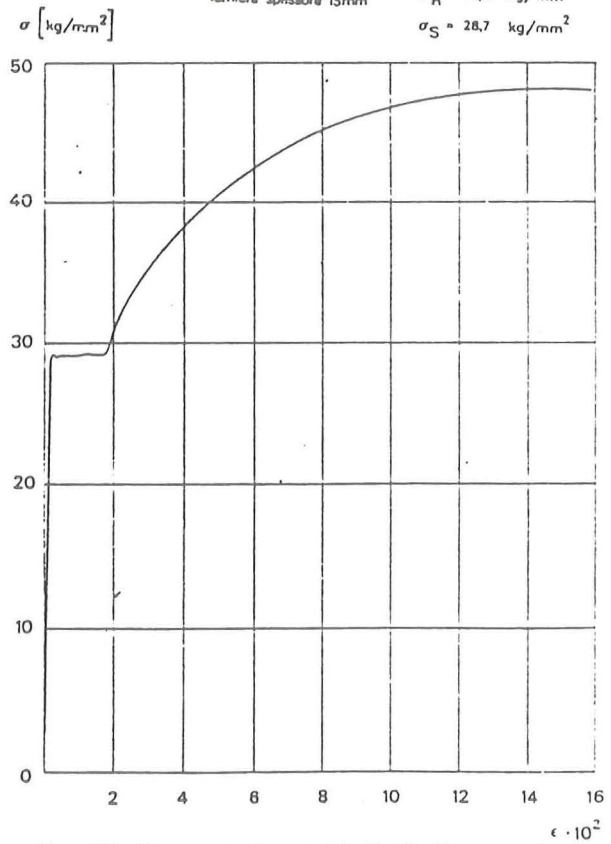
Afb. 4-16a: Spanning-tekortkoming diagrammen volgens [26].

1 - Acciaio T1 - s = 15 mm $\sigma_R = 82,3 \text{ kg/mm}^2$ - $\sigma_S = 81,0 \text{ kg/mm}^2$
 2 - Acciaio T1 - s = 50 mm - $\sigma_R = 89,8 \text{ kg/mm}^2$ - $\sigma_{0,2} = 80,2 \text{ kg/mm}^2$



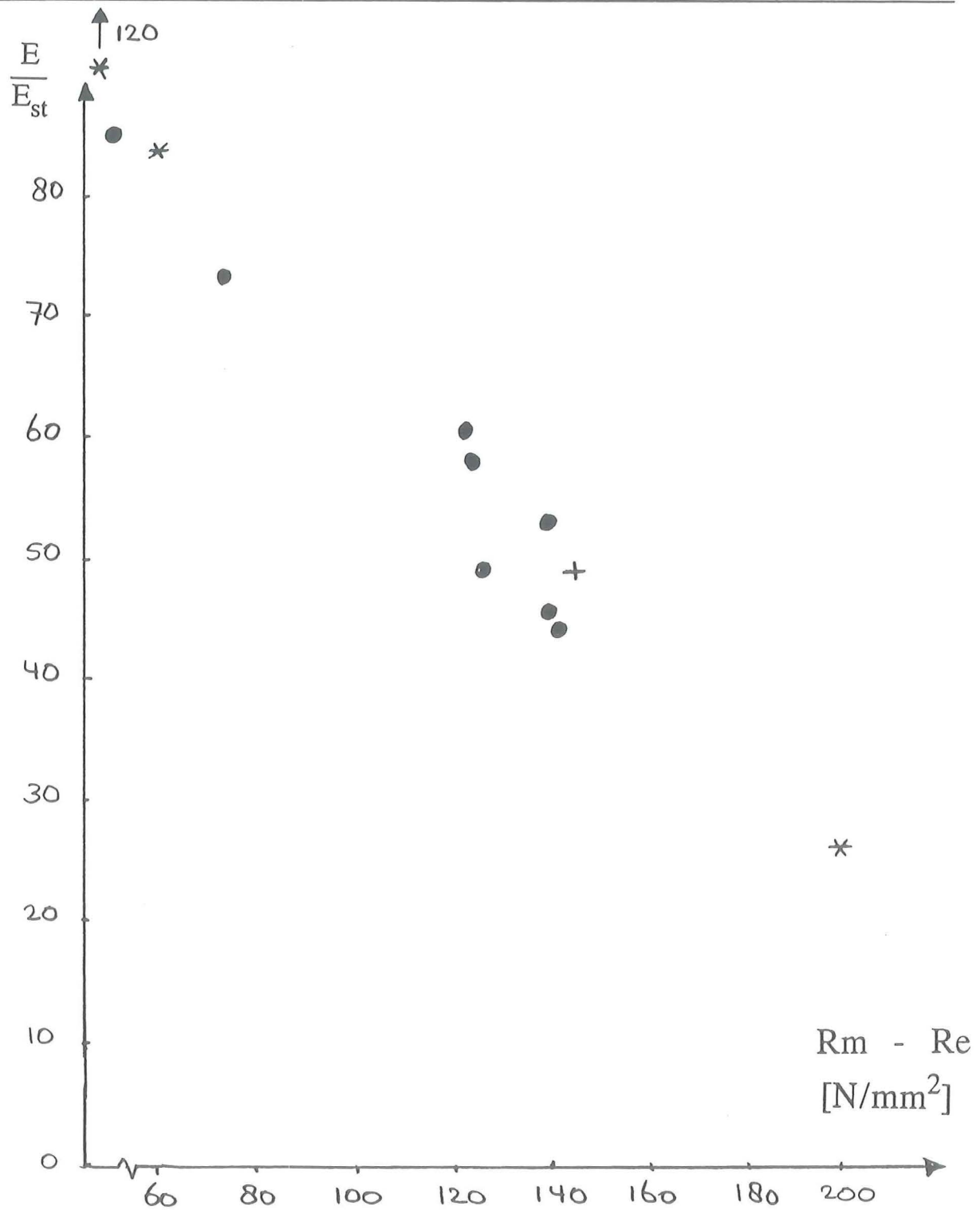
Tav. II - Prove a trazione acciaio T1: diagrammi (σ , ϵ).

Materiale : Fe 42
 lamiera spessore 15mm $\sigma_R = 47,6 \text{ kg/mm}^2$
 $\sigma_S = 28,7 \text{ kg/mm}^2$



Tav. IV - Prove a trazione acciaio Fe 42: diagramma (σ , ϵ).

Afb. 4-16b: Vervolg spanning-rek diagrammen volgens [26].



Afb. 4-17: Gemeten waarden van E/E_{st} als functie van $R_m - R_e$ [25, 26]

- Volgens Bernard en Da Rin [25]
- * Volgens Italiaans onderzoek [26]
- + Ware grootte proef (OPL)

5. GEMETEN WAARDEN VAN Re/Rm

In het kader van het OPL-onderzoek is een inventarisatie gemaakt van gemeten materiaaleigenschappen [18].

In bijlage 2 zijn de figuren 9, 10 en 11 uit [18] overgenomen. Het betreft metingen aan X60 materiaal, die vermoedelijk in de jaren '60 zijn uitgevoerd.

In bijlage 1 zijn soortgelijke meetresultaten aan StE 415.7 TM en 480.7 TM gegeven [19]. De belangrijkste meetresultaten zijn in tabel 5-1 samengevat.

Materiaal	Re gemid- deld N/mm ²	Standaard afwijking Re N/mm ²	Rm gemid- deld N/mm ²	Standaard afwijking Rm N/mm ²	$\frac{Re}{Rm}$ gemid- deld	Standaard afwijking $\frac{Re}{Rm}$
X60	454	-	608	17,9	0,751	0,0160
StE 415.7	470	13,5	581	11,5	0,809	0,0185
StE 480.7	520	14,5	650	12,5	0,801	0,0195

Tabel 5-1: Samenvatting meetresultaten.

Uit tabel 5-1 blijkt dat in de sterkteklasse X60 het moderne StE 415.7 TM een duidelijk hogere Re/Rm verhouding heeft dan het X60 uit de zestiger jaren. Verder blijkt het 480.7 TM ongeveer dezelfde Re/Rm verhoudingen te bezitten.

De kans op "uitschieters" naar boven van de Re/Rm verhouding is voor StE 415.7 en StE 480.7 ongeveer gelijk:

$$\begin{aligned} \text{X60} & : \text{Re/Rm gem.} + 2s = 0,783 \\ \text{StE 415.7 TM} & : \text{Re/Rm gem.} + 2s = 0,846 \\ \text{StE 480.7 TM} & : \text{Re/Rm gem.} + 2s = 0,840 \end{aligned}$$

6. CONCLUSIES, AANBEVELINGEN VOOR VERDER ONDERZOEK

6.1 Conclusies

De belangrijkste conclusies zijn:

- a. In het begin van het plastisch gebied is de tangentmodulus E_t de belangrijkste materiaal parameter met betrekking tot de plooiestabiliteit. Er zijn geen aanwijzingen gevonden dat de tangentmodulus E_t voor hogere sterkte staal anders is dan voor lagere sterkte staal.
- b. Verder in het plastisch gebied is de verstevigingsmodulus E_{st} de belangrijkste parameter voor de plooiestabiliteit. Bij eenzelfde E_{st} en buisgeometrie (diameter/wanddikte verhouding, ovalisering) zal de kritieke stuik ϵ_{cr} dezelfde waarde hebben.
- c. E_{st} is voornamelijk afhankelijk van het verschil tussen R_m en R_e . Het wordt verantwoord geacht het toepassingsgebied van de in de TGSL-1986 gegeven rekenregels met betrekking tot plooiën uit te breiden tot X70 en StE 480.7 TM, mits het verschil tussen R_m en R_e niet kleiner wordt. Dit betekent dat op basis van nominale waarden en de in dit rapport gebruikte rekenmodellen, de maximale R_e/R_m verhouding voor X70 en StE 480.7 TM niet groter mag zijn dan 0,87 à 0,88.
De veiligheid tegen plooiën zal dan ongeveer dezelfde zijn als bij staalsoorten in de sterkteklasse X60, waar de maximale R_e/R_m verhouding 0,85 bedraagt.
- d. Bij de onder c. genoemde maximale waarden voor R_e/R_m is de berekende E/E_{st} gelijk aan 70, zie afb. 4-3. Voor andere staalsoorten volgt op dezelfde wijze voor de maximale waarde van R_e/R_m :

Grade B	:	$R_e/R_m \leq 0,75$
X52	:	$R_e/R_m \leq 0,81$
X60	:	$R_e/R_m \leq 0,86$
X70	:	$R_e/R_m \leq 0,885$
- e. In het ontwerp NEN 3650 [20] is in bijlage B2 gesteld:

X60 en 415.7 TM	:	$R_e/R_m \leq 0,85$
X70 en 480.7 TM	:	$R_e/R_m \leq 0,87$

Op basis van het voorgaande volgt dat met deze voorwaarden geen verscherping van de rekenregels voor ϵ_{cr} nodig is, aangenomen dat de rekenregels voor de "conventionele staalsoorten" tot en met X60 met de reeds langer bestaande voorwaarde $R_e/R_m \leq 0,85$, correct zijn.
- f. Er is behoefte aan verder onderzoek om de getrokken conclusies beter te onderbouwen. Zie par 6.2 en 6.3.

6.2 Opmerkingen met betrekking tot het Menegotto-Pinto model

- a. Volgens het Menegotto-Pinto model voor de beschrijving van het σ - ϵ diagram is E_{st} ook sterk afhankelijk van de rek waarbij versterking begint (ϵ_{st}). Volgens de tot nu toe beschikbare proefresultaten is deze afhankelijkheid minder groot.
De grootte van ϵ_{st} varieert tussen ca 0,015 en ca. 0,025. De meeste waarden zijn ca. 0,020. Er is geen relatie met de sterkte van het materiaal gevonden.
De waarde $E/E_{st} \leq 70$ is betrekkelijk arbitrair gekozen. In ieder geval kan worden geconcludeerd dat voor X70 een hogere Re/Rm waarde kan worden toegelaten dan voor X60 en lager.
- b. Met het Menegotto-Pinto model wordt het werkelijke σ - ϵ diagram beschreven c.q. geschematiseerd. De bedoeling van dergelijke schematiseringen is, om op basis van een beperkt aantal kenmerken van het betreffende staal (Re , Rm , ϵ_{st} , ϵ_u bij Rm) een mathematische functie van het verloop tussen spanning en rek op te stellen. Deze functie kan dan worden gebruikt voor bijvoorbeeld eindige elementen berekeningen.
In dit deelrapport plooiën is de schematisering volgens Menegotto-Pinto gebruikt om de invloed van Re/Rm , ϵ_{st} , ϵ_u en $Rm-Re$ op E_{st} na te gaan.
- c. Omdat het verloop van het spanning-rek diagram in het plastisch gebied nogal wat variaties vertoont, zal een schematisering verschillen opleveren met gemeten waarden. Dit is geen bezwaar; immers het doel is algemene wetmatigheden op te sporen.
- d. Dat een grootte als ϵ_{st} in de metingen veel minder invloed heeft op E_{st} heeft er mogelijk mee te maken dat tijdens het walsproces (TM), ϵ_{st} nogal kan worden beïnvloed, dit naast de mathematische aansluitvoorwaarde in de oorsprong.
- e. De spreiding in materiaaleigenschappen zoals E_{st} is er mede verantwoordelijk voor dat er in de praktijk zoveel variaties in kritieke stuikwaarden worden gevonden. Door gebruik te maken van een geschematiseerd verloop van spanningen en rekken kan de invloed van toevallige variaties in de materiaaleigenschappen op het algemene beeld worden beperkt.

