



UNIVERSITY  
OF  
JOHANNESBURG

## COPYRIGHT AND CITATION CONSIDERATIONS FOR THIS THESIS/ DISSERTATION



- Attribution — You must give appropriate credit, provide a link to the license, and indicate if changes were made. You may do so in any reasonable manner, but not in any way that suggests the licensor endorses you or your use.
- NonCommercial — You may not use the material for commercial purposes.
- ShareAlike — If you remix, transform, or build upon the material, you must distribute your contributions under the same license as the original.

### How to cite this thesis

Surname, Initial(s). (2012) Title of the thesis or dissertation. PhD. (Chemistry)/ M.Sc. (Physics)/ M.A. (Philosophy)/M.Com. (Finance) etc. [Unpublished]: [University of Johannesburg](https://ujdigispace.uj.ac.za). Retrieved from: <https://ujdigispace.uj.ac.za> (Accessed: Date).

Tn 110  
PRET

**WEERSTAND VAN LONGITUDINAAL GESWEISDE VLEKVRYE STAAL  
BUISE TEEN INTERNE DRUK EN ANDER EKSTERNE KRAGTE  
EN MOMENTE.**

deur

**JOHANN PRETORIUS**

'n Skripsie voorgelê aan die Fakulteit Ingenieurswese  
ter gedeeltelike vervulling van die vereistes vir die graad

**MAGISTER INGENERIAE**



aan die

**RANDSE AFRIKAANSE UNIVERSITEIT**

**STUDIELEIER: PROF. P. VAN DER MERWE**  
**MEDE STUDIELEIER: PROF. G.J. VAN DEN BERG**

**DESEMBER 1993**

## OPSOMMING

Gebruik van longitudinaal gesweisde vlekvrye staal buise deur sekere sektore van die industrie word beperk deur die persepsie dat naatlose buise beter is. Die hoof doel van die navorsing was om te probeer aantoon dat tipe 304L vlekvrye staal longitudinaal gesweisde buise genoegsame weerstand bied teen interne druk terwyl die buise aan verskeie eksterne belastings onderwerp word. Kennis van plastisiteitsteorie en falingskriteria bied die nodige agtergrondsinsigting sodat die verskeie meganismes van pypfaling ondersoek kon word. Vier verskillende eksperimentele toetse was gedoen met verskillende eksterne belastings terwyl die interne druk verhoog was totdat faling voorgekom het. Daar is gevind dat toetsmonsters oor die algemeen aan die verlangde falingsdrukke voldoen het, ongeag die eksterne belastingstoestande.

## ABSTRACT

The use of longitudinally welded tube are limited in certain sectors of industry due to the belief that seamless tubes are superior. The main objective of this study was to try and prove that sufficient resistance to internal pressure could be achieved by longitudinally welded type 304L stainless steel tubes, while subjected to various external forces. A knowledge of plasticity theory and failure criteria provides the basis of the different mechanisms of tube failure. Four different tests were performed using different external forces, while internal pressure was increased until failure occurred. It was found that test specimens failed after reaching acceptable pressures, irrespective of the external loading conditions.



## DANKBETUIGING

**Aan my Skepper wat alles moontlik maak.**

**Die leiding en ondersteuning van Prof. Pieter van der Merwe en ander personeel van die Fakulteit Ingenieurswese word opreg waardeer en hoog op prys gestel.**

**Die Croomstaalnavorsingsgroep en SALMAC vir die voorsiening van die toetsmonsters en vir finansiële bystand waarsonder die skripsie nie moontlik sou wees nie.**

**Familie en vriende vir hul vertroue en aanmoediging.**

**My ouers wie se steun en leiding my deur my studie jare dra. Hierdie skripsie word aan hulle opgedra vir hul onwrikbare liefde en vertroue in my.**