6.3 Aanbevelingen voor verder onderzoek

De bestaande rekenregels voor ϵ_{cr} zijn gebaseerd op theoretische overwegingen en op de beschikbare proefresultaten. Deze betreffen hoofdzakelijk proeven op buizen in conventionele staalsoorten. Er zijn slechts weinig proeven bekend op buizen vervaardigd uit hoge sterkte staal.

In verband met de beperkte financiële middelen was er in het onderzoek geen ruimte voor het uitvoeren van aanvullende proeven. Er is daarom voor gekozen om door middel van theoretische beschouwingen de invloed van de bijzondere eigenschappen van hoge sterkte op ϵ_{cr} te bepalen.

Er zijn veel factoren die de plooiestabiliteit beïnvloeden.

- In het onderhavige onderzoek is de aandacht gericht op de invloed die de verschillen in het spanning-rek diagram tussen conventionele staalsoorten als X60 en moderne hoge sterkte staalsoorten (in het bijzonder de Re/Rm verhouding c.q. het verschil tussen Rm en Re) op het plooigedrag hebben.
- Andere factoren zoals de vorm van het spanning-rek diagram bij het begin van vloeien, de aanwezige restspanningen en de invloed van de fabricagemethode (bijvoorbeeld al dan niet koud expanderen) zijn eveneens van belang voor de plooiestabiliteit.
- In het onderzoek is er van uitgegaan dat deze factoren en hun invloed op het plooiagedrag, bij hoge sterkte staal niet wezenlijk anders liggen dan bij lagere sterkte staal.
- In hoeverre bij moderne staalsoorten (ook lagere sterkte staal) deze factoren en de invloed op het plooiagedrag, anders zijn dan bij oudere staalsoorten die destijds voor de proeven zijn gebruikt, is niet duidelijk. Aanvullend onderzoek lijkt gewenst, ook voor moderne lagere sterkte staalsoorten.

Er wordt dan ook aanbevolen om aanvullend onderzoek uit te voeren om de getrokken conclusies beter te onderbouwen.

Zie ook de bezwaren van de Dienst voor het Stoomwezen tegen het gebruikte Menegotto-Pinto model in bijlage 4.

- Aanvullende plooioproeven. De getrokken conclusies zijn hoofdzakelijk gebaseerd op theoretisch onderzoek. Er zijn slechts weinig proeven bekend om de conclusies experimenteel te verifiëren.
- Verder theoretisch onderzoek met betrekking tot de invloed van de materiaalparameters die van belang zijn voor de plooiestabiliteit. Hierbij zal een verdere evaluatie van de bestaande plooietheorieën voor het plastisch gebied nodig zijn. Verder wordt voorgesteld eindige elementen berekeningen met behulp van het computerprogramma DIANA uit te voeren.
- In hoeverre voor de beschrijving van het σ - ϵ diagram gebruik zal kunnen worden gemaakt van modellen als het Menegotto-Pinto model, zal nader moeten worden onderzocht, rekening houdend met de door de Dienst voor het Stoomwezen naar voren gebrachte bezwaren. In dit verband is het ook nodig nauwkeuriger σ - ϵ diagrammen van hoge sterkte staal te verzamelen.

7. REFERENTIES

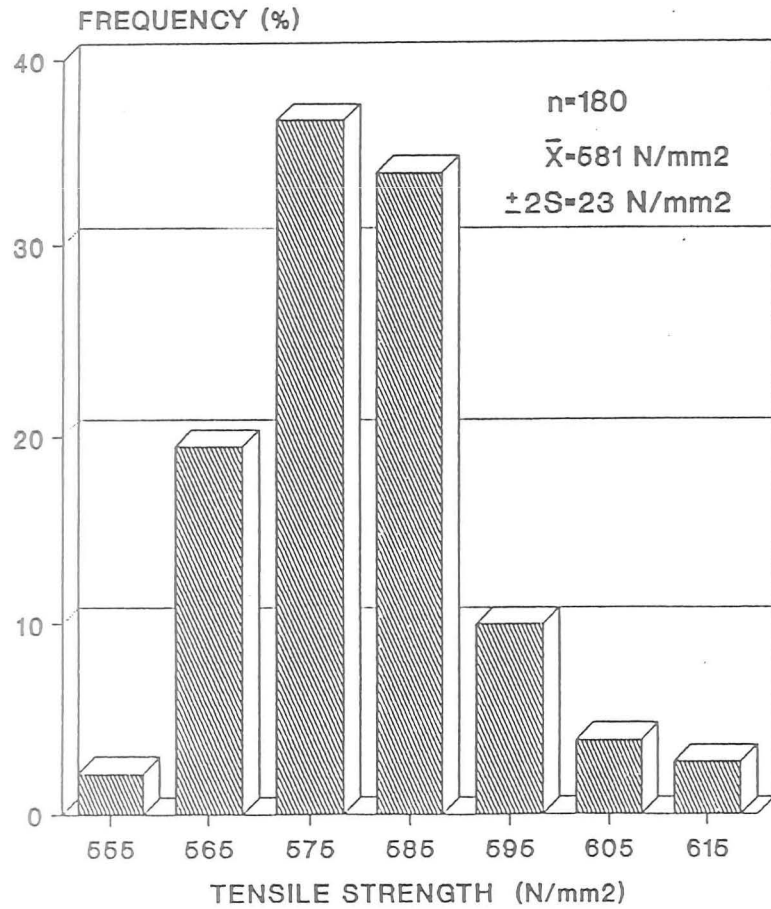
1. Nederlands Instituut voor Lastechniek.
Voorstel voor onderzoek naar de toepasbaarheid van hoge rekgrens staal (HRS) voor pijpleidingen, met name in de sterkteklasse X70.
Definitieve versie van 6 november 1990.
2. A.M. Gresnigt.
Kritieke stuik en kritieke rotatie in verband met plooiën van stalen transportleidingen.
Rapport TNO-Bouw BI-86-116, 1986.
3. Technische grondslagen voor de berekening van ingegraven stalen transportleidingen (TGSL-1986). De TGSL-1986 is opgenomen in de Pijpleidingcode 1990 van de Provincie Zuid-Holland.
4. S.C. Batterman.
Plastic buckling of axially compressed cylindrical shells. A.I.A.A. J., Vol.3, no. 2, 1965.
5. B.D. Reddy.
An experimental study of the plastic buckling of circular cylinders in pure bending. Int. J. Solids Structures, Vol. 15, pp. 669-683. Zie ook bijlage 3 van [2].
6. D.R. Sherman.
Tests of circular steel tubes in bending. J. of the Structural Division of the ASCE, November 1976, pp. 2181- 2195. Zie ook bijlage 1 van [2].
7. R.M. Korol.
Critical buckling strains of round tubes in flexure. Int. J. Mech. Sci., Vol. 21, 1979, pp. 719- 730. Zie ook bijlage 4 bij [2].
8. D. Bushnell.
Elastic-plastic buckling of axially compressed ring stiffened cylinders - Test vs Theory. Welding Research Council Bulletin nr. 282, New York, November 1982.
9. C.E. Murphy.
Ultimate pipe strength under bending, collapse and fatigue. Shell Development Company, Pipeline R & D Laboratory, Deepwater Pipeline Feasibility Study, Section 21-1, April 1975, Houston.
10. Y. Kurobane, T. Atsuta, S. Toma.
Research in Japan in the stability of circular tubes.
IIW Doc. XV-513-82.

11. M.G. Lay.
Flange local buckling in wide-flange shapes.
J. of the Structural Division, Proceedings of the American Society of Civil Engineers, Dec. 1965, pp. 95-117.
12. B. Kato.
Local buckling of steel circular tubes in plastic region.
Proc. Int. Colloquium on Stability of Structures under Static and Dynamic Loads, SSRC/ASCE, Washington, March 1977. Zie ook bijlage 2 van [2].
13. B. Kato, H. Aoki, H. Yamanouchi.
Standardized mathematical expression for stress-strain relations of structural steel under monotonic and uniaxial tension loading.
RILEM, Materials and Structures, 1990, 23, pp. 47-58.
14. RILEM draft recommendation CT83 Tension testing metallic structural materials for determining stress-strain relations under monotonic and uniaxial loading.
RILEM, Materials and Structures, 1990, 23, pp. 35-46.
15. A. de Martino, R. Landolfo, F.M. Mazzolani.
The use of the Ramberg-Osgood law for materials of round-house type.
RILEM, Materials and Structures, 1990, 23, pp. 59-67.
16. D.M. Richards, A. Andronicou.
Ultimate strength of pipelines.
First European Offshore Mechanics Symposium, Trondheim, Norway, 20-22 augustus 1990.
17. R. Hubo.
Bruchmechanische Untersuchungen zum Einsatz von Stählen unterschiedlicher Festigkeit und Zähigkeit.
Dissertatie RWTH Aken, Januar 1990.
18. A.M. Gresnigt.
Onderzoek pijpleidingen, 1e deel: Inventarisatie.
TNO-Bouw rapport BI-73-3, 1973.
19. Documentatie Mannesmann, 1991.
20. NEN-3650.
Eisen voor stalen transportleidingssystemen.
NNI, 1992.

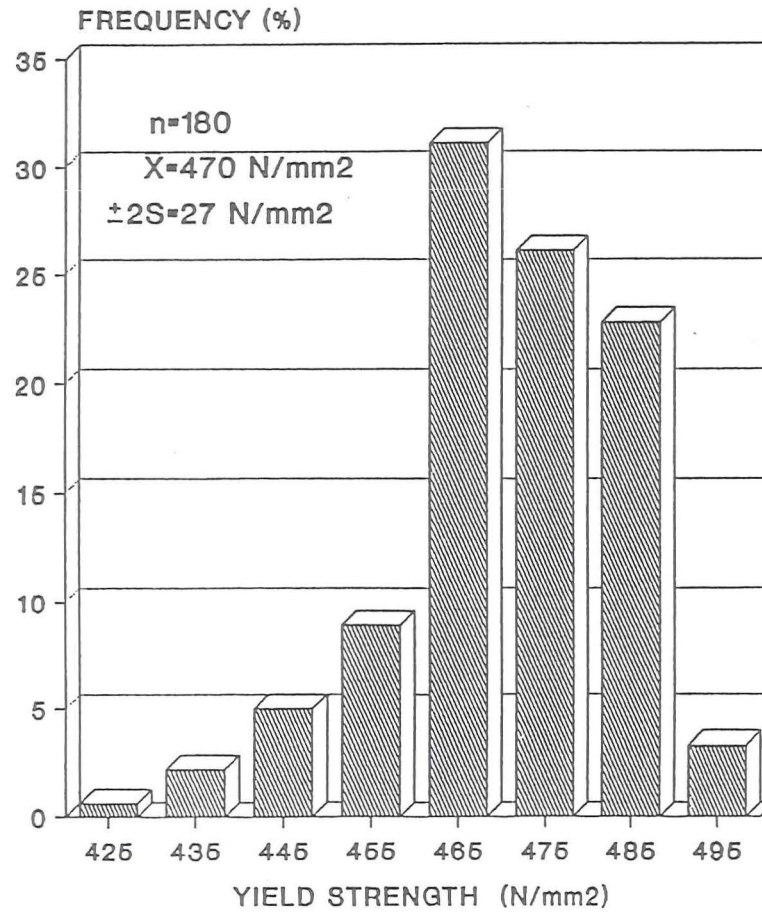
21. H. Gaessler en G.H. Vogt.
Influence of yield to tensile ratio on the safety of pipelines.
3R-International, Heft 3, April 1989.
22. Pijpleidingcode 1990.
Provincie Zuid-Holland, 1990.
23. A.M. Gresnigt.
Plastic design of buried pipelines.
Heron 1986, no 4.
24. R. Roik en U. Kuhlmann.
Experimentelle Ermittlung der Rotationskapazität biege-beanspruchter I-Profile.
Stahlbau 12/1987, pp 353-358.
25. A. Bernard en M. Da Rin.
Effet de la forme du diagramme contrainte - dilatation sur la performance des ossatures métalliques.
ECSC rapport 6210-SA/5/501, 1977.
26. L.F. Donato et al.
Sugli acciai tipo T1 e relativi guinti saldati.
Centro Studi Costruzioni Metalliche dell'Università di Pisa. Pubblicazione no. 72, ca 1972.

Bijlage 1: Gegevens metingen STE 415.7 en STE 480.7 uit [19].