**Vir Igna, vir haar bystand en liefde.**

## INHOUDSOPGAWE

Opsomming	i
Abstract	ii
Dankbetuiging	iii
Inhoudsopgawe	iv
Lys van Tabele	vii
Lys van Figure	ix
Lys van Foto's	xiv
Lys van Simbole	xv

### HOOFSUK 1

#### INLEIDING

1.1 Inleiding	1
1.2 Doel van die studie	2
1.3 Oorsig	3

### HOOFSUK 2

#### PLASTISITEITSTEORIE EN PLASTIESE ONSTABILITEIT

2.1 Inleiding	5
2.1 Historiese agtergrond	6
2.3 Elastiese falingsteorieë	8
2.4 Inleiding tot plastiese onstabiliteit	12
2.5 Onstabiliteit in enkelaksiale trektoets	13
2.6 Plastiese onstabiliteit in dunwandige silinders	16
2.7 Die effektiewe spannings-vervormingskurwe	18
2.8 Teenstellende teorieë	21
2.9 Hidrostatiese spanningskomponent	22
2.10 Slotopmerkings en bespreking	23

**HOOFSTUK 3****PYPFALING**

<b>3.1 Inleiding</b>	<b>24</b>
<b>3.2 Naatlose pypvervaardiging</b>	<b>25</b>
<b>3.3 Longitudinaal gesweide pypvervaardiging</b>	<b>25</b>
<b>3.4 Spanningstoestande</b>	<b>26</b>
<b>3.5 Faling</b>	<b>32</b>
<b>3.6 Materiaaleienskappe</b>	<b>35</b>
<b>3.7 Eindige elementanalise</b>	<b>38</b>
<b>3.8 Omtrekfaling</b>	<b>39</b>
<b>3.9 Kraakgroei</b>	<b>43</b>
<b>3.10 Smeebare faling teenoor brosbreuk</b>	<b>46</b>
<b>3.11 Falingsdruk en maksimum barsdruk</b>	<b>48</b>
<b>3.12 Oorsig</b>	<b>54</b>

**HOOFSTUK 4****INGEKLEMDE PYP ONDER INTERNE DRUK**

<b>4.1 Inleiding</b>	<b>55</b>
<b>4.2 Teoretiese agtergrond</b>	<b>56</b>
<b>4.3 Eksperimentele opstelling</b>	<b>60</b>
<b>4.4 Eksperimentele prosedure</b>	<b>62</b>
<b>4.5 Resultate</b>	<b>65</b>
<b>4.6 Bespreking van resultate</b>	<b>85</b>

**HOOFSTUK 5****PYP ONDER INTERNE DRUK EN PUNTBELASTING**

<b>5.1 Inleiding</b>	<b>90</b>
<b>5.2 Teoretiese agtergrond</b>	<b>91</b>
<b>5.3 Eksperimentele opstelling</b>	<b>96</b>
<b>5.4 Eksperimentele prosedure</b>	<b>97</b>
<b>5.5 Resultate</b>	<b>99</b>
<b>5.6 Bespreking van resultate</b>	<b>118</b>

**HOOFSTUK 6****PYP ONDER INTERNE DRUK EN TORSIE**

<b>6.1 Inleiding</b>	<b>122</b>
<b>6.2 Teoretiese agtergrond</b>	<b>123</b>
<b>6.3 Eksperimentele opstelling</b>	<b>127</b>
<b>6.4 Eksperimentele prosedure</b>	<b>129</b>
<b>6.5 Resultate</b>	<b>130</b>
<b>6.6 Bespreking van resultate</b>	<b>149</b>

**HOOFSTUK 7****PYP ONDER INTERNE DRUK, PUNTBELASTING EN TORSIE**

<b>7.1 Inleiding</b>	<b>153</b>
<b>7.2 Teoretiese agtergrond</b>	<b>154</b>
<b>7.3 Eksperimentele opstelling</b>	<b>161</b>
<b>7.4 Eksperimentele prosedure</b>	<b>162</b>
<b>7.5 Resultate</b>	<b>163</b>
<b>7.6 Bespreking van resultate</b>	<b>182</b>