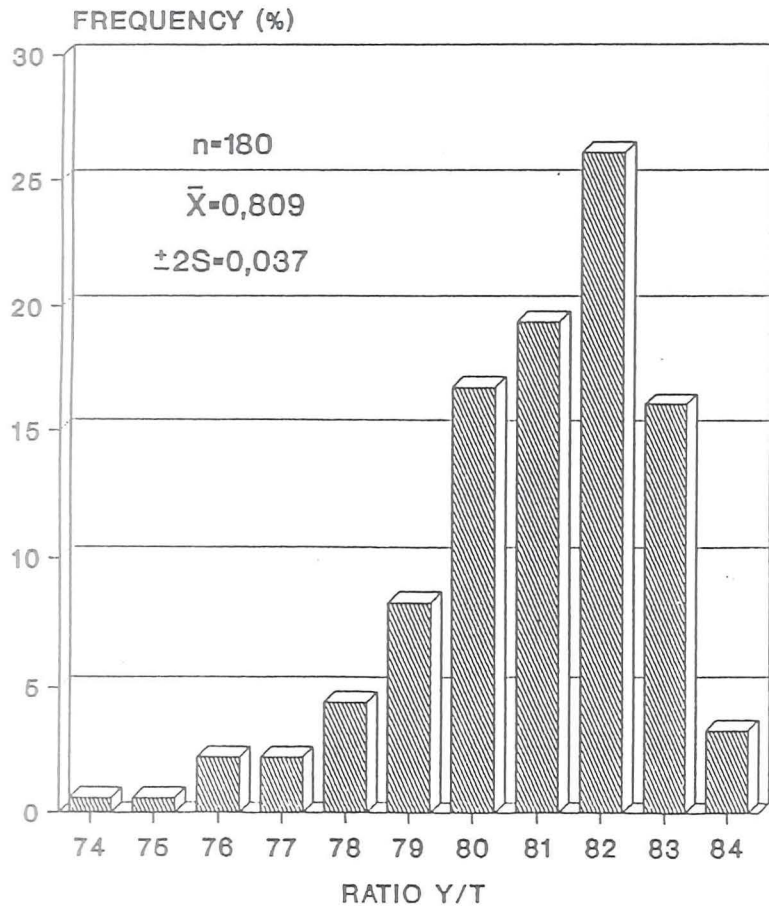
MECHANICAL PROPERTIES STE 415.7 TM
GASUNIE 42°OD. x 14,3 mm WT.



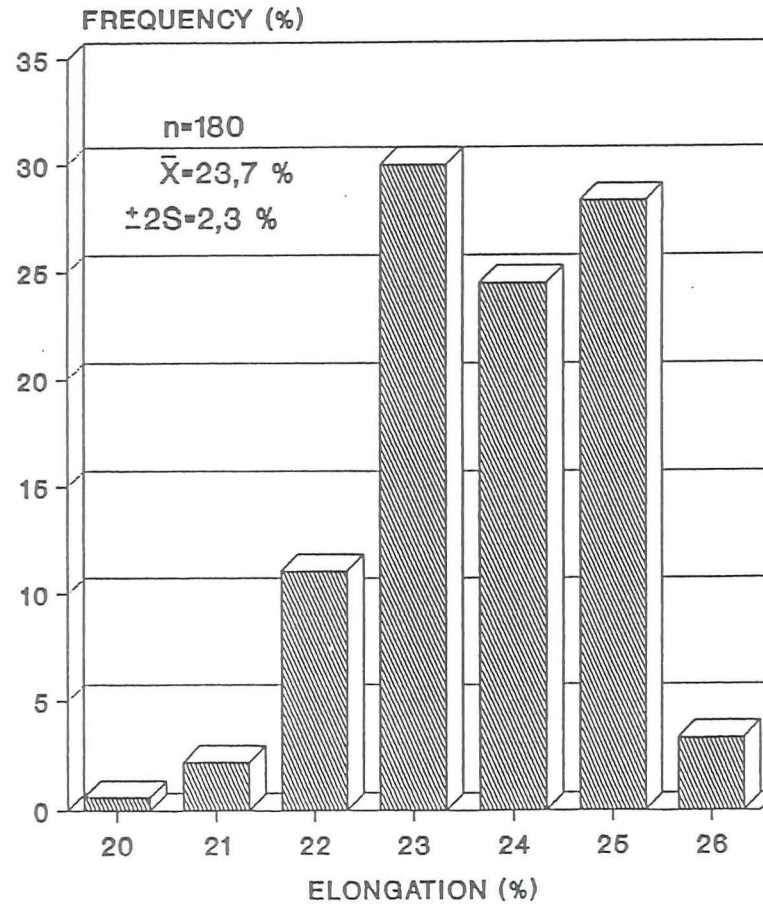
MECHANICAL PROPERTIES STE 415.7 TM
GASUNIE 42°OD. x 14,3 mm WT.



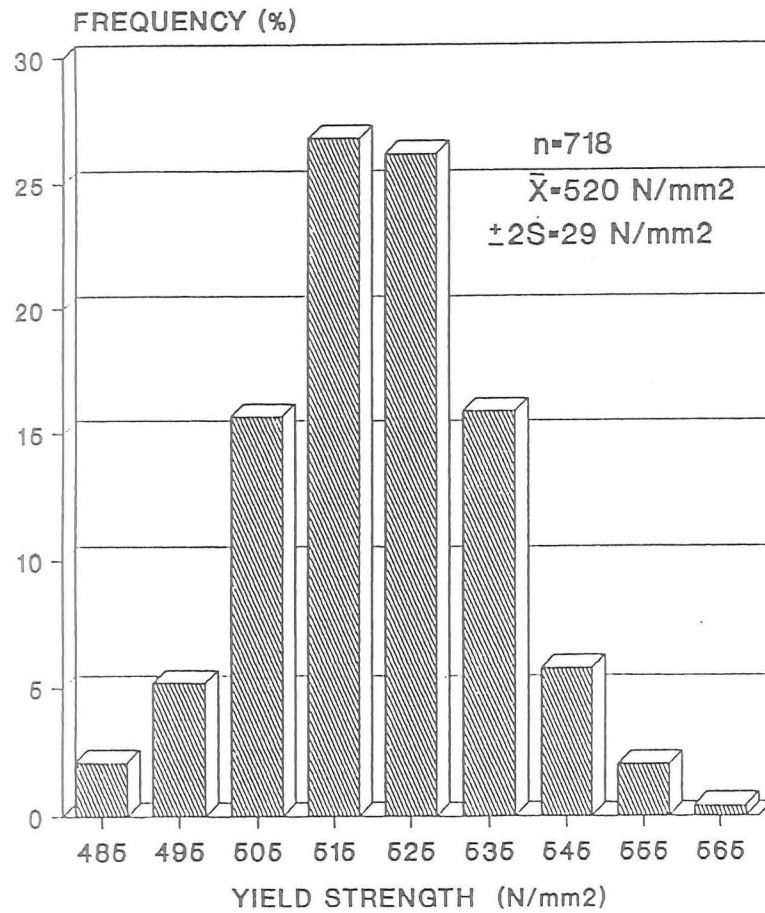
MECHANICAL PROPERTIES STE 415.7 TM
GASUNIE 42°OD. x 14,3 mm WT.



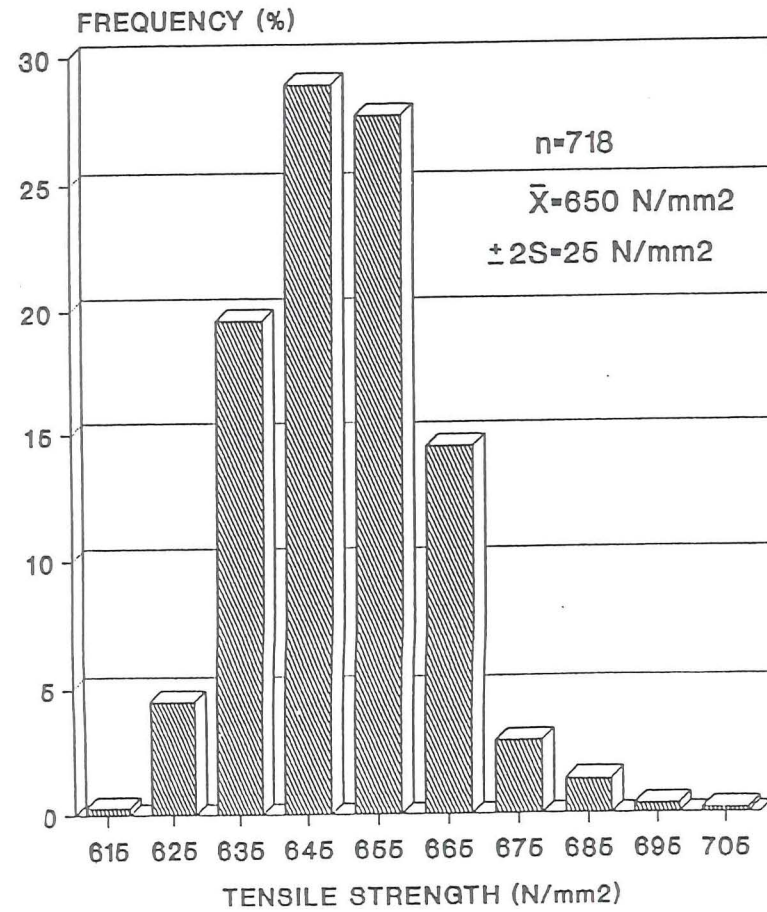
MECHANICAL PROPERTIES STE 415.7 TM
GASUNIE 42°OD. x 14,3 mm WT.



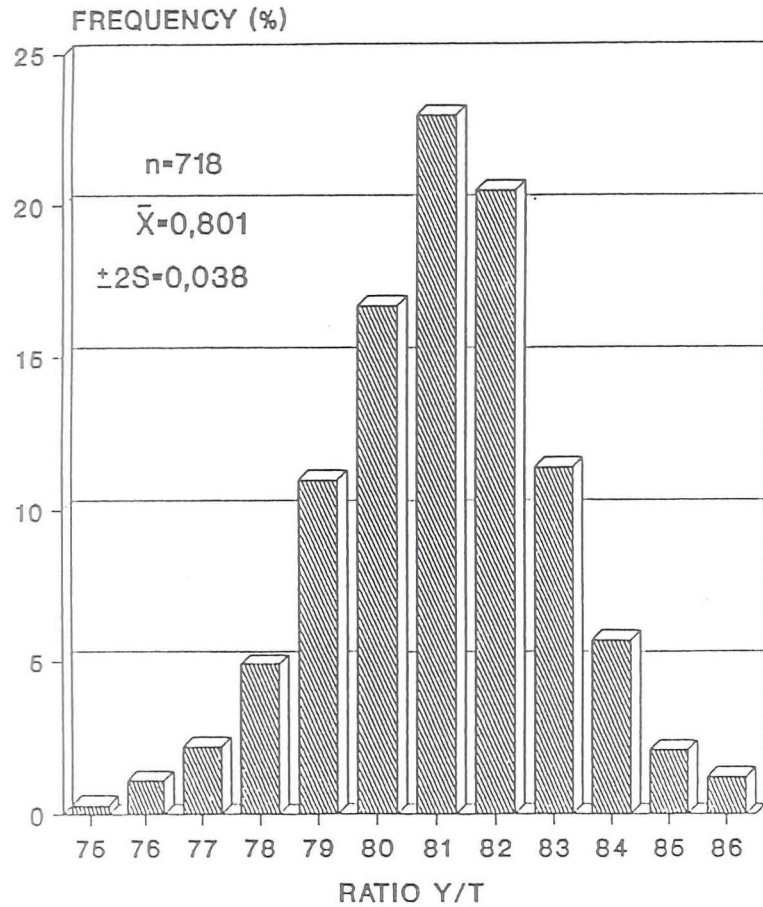
MECHANICAL PROPERTIES STE 480.7 TM
44°OD. x 15,5 mm WT.



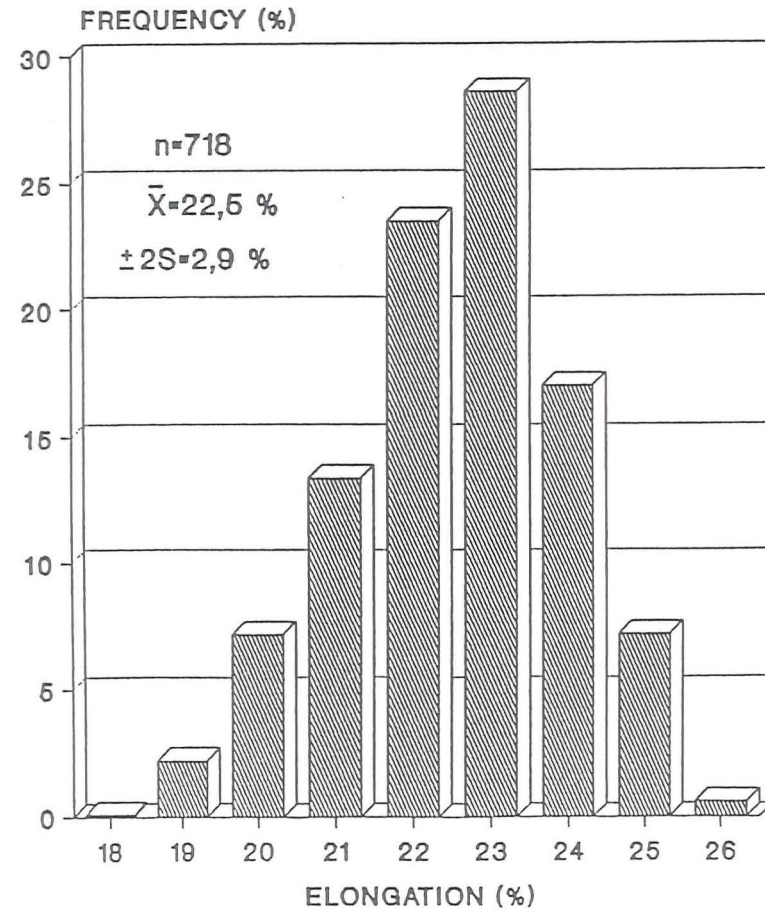
MECHANICAL PROPERTIES STE 480.7 TM
44°OD. x 15,5 mm WT.



MECHANICAL PROPERTIES STE 480.7 TM
44°OD. x 15,5 mm WT.



MECHANICAL PROPERTIES STE 480.7 TM
44°OD. x 15,5 mm WT.



Bijlage 2: Gegevens metingen X60 uit [18].

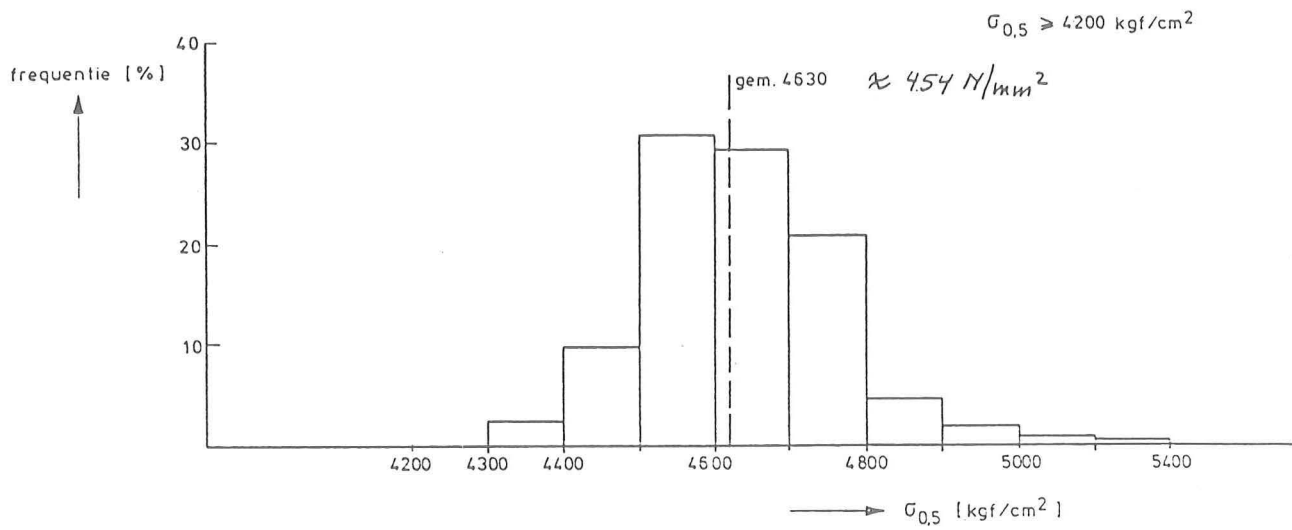


fig.9 X 60 frequentieverdeling van $\sigma_{0,5}$ volgens gegevens van de gasunie (metingen aan 321 charges)

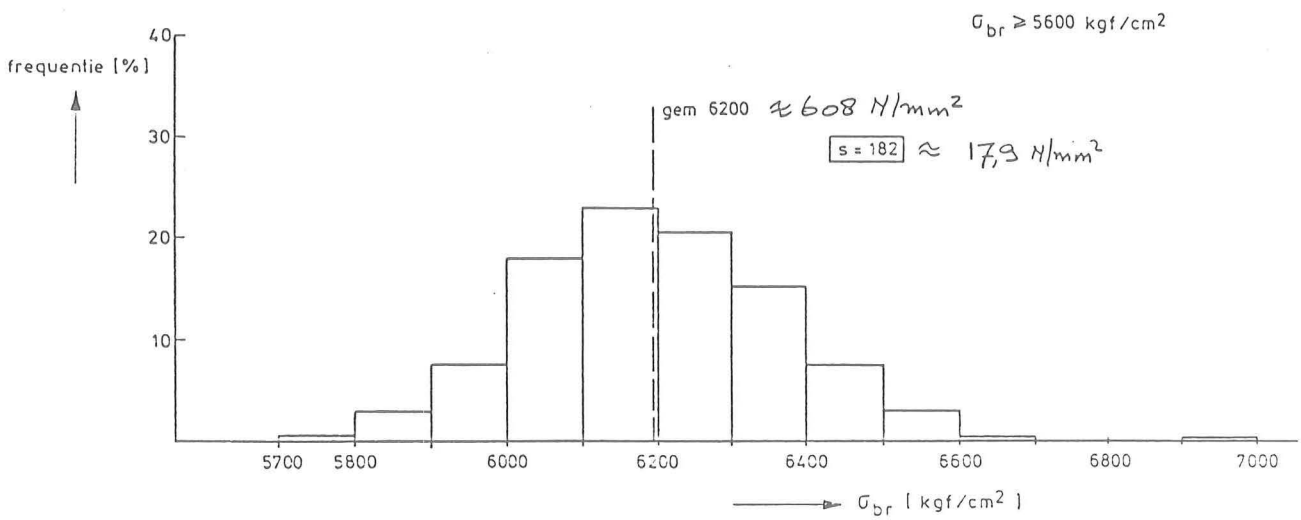


fig.10 X60 frequentieverdeling van σ_{br} volgens gegevens van de gasunie (metingen aan 321 charges)

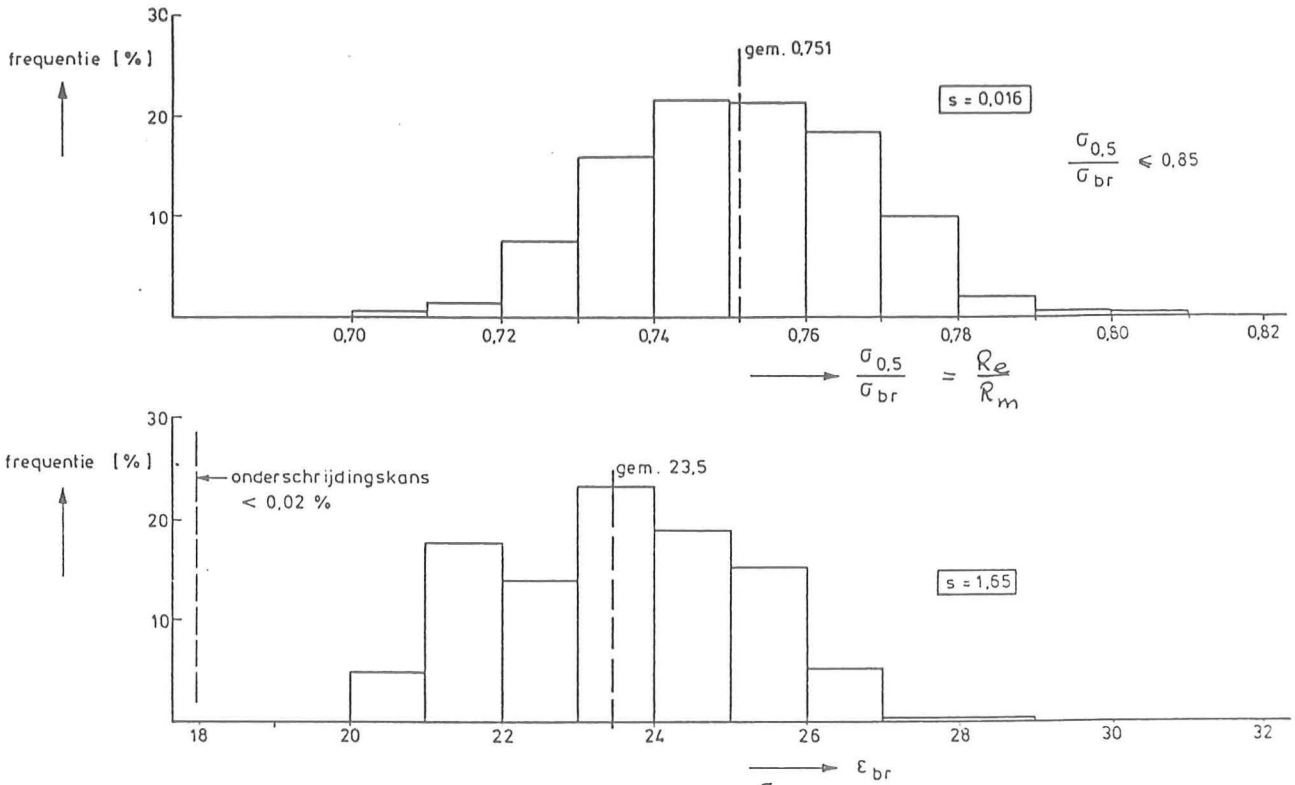


fig. 11 X60 frequentieverdeling van ϵ_{br} en $\frac{\sigma_{0.5}}{\sigma_{br}}$ volgens gegevens van de gasunie (metingen aan 321 charges)

Bijlage 3: RILEM draft recommendation CT83.*Materials and Structures/Matériaux et Constructions*, 1990, 23, 35–46RILEM DRAFT RECOMMENDATION
PROJET DE RECOMMANDATION DE LA RILEMTC 83-CUS FUNDAMENTAL MECHANICAL
PROPERTIES OF METALS
CT 83-CUS PROPRIÉTÉS MÉCANIQUES
FONDAMENTALES DES MÉTAUX**Tension testing of metallic structural materials for
determining stress–strain relations under monotonic
and uniaxial tensile loading**

The text presented hereunder is a draft which is published in order to be submitted to comments. The final text will be drawn from the draft with regard to the possible comments. Comments should be sent to Prof. Ben Kato, The University of Tokyo, Faculty of Engineering, Department of Architecture, 7-3-1 Hongo, Bunkyo-ku, Tokyo 113, Japan.

1. SCOPE

This standard specifies a method for tension testing of metallic structural materials, for determining stress–strain relations up to the maximum load under monotonic and uniaxial tensile loading at ambient temperature. The stress–strain relations shall be expressed by some standardized mathematical equations, in which the material constants shall be evaluated in accordance with the appendices in this standard.

Note 1. This standard also covers a determination of the stress–strain relation, between the maximum load and the rupture load of the test specimen. The result, however, should be regarded as a reference value, until the establishment of a correction method for the local stress and strain disturbance which occurs at the necking part of the test specimen.

**The principal purposes of this proposal are as follows:*

1. to establish a standardized procedure for tension testing by which the essential data for structural analyses and assessment of structural safety can be obtained, standing on the viewpoint of structural engineering;

2. to specify the procedures of measurement, accuracies of the apparatus, control of loading and the expression forms of the result on the international basis;

** A commentary in italics is being added in some cases, following or preceding the points concerned.*

3. to accumulate data with respect to the characteristics of mechanical properties;

4. to give the values of the material constants in the mathematical equations by which the stress–strain diagram is approximated;

5. to compare statistical mechanical properties of products among each country.

2. REFERENCES**2.1 International standards**

ISO 6892-1984(E) Metallic materials–Tensile testing
ISO/DIS 7500/1 Metallic materials–Verification of static uniaxial testing machine. Part 1: Tensile testing machine

2.2 National specifications

ANSI/ASTM E8 Tension testing of metallic materials
ASTM E4 Verification of testing machine
JIS Z 2241 Method of tension test for metallic materials
JIS Z 7721 Tensile testing machine
NFA 03151 Essai de traction de l'acier
NFA 03501 Vérification de machine de traction statique

BS 18, Part 2	Method for tensile testing of metals, steel (general)
BS 18, Part 3	Methods for tensile testing of metals, steel sheet and strip
BS 18, Part 4	Methods for tensile testing of metals, steel tubes
DIN 1605, Blt.1	Mechanische Prüfung der Metalle, Allgemeines und Abnahme
DIN 1605, Blt.2	Zugversuch bei Zimmertemperatur
DIN 50145	Prüfung metallischer Werkstoffe, Zugversuch
DIN 50140	Prüfung metallischer Werkstoffe, Zugversuch an Rohren und Rohrstreifen

t_0 (mm)	Original thickness of the parallel part of the test specimen
W_0 (mm)	Original width of the parallel part of the test specimen
α_Y	Yield ratio
α_{Yh}	Yield ratio based on the upper yield strength
α_{Yl}	Yield ratio based on the lower yield strength
α_{Yp}	Yield ratio based on the proof strength
β	Bending strain ratio defined by Equation 1
ϵ	Engineering strain
ϵ_{p2}	Strain corresponding to the proof strength (f_{p2}) on the nominal stress (σ)–engineering strain (ϵ) diagram
ϵ_{st}	Strain at the strain hardening point (P_{st})
ϵ_{uni}	Uniform strain
ϵ_{wm}	Average strain obtained from wire strain gauges
ϵ_{wmt}	Average transverse strain to the loading direction
$\epsilon_{w1}, \epsilon_{w2}$	Strains measured by wire strain gauges
ϵ_1, ϵ_2	Strain at the stress levels of one-third and two-thirds of the upper yield stress, respectively
$\epsilon_{98-}, \epsilon_{98+}$	Strains corresponding to the stress level σ_{98} before and after the maximum tensile load, respectively
ν	Poisson's ratio
σ ($N\ mm^{-2}$)	Nominal stress on the cross-section of the test specimen
σ_{st} ($N\ mm^{-2}$)	Stress at the strain hardening point
σ_{98}	Stress level at 98% of the tensile strength (f_{max})
ψ	Reduction of the cross-sectional area after rupture

3. SYMBOLS AND DESIGNATIONS

The nomenclature employed in this standard basically follows ISO 3898, 'Bases for Design of Structures, Notation – General Symbols'. Correspondence between this standard and the ISO 6892 standard is given in the table of Appendix D.

A_f (mm^2)	Minimum cross-sectional area of the parallel part of the test specimen after rupture
$A_{min,j}$ (mm^2)	Minimum cross-sectional area under the load F_j
A_0 (mm^2)	Original cross-sectional area of the parallel part of the test specimen
d_0 (mm)	Original diameter of a circular test specimen
E ($N\ mm^{-2}$)	Modulus of elasticity
F (N)	Tensile load
F_f (N)	Rupture load of the test specimen
F_j (N)	Tensile load of the specimen at the j th load step after the maximum load
F_{max} (N)	Maximum tensile load of the test specimen
f_{max} ($N\ mm^{-2}$)	Tensile strength
$f_{p0.2}$ ($N\ mm^{-2}$)	Proof strength by means of 0.2% offset method
f_{p2} ($N\ mm^{-2}$)	Proof strength determined by means of a half elastic slope method
f_{yh} ($N\ mm^{-2}$)	Upper yield strength
f_{yl} ($N\ mm^{-2}$)	Lower yield strength
L_0 (mm)	Original gauge length of the test specimen
$L_{0'm}$ (mm)	Average elongation within the original gauge length (L_0)
$L_{0'1}, L_{0'2}$ (mm)	Elongations measured by extensometers
L_p (mm)	Length of the parallel part of the test specimen
P_{st}	Strain hardening point on the nominal stress (σ)–engineering strain (ϵ) diagram
r (mm)	Radius of the fillets at the end of the parallel part of the test specimen

4. TEST SPECIMENS

4.1 Types and dimensions of the test specimen

4.1.1 Plate-type test specimens

The A-type test specimen shown in Fig. 1 is prescribed as a standard plate-type test specimen for flat materials. In principle, the test specimen of this type shall be of full thickness of the product.

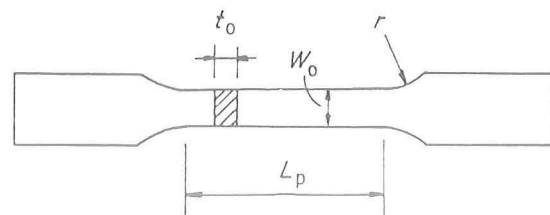


Fig. 1 A-type specimen (plate-type). $W_0 = 1.5$ to $2.5 t_0$, $L_p > 5W_0$, $r > 15$ mm, $t_0 = 6$ to 40 mm.



4.1.2 Circular test specimens

The B-type test specimen shown in Fig. 2 is for a standard circular test specimen machined from the material being tested.

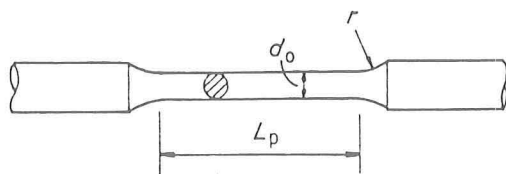


Fig. 2 B-type specimen (circular type). $d_0 = 15$ mm, $L_p \geq 9d_0$, $r \geq 15$ mm.

4.2 Selection of the specimen type

4.2.1 Selection of the plate-type test specimen

The A-type test specimen is used for testing metallic structural materials in the form of plate, shapes and flat material having a nominal thickness of 6 to 40 mm.

4.2.2 Selection of the circular test specimen

The B-type test specimen is generally selected for testing metallic structural materials in the form of plate, shapes or flat material having a nominal thickness over 40 mm. In this case, the central axis of the test specimen shall be located at a quarter thickness inside from the surface of the product.

B-type test specimens may also be employed for material with 40 mm or less in thickness, either if the loading capacity of the testing machine is not adequate for carrying out full-scale (A-type) testing, or if the purpose of the test is mainly to observe the stress-strain relation between the maximum load and the rupture load of the test specimen with particular exactitude.

4.2.3 Consideration for test specimens of other types

The test specimen for special materials, for example, in the form of thin plate, wire, bar, rod, strip, hoop, pipe, tube, etc., should have a suitable shape and a parallel part long enough to eliminate the stress disturbance caused by gripping.

4.3 Gripped ends and radius of fillets

The shape of the gripped ends of the test specimen shall be of the most suitable type to avoid eccentric loading depending upon the grip of the test machine, i.e. wedge grips, pin ends or threaded type. For brittle metallic structural materials, it is desirable to have fillets of a larger radius at the ends of the parallel part than the minimum value prescribed in Figs 1 or 2.

1. Basically test specimens for a tension test should be of full thickness or full size of the product in order to

reflect the anisotropy of mechanical properties in the through-thickness direction. The macroscopic and average behaviour of the element could be observed by such a test. However, a test specimen of circular type is advantageous for measuring the minimum cross-sectional area at the necking part when one wishes to obtain the stress-strain curve throughout the whole range. Test specimens of this type must be generally machined from the product.

2. The relations between the length of the parallel part (L_p) and the original cross-sectional area (A_0), are $L_p \geq (6.12 \text{ to } 7.91) A_0^{1/2}$ for A-type specimens and $L_p \geq 5.73 A_0^{1/2}$ for B-type specimens, respectively. These sufficiently satisfy the condition $L_p \geq 5.65 A_0^{1/2}$ stipulated by ISO 6892.

3. The mechanical properties sometimes show different characteristics between the vicinity of the surface and in the centre part of the thickness direction, especially thicker plate elements with over 40 mm thickness. Some experimental data show that the part inside a quarter of the thickness from the surface gives a representative value nearly equal to the global characteristics.

4. This standard gives only two types as the shape of test specimen. Other types of specimen should be specified for thin plates or wire, especially the specimen with curvature machined from a tube.

5. Due consideration should be paid to the types of gripping of the specimen and to the radius of fillets (r).

6. This standard does not state as to finishing the surface and a tolerance of distortion of a test specimen.

5. PREPARATION OF TESTING

5.1 Measurement of the original cross-sectional area of the test specimen

The original cross-sectional area (A_0 , mm²) of the test specimen at the centre of the parallel part shall be calculated by means of the values of the thickness (t_0 , mm) the width (W_0 , mm) or the diameter (d_0 , mm) measured by slide calipers or a micrometer. The number of two places of decimals should be rounded by counting fractions 0.5 and over as a whole number and disregarding the rest.

5.2 Marking the original gauge length

Marking of the original gauge length (L_0 , mm) should be made at both sides of the test specimen. Each end of the original gauge length shall be marked by means of fine marks or scribed lines, but not by notches which could result in premature fracture. The original gauge length shall be ranging from 50 to 100 mm, centring to the parallel part of the test specimen. Fine notches, however, may be permissible for sufficiently ductile materials, if it is predictable that those could not cause a rupture initiation point. The original gauge length after marking shall be measured by slide calipers and two places of decimals of the value shall be rounded by counting

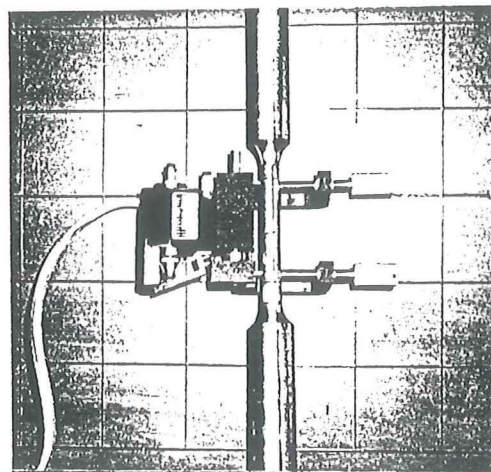
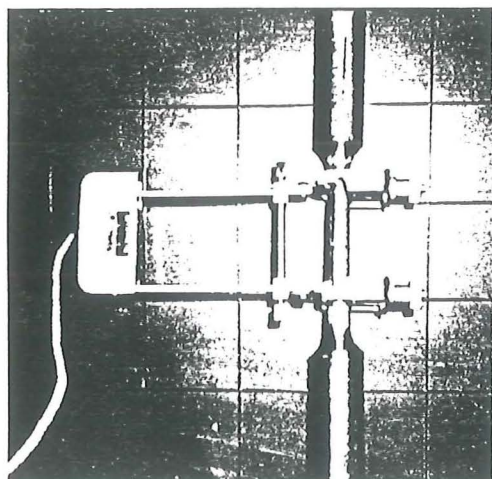


Fig. 3 Setting up extensometers.

fractions 0.5 and over as a whole number and disregarding the rest.

5.3 Attachment of wire strain gauges

Wire strain gauges shall be stuck on each side of the surface at the centre part of the test specimen. Wire strain gauges of the cruciform type are necessary only when Poisson's ratio (ν) is to be measured.

5.4 Attaching extensometers

A pair of extensometers, with some appropriate jigs, shall be attached between the respective original gauge lengths on the parallel part of the test specimen, to measure the elongation ($L_{o'1}$, mm) and ($L_{o'2}$, mm) continuously. An example of the setting up is illustrated in Fig. 3. The accuracy of the extensometer shall be at least one-twentieth of a millimetre.

Note 2. Extensometers may be unnecessary, if measurement of the strain with an adequate accuracy is possible by means of wire strain gauges up to the maximum load of the test specimen.

6. TESTING MACHINE

Machines used for tension testing in accordance with this standard shall conform to the requirement of the relevant specifications. The testing machine shall be equipped with proper grips so as not to introduce any undesirable eccentric loading into the test specimen. The indicating devices or the output instruments of the load shall have an accuracy of $\pm 0.1\%$ to the maximum load. It is desirable that the machine is equipped with pacing or indicating devices for the loading and control of the rate of straining.

7. CONDITION OF TESTING

7.1 Elimination of eccentricity

At the virgin loading, the test specimen shall be loaded moderately and monotonically up to one-third or less of the yield load corresponding to the specified yield strength, to detect unexpected bending strain introduced by improper grippings. After recording the strains ϵ_{w1} and ϵ_{w2} measured by the wire strain gauges, the test specimen shall be unloaded. The bending strain ratio (β) is defined by the equation

$$\beta = \left| \frac{\epsilon_{w1} - \epsilon_{w2}}{\epsilon_{w1} + \epsilon_{w2}} \right| \quad (1)$$

Unless β is 0.2 or less, the gripping shall be adjusted until this condition is satisfied. Unloading may be unnecessary if it is possible to be confirmed that β is within 0.2 at the load corresponding to one-third of the yield strength or the proof strength of the material to be tested.

A new term 'bending strain ratio' has been defined. Eccentric tension loading is caused by distortion of the specimen induced from shaping and gripping the machine. This standard defines a new term 'bending strain ratio' (β). However, the influence of it on the upper yield strength is not so significant if the specimen has sufficient length of the parallel part.

7.2 Loading up to the maximum load

Tensile loading shall be carried out monotonically and continuously until the load reduces over 5% of the maximum load. At this moment, the extensometers shall be removed. During the loading, the tensile load



(F , N), the elongations ($L_{o'1}$, $L_{o'2}$) obtained from the extensometers and the strains (ϵ_{w1} , ϵ_{w2}) measured by the wire strain gauges, shall be recorded as analogue or digital quantities. In the case of digital quantities, intervals of the recording shall be small enough not to misjudge the characteristics of the stress–strain curve.

Regarding continuous loading, this standard prescribes that monotonic and continuous loading shall be controlled by the rate of straining at the parallel part of the test specimen. A control system for loading and an appropriate instrument for recording are required if a test is carried out according to this standard.

7.3 Speed of loading

The speed of loading shall be prescribed depending on the nature of the material. For structural steels, the average strain rate at the parallel part of the test specimen shall be within 0.00005 sec^{-1} up to the point of yielding. It shall be within 0.0001 sec^{-1} after yielding up to the maximum load. If the testing machine is not equipped with pacing or indicating devices for the control of rate of straining, the average rate of straining can be determined with a stopwatch by observing the time required to effect a known increment of strain.

The stress–strain relation of metallic structural material under tensile loading is dependent upon the loading path, rate of straining and test temperature. Different conditions of testing should be employed depending upon where the focus concentrates; for example, dynamic loading due to seismic disturbance and column buckling under static loading impose quite different loading conditions on the material.

In this standard, the speed of loading is determined to obtain stress–strain curves for use of analyses on the static behaviour of metal structures. ISO 6892 specifies the upper limit of the strain rate ranging between 0.00025 sec^{-1} in the elastic range and 0.0025 sec^{-1} in the plastic range.

7.4 Test temperature

This test, unless otherwise specified, shall be carried out at ambient temperature between 10 and 35°C . Tests carried out under controlled conditions shall be made at a temperature of $23 \pm 5^\circ\text{C}$.

Note 3. When a test is carried out below 10°C or above 35°C , the temperature on the surface of the test specimen shall be recorded, at least just before starting and just after finishing the test.

7.5 Loading up to the rupture of the test specimen

After removal of the extensometers, the test specimen shall be loaded up to rupture. The tensile load at the moment when the rupture of the test specimen occurs, designated by F_r (N), shall be recorded. After the rup-

tured specimen is removed from the testing machine the minimum thickness, minimum width or minimum diameter at the fractured part shall be measured by slide calipers or a micrometer. The minimum cross-sectional area (A_r , mm^2) after fracture shall be calculated from values obtained from the above measurements. Two places of decimals of A_r shall be rounded by counting fractions 0.5 and over as a whole number and disregarding the rest. If the characteristics of the stress–strain curve after the maximum load are required to be observed, the tensile load (F_j , N) and the minimum cross-sectional area ($A_{\text{min},j}$, mm^2) shall be measured with an appropriate interval up to the rupture of the test specimen. A reasonable amount of unloading could be allowed during the measurement of minimum cross-sectional area ($A_{\text{min},j}$).

8. DETERMINATION OF CHARACTERISTIC VALUES

8.1 Nominal stress

The nominal stress (σ , N mm^{-2}) at an arbitrary moment during the test is obtained by dividing the tensile load (F) by the original cross-sectional area (A_o):

$$\sigma = F/A_o \quad (2)$$

8.2 Engineering strain

The engineering strain (ϵ) at an arbitrary moment during the test is given by either Equation 3 or Equation 4:

$$\epsilon = \frac{1}{2} (\epsilon_{w1} + \epsilon_{w2}) = \epsilon_{wm} \quad (3)$$

$$\epsilon = \frac{1}{2} \left(\frac{L_{o'1}}{L_{o1}} + \frac{L_{o'2}}{L_{o2}} \right) = \frac{L_{o'm}}{L_o} \quad (4)$$

where ϵ_{wm} and $L_{o'm}$ designate the average strain measured by wire strain gauges in the loading direction and the average elongation with respect to the original gauge length (L_o) measured by extensometers, respectively. Except for a case when the accuracy of the strain measured by wire strain gauges is adequately guaranteed up to the maximum load, it is generally preferable to use the value of Equation 3 as the engineering strain before 0.01 and to employ Equation 4 for ϵ ranging over 0.01.

8.3 Yield strength

8.3.1 Upper yield strength

For materials having a so-called 'sharp-kneed' stress–strain diagram, the upper yield strength (f_{yh} , N mm^{-2}) is defined as the stress at the moment when the first decrease in force is observed or plastic deformation occurs without any increase in force (Fig. 4).

8.3.2 Lower yield strength

The lower yield strength (f_{yL} , $N\ mm^{-2}$) is defined by the minimum value of the stress on the plastic flow region between the upper yield point and the strain hardening point (see Fig. 4).

This value is obtained with the speed of loading indicated in Section 7.3. It is different (higher) compared with the static yield stress which is obtained at zero strain rate (by stopping the tension machine during five minutes, ASTM 8.81 and ASTM 9.81).

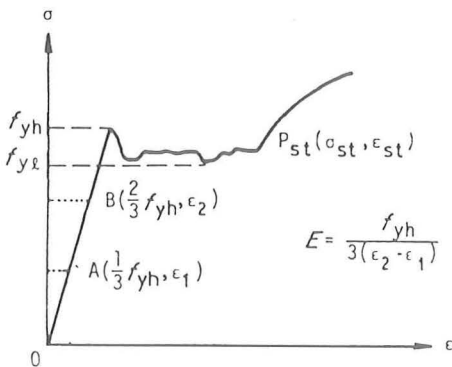


Fig. 4 Definition of yield strengths.

8.4 Elastic constants

8.4.1 Modulus of elasticity

1. For material with a well-defined yielding point, the modulus of elasticity (E , $N\ mm^{-2}$) is defined as

$$E = \frac{\sigma_2 - \sigma_1}{\epsilon_2 - \epsilon_1} \tag{5}$$

in which ϵ_2 and ϵ_1 are the strains at stress levels σ_2 and σ_1 of around two-thirds and around one-third of the upper yield strength (f_{yh}), respectively. Namely, stress levels of two-thirds and one-third of the upper yield stress are taken in the elastic region of the stress-strain relation, and the slope of the linear segment connecting these two points is defined as the modulus of elasticity (see Fig. 4). When the gradient of the elastic curve is not constant, Equation 6 below is available for defining the modulus of elasticity.

2. For material of a so-called ‘round house’ type of which the stress-strain diagram has no yield point, the modulus of elasticity is defined by the initial slope of the nominal stress (σ)-engineering strain (ϵ) diagram given by

$$E = \left(\frac{d\sigma}{d\epsilon} \right)_{\epsilon=0} \tag{6}$$

A curve-fitting technique, taking into account all the points of measurement between σ_1 and σ_2 , may be used to determine E .

8.4.2 Poisson’s ratio

Poisson’s ratio (ν) is the ratio of the transverse strain to the longitudinal strain of a material at any loading level, and is defined as

$$\nu = \left| \frac{\epsilon_{wmt}}{\epsilon_{wm}} \right| \tag{7}$$

in which ϵ_{wmt} is the average strain transverse to the loading direction and ϵ_{wm} is given by Equation 3. The value of three places of decimals shall be rounded by counting fractions 0.5 and over as a whole number and disregarding the rest.

8.5 Proof strength

8.5.1 Proof strength by means of the offset method

This method for determining $f_{p0.2}$ ($N\ mm^{-2}$) applies to material with a stress-strain curve of the round house type. Lay off the specified non-proportional strain (set value) on the horizontal axis (Fig. 5), draw a straight line parallel to the initial slope of the nominal stress (σ)-engineering strain (ϵ) curve. The intersection of this line with the stress-strain curve defines the proof strength (see Fig. 5). In reporting proof strengths obtained by this method, the specified non-proportional strain should be stated in parenthesis after the term yield strength. Thus:

$$\text{Yield strength (offset = 0.2\%)} = 360\ N\ mm^{-2}$$

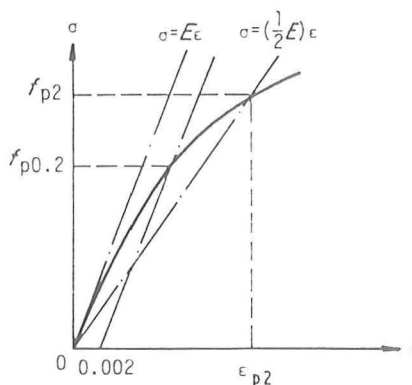


Fig. 5 Definition of proof strengths.

8.5.2 Proof strength by means of a half elastic slope method

This method for f_{p2} ($N\ mm^{-2}$) also applies to material with the stress-strain curve of the round house type. Draw a straight line from the origin with half of the modulus of elasticity which is determined by the initial slope of the nominal stress (σ)-engineering strain (ϵ) curve. The intersection of this line with the stress-strain curve defines another proof strength (see Fig. 5). In reporting proof strengths obtained by this method, the symbol 0.5E should be noted in parenthesis after the term yield strength. Thus:

$$\text{Yield strength (0.5E)} = 400\ N\ mm^{-2}$$

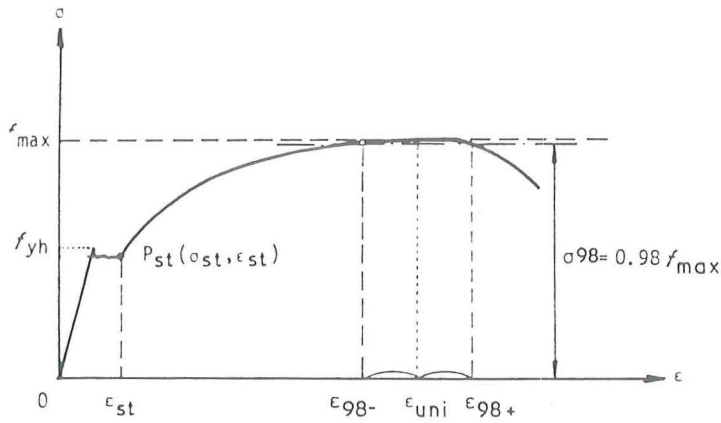


Fig. 6 Definition of uniform strain.

8.6 Strain hardening point

The strain hardening point (P_{st}) is defined as the point at which strain-hardening starts in a nominal stress (σ)–engineering strain (ϵ) diagram of the sharp knee-plastic flow type. The coordinates of this point are designated by $P_{st}(\sigma_{st}, \epsilon_{st})$ (Fig. 6).

8.7 Tensile strength

Dividing the maximum tensile load (F_{max} , N) by the original sectional area (A_o), the tensile strength (f_{max} , $N\ mm^{-2}$) is defined as

$$f_{max} = \frac{F_{max}}{A_o} \quad (8)$$

8.8 Uniform strain

The uniform strain (ϵ_{uni}) is essentially defined by the maximum value of uniformly distributed strain at the parallel part of the specimen before necking occurs. However, it may be determined conventionally as the average strain of ϵ_{98-} and ϵ_{98+} which correspond to the stress σ_{98} at 98% of f_{max} before and after the maximum tensile load (see Fig. 6):

$$\epsilon_{uni} = \frac{1}{2} (\epsilon_{98-} + \epsilon_{98+}) \quad (9)$$

8.9 Yield ratio

8.9.1 Yield ratio based on the upper yield strength

The yield ratio (α_{Y1}) based on the upper yield strength is defined as the ratio of the upper yield strength (f_{yh}) to tensile strength (f_{max}):

$$\alpha_{Y1} = \frac{f_{yh}}{f_{max}} \quad (10)$$

8.9.2 Yield ratio based on the lower yield strength

The yield ratio (α_{Y1}) based on the lower yield strength is defined as the ratio of the lower yield strength (f_{y1}) to the tensile strength (f_{max}):

$$\alpha_{Y1} = \frac{f_{y1}}{f_{max}} \quad (11)$$

8.9.3 Yield ratio based on the proof strength

The yield ratio (α_{Yp}) based on the proof strength is defined as the ratio of the proof strength ($f_{p0.2}$ or f_{p2}) to tensile strength (f_{max}):

$$\alpha_{p0.2} = \frac{f_{p0.2}}{f_{max}} \quad \alpha_{p2} = \frac{f_{p2}}{f_{max}} \quad (12)$$

8.10 Reduction of cross-sectional area

The difference between the original cross-sectional area (A_o) of the test specimen and the minimum cross-sectional area after fracture (A_f) as defined in section 7.5, expressed by the ratio to the original cross-sectional area, is reduction of the cross-sectional area ψ :

$$\psi = \frac{A_o - A_f}{A_o} \quad (13)$$

9. STRESS–STRAIN RELATION

Analysis of the elastic–plastic behaviour of metal structures is carried out on the basis of the stress–strain relationship of the material. In this sense, a suitable mathematical expression of the stress–strain relationship is very important.

9.1 Nominal stress–engineering strain diagram

The tensile load (F)–average strain (ϵ_m) diagram or tensile load (F)–average elongation ($L_{\sigma'm}$) diagram, continuously recorded from the origin up to the maximum tensile load, shall be converted into the nominal stress (σ)–engineering strain (ϵ) relation by the use of Equations 2 to 4.

9.2 Mathematical expressions for the stress–strain relation

The nominal stress (σ)–engineering strain (ϵ) diagram obtained by this testing standard can be approximately expressed up to the maximum stress point by a mathematical model according to Appendix A for materials of sharp-kneed type. Another model according to Appendix B, based on the Ramberg–Osgood model, may be applicable for materials of round house type.

If necessary, the true stress (σ^*)–logarithmic strain (ϵ^*) relation can be induced according to Appendix C.

10. REPORTING THE FINAL RESULTS

After finishing the test according to this standard, the following items shall be reported.

1. Date and name of the person who executed this test.
2. Name of the laboratory.
3. Type and loading capacity of the testing machine.
4. Type and accuracy of measuring devices and recording instruments.
5. Type and dimensions of the test specimen.
6. Nominal stress (σ)–engineering strain (ϵ) diagram up to the maximum load.
7. The characteristic values, i.e., modulus of elasticity (E), Poisson’s ratio (ν), reduction of cross-sectional area (ψ), the tensile load at rupture (F_r), etc.

APPENDIX A: Mathematical expression for nominal stress–engineering strain relation by means of Menegotto–Pinto model

For material with an upper yield point and a plastic plateau, the strain-hardening region of the nominal stress (σ)–engineering strain (ϵ) relation can be approximately expressed by the Menegotto–Pinto model (Fig. A1).

$$0 < \epsilon \leq \epsilon_y \quad \sigma = E\epsilon \quad (A1)$$

$$\epsilon_y < \epsilon < \epsilon_{st} \quad \sigma = f_{yl} \quad (A2)$$

$$\epsilon_{st} \leq \epsilon \leq \epsilon_{m'}$$

$$\sigma = E\epsilon / \left[1 + \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_o} \right)^R \right]^{1/R} \quad (A3)$$

$$\epsilon_{m'} < \epsilon < \epsilon_{uni} \quad \sigma = f_{max} \quad (A4)$$

where

$$\epsilon_y = f_{yh}/E \quad (A5)$$

$$\epsilon_{m'} = f_{max} / \left\{ E \left[1 - \left(\frac{f_{max}}{E\epsilon_o} \right)^R \right]^{1/R} \right\} \quad (A6)$$

$$\epsilon_o = \gamma f_{max}/E \quad (A7)$$

$$f(R) = \left(\frac{\sigma_A \sigma_B}{E} \right)^R \left(\frac{1}{\epsilon_A^R} - \frac{1}{\epsilon_B^R} \right) + \sigma_A^R - \sigma_B^R = 0 \quad (A8)$$

$$\gamma = \sigma_B / \left\{ f_{max} \left[1 - \left(\frac{\sigma_B}{E\epsilon_B} \right)^R \right]^{1/R} \right\} \quad (A9)$$

where (σ_A, ϵ_A) and (σ_B, ϵ_B) are the coordinates at arbitrary two points P_A and P_B on the strain-hardening curve. This specification recommends to take $P_{st'}$ and P_{98} as P_A and P_B (see Fig. A1).

Application of Menegotto–Pinto model to σ – ϵ curves: according to this model, the nominal stress (σ)–engineering strain (ϵ) relations under monotonic loading can be given by the following equation:

$$\sigma = \left\{ E_x + (E_o - E_x) / \left[1 + \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_o} \right)^R \right]^{1/R} \right\} \epsilon \quad (A10)$$

where $E_x, E_o,$ and ϵ_o are as shown in Fig. A2 and R is a material constant. In a case when $E_o = E, E_x = 0, \sigma_o = f_{max}$ and $\epsilon_o = f_{max}/E,$ Equation A10 reduces to

$$\sigma = E\epsilon / \left[1 + \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_o} \right)^R \right]^{1/R} \quad (A11)$$

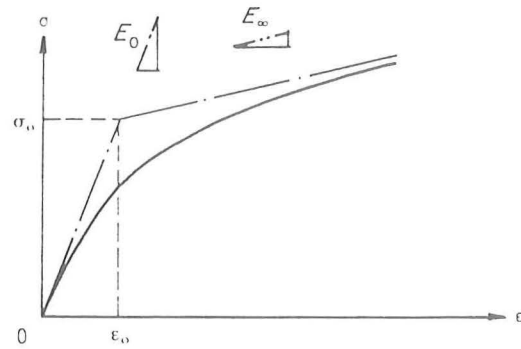


Fig. A2 Menegotto–Pinto model for monotonic loading.

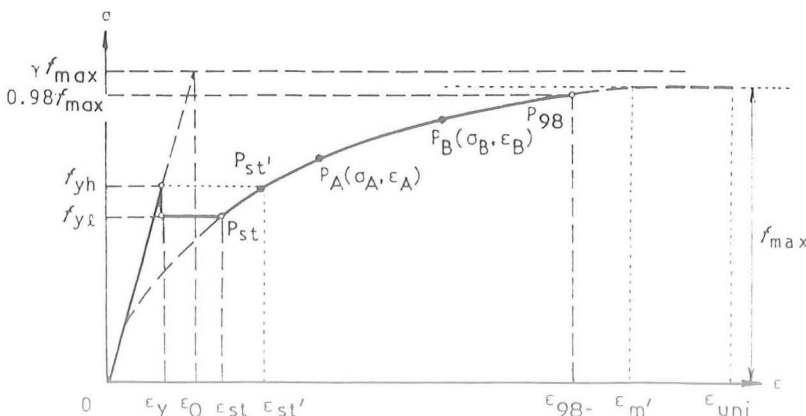


Fig. A1 Menegotto–Pinto model for σ – ϵ relation.



In this equation σ is asymptotic to f_{max} , namely f_{max} corresponds to $\epsilon = \infty$. In reality f_{max} should correspond to ϵ_{uni} . To resolve this discrepancy, a fictitious stress point $\sigma_o = \gamma f_{max}$ ($\gamma > 1$) is introduced. The condition that the σ - ϵ curve should pass through two points, $P_A(\sigma_A, \epsilon_A)$ and $P_B(\sigma_B, \epsilon_B)$ (Fig. A3) yields the pair of equations given in Equations A8 and A9. The parameters γ and R can be determined by these equations. A curve fitting technique, taking into account all the points of measurement between P_{st} and P_{98} , may be used to determine the constants.

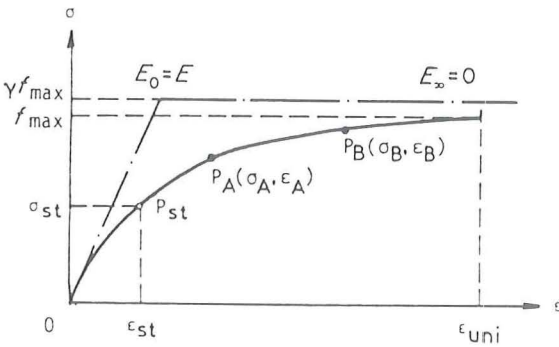


Fig. A3 Menegotto-Pinto model having two material constants.

APPENDIX B: Expressions by means of Ramberg-Osgood model for materials of round house type

For materials of round house type, the nominal stress (σ)-engineering strain (ϵ) relation is expressed in terms of the normalized variables σ' and ϵ' (Fig. B1):

$$\epsilon' = \frac{1}{2} \sigma' [1 + (\sigma')^N] \tag{B1}$$

where

$$\epsilon' = \epsilon / \epsilon_{p2} \tag{B2}$$

$$\sigma' = \sigma / f_{p2} \tag{B3}$$

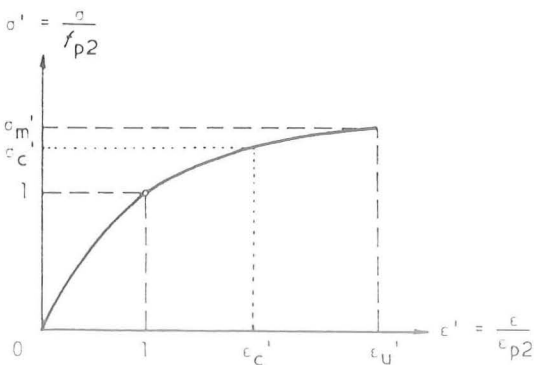


Fig. B1 Normalized expression of stress-strain relation for round house type materials.

ϵ_{p2} = strain corresponding to f_{p2} on the σ - ϵ diagram (see Fig. 5).

$$N = \frac{\ln(2\epsilon_c' - \sigma_c')}{\ln \sigma_c'} \tag{B4}$$

$$\epsilon_c' = \epsilon_c / \epsilon_{p2} \tag{B5}$$

$$\sigma_c' = \sigma_c / f_{p2} \tag{B6}$$

$$\sigma_c = (f_{p2} f_{max})^{1/2} \tag{B7}$$

ϵ_c = strain corresponding to the stress σ_c on the σ - ϵ curve.

$$\sigma'_m = f_{max} / f_{p2} \tag{B8}$$

Application of Ramberg-Osgood model to materials of round-house type: according to the formulation proposed by W. Ramberg and W. R. Osgood, a stress-strain relation can be expressed by

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} + k \left(\frac{\sigma}{E} \right)^m \tag{B9}$$

If considering a point $P_1(\sigma_1, \epsilon_1)$ on this curve as the intersection point with a straight line whose gradient is m_1 , $E(m_1 < 1)$, (Fig. B2)

$$\epsilon_1 = \frac{\sigma_1}{E} + k \left(\frac{\sigma_1}{E} \right)^m \tag{B10}$$

$$\epsilon_1 = \sigma_1 / m_1 E \tag{B11}$$

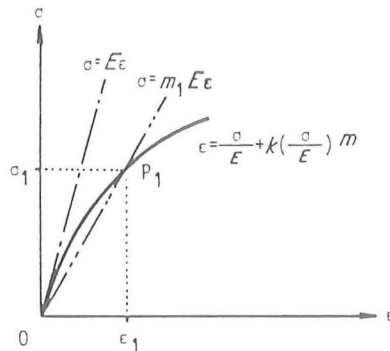


Fig. B2 Ramberg-Osgood model.

From these two equations k can be eliminated, so that

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} + \epsilon_1 (1 - m_1) \left(\frac{\sigma}{\sigma_1} \right)^m \tag{B12}$$

or a normalized expression can be obtained by dividing both sides of the above equation by ϵ_1 :

$$\epsilon' = m_1 \sigma' + (1 - m_1) (\sigma')^m \tag{B13}$$

where

$$\epsilon' = \epsilon / \epsilon_1 \tag{B14}$$

$$\sigma' = \sigma / \sigma_1 \tag{B15}$$

Substituting 0.5 into the value of m_1 in Equation B13, then Equation B1 can again be obtained:

$$\varepsilon' = \frac{1}{2} \sigma' [1 + (\sigma')^N] \quad (\text{B1})$$

$$N = m - 1 \quad (\text{B16})$$

APPENDIX C: Mathematical expression for true stress logarithmic strain relation

C.1 Nomenclature

C_1, C_2, C_3, C_4	Constants in the mathematical expression of the $\sigma^*-\varepsilon^*$ relation
ε^*	Logarithmic strain
ε_c^*	Logarithmic strain corresponding to (σ_c^*) on the $\sigma^*-\varepsilon^*$ diagram
ε_{yh}^*	Logarithmic strain corresponding to (ε_{yh})
ε_t^*	Logarithmic strain after rupture
ε_j^*	Logarithmic strain at the load (F_j)
ε_{p2}^*	Logarithmic strain corresponding to (ε_{p2})
ε_{st}^*	Logarithmic strain at the strain hardening point
ε_u^*	Logarithmic strain corresponding to (ε_{uni})
N, n	Exponential constants in the mathematical expression of the $\sigma'-\varepsilon'$ and $\sigma^*-\varepsilon^*$ relations
σ^* (N mm ⁻²)	True stress on the cross-section of the test specimen
σ_c^* (N mm ⁻²)	True stress calculated by Equation C13
σ_{yh}^* (N mm ⁻²)	True stress corresponding to the upper nominal yield stress (f_{yh})
σ_t^* (N mm ⁻²)	True stress at the rupture load (F_t)
σ_j^* (N mm ⁻²)	True stress under the load F_j
σ_{p2}^* (N mm ⁻²)	True stress corresponding to the nominal proof strength (f_{p2})
σ_{st}^* (N mm ⁻²)	True stress corresponding to the strain hardening point

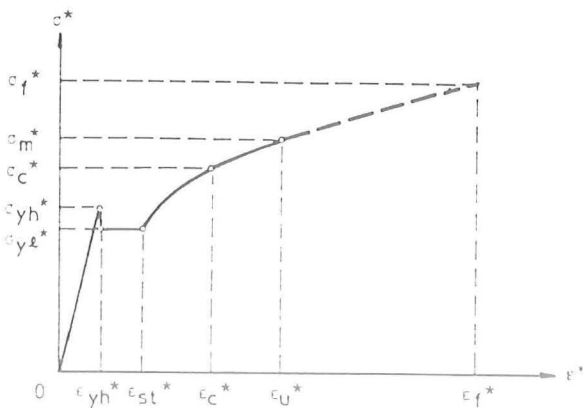


Fig. C1 Mathematical expression for true stress and logarithmic strain relation of materials with a yield plateau.

C.2 Calculations

The true stress (σ^*) corresponding to an arbitrary nominal stress (σ) can be calculated by using the engineering strain (ε) at the moment, as follows:

$$\sigma^* = (1 + \varepsilon)\sigma \quad (\text{C1})$$

The logarithmic strain (ε^*) and the corresponding engineering strain (ε) are related by the following equation:

$$\varepsilon^* = \ln(1 + \varepsilon) \quad (\text{C2})$$

True stress (σ^*)–logarithmic strain (ε^*) relations for material of sharp-kneed type are expressed according to the following four regions (Fig. C1)

$$0 < \varepsilon^* < \varepsilon_{yh}^* \quad (\text{Elastic range}) \quad \sigma^* = E\varepsilon^* \quad (\text{C3})$$

$$\varepsilon_{yh}^* < \varepsilon^* < \varepsilon_{st}^* \quad (\text{Plastic plateau}) \quad \sigma^* = \sigma_{st}^* \quad (\text{C4})$$

$$\varepsilon_{st}^* < \varepsilon^* < \varepsilon_u^* \quad (\text{Strain hardening}) \quad \sigma^* = C_1(\varepsilon^* - C_2)^n \quad (\text{C5})$$

$$\varepsilon_u^* < \varepsilon^* < \varepsilon_t^* \quad (\text{Necking portion}) \quad \sigma^* = C_3\varepsilon^* + C_4 \quad (\text{C6})$$

where the constants involved in the above equations are defined as

$$\varepsilon_{yh}^* = \frac{f_{yh}}{(E - 2\nu f_{yh})} \quad (\text{C7})$$

$$\sigma_{yh}^* = E\varepsilon_{yh}^* \quad (\text{C8})$$

$$\varepsilon_{st}^* = \ln(1 + \varepsilon_{st}) \quad (\text{C9})$$

$$\sigma_{st}^* = (1 + \varepsilon_{st})\sigma_{st} \quad (\text{C10})$$

$$\varepsilon_u^* = \ln(1 + \varepsilon_{uni}) \quad (\text{C11})$$

$$\sigma_u^* = (1 + \varepsilon_{uni})f_{max} \quad (\text{C12})$$

$$\sigma_c^* = (\sigma_{st}^* \sigma_u^*)^{1/2} \quad (\text{C13})$$

ε_c^* = logarithmic strain corresponding to the true stress (σ_c^*) on the $\sigma^*-\varepsilon^*$ diagram.

$$C_2 = \frac{\varepsilon_{st}^* \varepsilon_u^* - (\varepsilon_c^*)^2}{\varepsilon_{st}^* + \varepsilon_u^* - 2\varepsilon_c^*} \quad (\text{C14})$$

$$n = \frac{\ln(\sigma_u^*) - \ln(\sigma_{st}^*)}{2[\ln(\varepsilon_u^* - \varepsilon_{st}^*) - \ln(\varepsilon_u^* - \varepsilon_c^*)]} \quad (\text{C15})$$

$$C_1 = \frac{\sigma_{st}^*}{(\varepsilon_{st}^* - C_2)} \quad (\text{C16})$$

$$\varepsilon_t^* = \ln(A_0/A_t) \quad (\text{C17})$$

$$\sigma_t^* = F_t/A_t \quad (\text{C18})$$

$$C_3 = \frac{\sigma_t^* - \sigma_u^*}{\varepsilon_t^* - \varepsilon_u^*} \quad (\text{C19})$$

$$C_4 = \frac{\sigma_u^* \varepsilon_t^* - \sigma_t^* \varepsilon_u^*}{\varepsilon_t^* - \varepsilon_u^*} \quad (\text{C20})$$



If the minimum cross-sectional area ($A_{\min,j}$) and the corresponding tensile load (F_j) are measured after the maximum tensile load, the true stress (σ_j^*) and the logarithmic strain (ϵ_j^*) are calculated as follows:

$$\sigma_j^* = \frac{F_j}{A_{\min,j}} \quad (C21)$$

$$\epsilon_j^* = \ln(A_0/A_{\min,j}) \quad (C22)$$

These stress points $P_j(\sigma_j^*, \epsilon_j^*)$ can be added on the true stress (σ^*)–logarithmic strain (ϵ^*) diagram, and a straight regression line shall be drawn by the use of these data.

True stress and logarithmic strain: the logarithmic strain (ϵ^) cannot be decomposed into the elastic component (ϵ^{*c}) and the plastic component (ϵ^{*p}). This is an important nature of logarithmic strains, thus*

$$\epsilon^* \neq \epsilon^{*c} + \epsilon^{*p} \quad (C23)$$

because

$$\begin{aligned} \epsilon^{*c} + \epsilon^{*p} &= \ln(1 + \epsilon^c) + \ln(1 + \epsilon^p) \\ &= \ln(1 + \epsilon^c + \epsilon^p + \epsilon^c \epsilon^p) \neq \ln(1 + \epsilon) \end{aligned}$$

Assuming that an engineering strain (ϵ) consists of the elastic component (ϵ^c) and the plastic component (ϵ^p),

$$\epsilon = \epsilon^c + \epsilon^p \quad (C24)$$

Moreover, assuming incompressibility of plastic deformation,

$$W_{0,t_0} L_0 - (1 + \epsilon_y^p) W_0 (1 + \epsilon_z^p) Z t_0 (1 + \epsilon^p) L_0 = 0 \quad (C25)$$

then we obtain the following relation:

$$1 + \epsilon_y^p + \epsilon_z^p + \epsilon_y^p \epsilon_z^p = \frac{1}{(1 + \epsilon^p)} \quad (C26)$$

On the other hand, the true stress (ϵ^*) is defined by

$$\sigma^* = \frac{\sigma}{(1 + \epsilon_y)(1 + \epsilon_z)} \quad (C27)$$

$$= \frac{\sigma}{1 + \epsilon_y^p + \epsilon_z^p + \epsilon_y^p \epsilon_z^p + \epsilon_y^c + \epsilon_z^c + \epsilon_y^c \epsilon_z^c + \epsilon_y^p \epsilon_z^c + \epsilon_y^c \epsilon_z^p}$$

where the following approximations are done:

$$\epsilon_y^c \epsilon_z^c = 0 \quad \epsilon_y^c (\epsilon^p + \epsilon_y^p + \epsilon_z^p) = 0$$

The final expression can then be obtained, considering isotropy:

$$\sigma^* = \sigma \left/ \left[\frac{1}{(1 + \epsilon^p)} + (2 - \epsilon_x^p) \epsilon_y^c \right] \right. \quad (C28)$$

Substituting the following equations into the above relation,

$$\epsilon_y^c = -\nu \frac{\sigma}{E} \quad \epsilon^p = \epsilon - \frac{\sigma}{E} \quad \epsilon_y^c \epsilon^c = 0$$

We thus obtain

$$\begin{aligned} \sigma^* &= \left(1 + \epsilon - \frac{\sigma}{E} \right) \sigma \left/ \left[1 - \nu \frac{\sigma}{E} \right. \right. \\ &\quad \left. \left. \left[2 + \epsilon - \epsilon^2 - \frac{\sigma}{E} (1 - 2\epsilon) - \left(\frac{\sigma}{E} \right)^2 \right] \right] \right. \quad (C29) \end{aligned}$$

In the plastic range, if $\epsilon \gg \sigma/E$, then the following approximate relation can be obtained by neglecting the higher order terms of σ/E in the above equation, thus

$$\sigma^* = \left\{ 1 + \epsilon + \frac{\sigma}{E} [\nu(2 + 3\epsilon) - 1] \right\} \sigma \quad (C30)$$

The further approximate relation (C1) can be obtained by neglecting the terms in the square brackets of Equation (C30).

In the elastic range, the true stress (σ^*)–nominal stress (σ) relation is obtained directly from Equation (C27) by putting $\epsilon_y = \epsilon_z = -\nu\epsilon$ and $\epsilon_y \epsilon_z = 0$.

$$\sigma^* = \frac{\sigma}{1 - 2\nu\epsilon} \quad (C31)$$

and the engineering strain–logarithmic strain relation is given by

$$\epsilon^* = \ln(1 + 2\nu\epsilon) \quad (C2)$$

Differentiating the above two relations,

$$\begin{aligned} d\sigma^* - 2\nu(\epsilon d\sigma^* + \sigma^* d\epsilon) &= d\sigma \\ (1 + \epsilon) d\epsilon^* &= d\epsilon \end{aligned}$$

From these two equations, the following relation can be obtained:

$$\frac{(1 - 2\nu\epsilon) d\sigma^*}{(1 + \epsilon) d\epsilon^*} - 2\nu\sigma^* = \frac{d\sigma}{d\epsilon} \quad (C32)$$

therefore

$$\frac{d\sigma}{d\epsilon} = \frac{(1 - 2\nu\epsilon)}{(1 + \epsilon)} \frac{d\sigma^*}{d\epsilon^*} - \frac{2\nu}{(1 - 2\nu\epsilon)} \sigma \quad (C33)$$

However, if $\epsilon \ll 0.005$ then the difference is so small that the following approximation is available:

$$\frac{d\sigma}{d\epsilon} = \frac{d\sigma^*}{d\epsilon^*} = E \quad (C34)$$

Moreover, a true stress (σ^*) may be regarded as almost equal to the corresponding nominal stress (σ) in the elastic range.

APPENDIX D: Correspondence of the nomenclature
between this standard and ISO 6892

RILEM TC83 Draft	ISO 6892 Standard
A : cross-sectional area of the specimen	S
f : strength	—
ε : engineering strain	A
σ : nominal stress	R
ψ : reduction of area	Z
E : modulus of elasticity	—
α : yield ratio	—
β : bending strain ratio	—
ε^* : logarithmic strain	—
e' : normalized strain	—
σ^* : true stress	—
σ' : normalized stress	—
ν : Poisson's ratio	—

Bijlage 4: Opmerkingen van de Dienst voor het Stoomwezen over het Menegotto-Pinto model



Ministerie van Sociale Zaken
en Werkgelegenheid

Dienst voor het Stoomwezen

ir. A. M. Gresnigt
TU-Delft
Stevinweg 1
Postbus 5048
2600 GA DELFT

Postbus 90804
2509 LV 's-Gravenhage
Anna van Hannoverstraat 4
2595 BJ 's-Gravenhage
Telefoon 070 - 333 44 44
Telefax 070 - 333 40 15

Uw brief

Ons kenmerk
STW/CAT/91/

Doorkiesnummer
3335628

Onderwerp
HRS Pijpleidingen

Datum
19 november 1991

Contactpersoon
Muilman

Beste Nol ,

Op de laatste vergadering had ik je nog wat vragen over de benadering van Menegotto-Pinto (MP) in je plooi-verhaal willen stellen . Je vroeg me dat schriftelijk te doen , hetgeen bij deze gebeurt :

Bij het verbeterde MP-model wordt de trekkromme benaderd door een kromme, die door 2 punten A en B alsmede de oorsprong gaat , in de oorsprong raakt aan de rechte met richtingscoëfficiënt E en een horizontale asymptoot $\sigma = \gamma \cdot R_m$ heeft voor $\epsilon \rightarrow \infty$ (met $\epsilon = \text{epsilon}$).

Je hebt zelf al enige bezwaren genoemd tegen de gevolgde werkwijze . Zo ben je uitgegaan van normwaarden en heb je $\epsilon_{st} = 0,02$ gekozen , terwijl de uitkomst E_{st} nogal gevoelig voor ϵ_{st} is . Dit terwijl afb. 2-18 voor verschillende staalsoorten een flinke variatie in ϵ_{st} doet vermoeden . Overigens schrijf je op blz. 39 punt c dat een dergelijke grote afhankelijkheid van ϵ_{st} niet overeenkomt met de beschikbare proefresultaten. Ik voeg nog enige bezwaren toe :

a) De gevoeligheid voor ϵ_{st} wordt veroorzaakt doordat de MP-kromme door de oorsprong moet gaan en daar richtingscoëfficiënt E heeft . Heeft dit een fysische achtergrond of is dit slechts een keuze om 'curvefitting' mogelijk te maken ?

b) Ik kan me voorstellen dat een dergelijke vorm van 'curvefitting' geschikt is om een plastische eindige elementensom mee te doen , waarbij je een trekkromme in de vorm van meetgegevens hebt , doch behoefte hebt aan een wiskundige formulering . Je kunt dan meetgegevens en benadering zelf vergelijken . Bovendien gebruik je voor zo'n som de hele kromme ; discrete punten zullen dan (voor andere bezwijkvormen dan plooiën) niet zo belangrijk zijn . Hier willen we evenwel een heel lokaal gegeven , de E_{st} , bepalen . Is zo'n 'curve fitting' methode dan nog wel geschikt ?

c) In het artikel van Kato worden slechts 2 staalsoorten met elk een gemiddelde R_m lager dan 356MPa (en $R_o/R_m < 0,68$) vergeleken met de MP-methode (zie blz. 57) . Dat lijkt wat magertjes als bewijs dat de methode voldoet .

d) Op blz. 51 melden Kato , Aoki en Yamanouchi dat gebruik maken van (R_m, ϵ_m) als een van de punten A of B , zoals jij gedaan hebt , een inferieure benadering oplevert . Heb je een indruk hoe groot de fout is die je hierdoor maakt ?

Met vriendelijke groet ,

T. Muilman