UNIVERSITY  
OF  
JOHANNESBURG

**HOOFSTUK 8****BESPREKING EN GEVOLGTREKKING**

<b>8.1 Bespreking</b>	<b>186</b>
<b>8.2 Gevolgtrekking</b>	<b>189</b>
<b>8.3 Verdere studie</b>	<b>190</b>

**VERWYSINGS****191****ADDISIONELE VERWYSINGS****201**

## LYS VAN TABELLE

<b>TABEL 4.1</b>	<b>Toetsresultate van LOT-1-1</b>	<b>65</b>
<b>TABEL 4.2</b>	<b>Toetsresultate van LOT-2-1</b>	<b>67</b>
<b>TABEL 4.3</b>	<b>Toetsresultate van LOT-3-1</b>	<b>69</b>
<b>TABEL 4.4</b>	<b>Toetsresultate van LOT-4-1</b>	<b>72</b>
<b>TABEL 4.5</b>	<b>Toetsresultate van LOT-5-1</b>	<b>75</b>
<b>TABEL 4.6</b>	<b>Toetsresultate van LOT-6-1</b>	<b>78</b>
<b>TABEL 4.7</b>	<b>Toetsresultate van LOT-7-1</b>	<b>80</b>
<b>TABEL 4.8</b>	<b>Toetsresultate van LOT-9-1</b>	<b>82</b>
<b>TABEL 4.9</b>	<b>Verwagte- en werklike barsdrukke</b>	<b>88</b>
<b>TABEL 5.1</b>	<b>Toetsresultate van LOT-1-2</b>	<b>99</b>
<b>TABEL 5.2</b>	<b>Toetsresultate van LOT-2-2</b>	<b>101</b>
<b>TABEL 5.3</b>	<b>Toetsresultate van LOT-3-2</b>	<b>104</b>
<b>TABEL 5.4</b>	<b>Toetsresultate van LOT-4-2</b>	<b>106</b>
<b>TABEL 5.5</b>	<b>Toetsresultate van LOT-5-2</b>	<b>108</b>
<b>TABEL 5.6</b>	<b>Toetsresultate van LOT-6-2</b>	<b>111</b>
<b>TABEL 5.7</b>	<b>Toetsresultate van LOT-7-2</b>	<b>113</b>
<b>TABEL 5.8</b>	<b>Toetsresultate van LOT-9-2</b>	<b>115</b>
<b>TABEL 5.9</b>	<b>Verwagte- en werklike barsdrukke</b>	<b>120</b>
<b>TABEL 6.1</b>	<b>Toetsresultate van LOT-1-3</b>	<b>130</b>
<b>TABEL 6.2</b>	<b>Toetsresultate van LOT-2-3</b>	<b>132</b>
<b>TABEL 6.3</b>	<b>Toetsresultate van LOT-3-3</b>	<b>134</b>
<b>TABEL 6.4</b>	<b>Toetsresultate van LOT-4-3</b>	<b>137</b>
<b>TABEL 6.5</b>	<b>Toetsresultate van LOT-5-3</b>	<b>139</b>
<b>TABEL 6.6</b>	<b>Toetsresultate van LOT-6-3</b>	<b>141</b>
<b>TABEL 6.7</b>	<b>Toetsresultate van LOT-7-3</b>	<b>144</b>
<b>TABEL 6.8</b>	<b>Toetsresultate van LOT-9-3</b>	<b>146</b>
<b>TABEL 6.9</b>	<b>Verwagte- en werklike barsdrukke</b>	<b>151</b>
<b>TABEL 7.1</b>	<b>Toetsresultate van LOT-1-4</b>	<b>163</b>

<b>TABEL 7.2</b>	<b>Toetsresultate van LOT-2-4</b>	<b>165</b>
<b>TABEL 7.3</b>	<b>Toetsresultate van LOT-3-4</b>	<b>167</b>
<b>TABEL 7.4</b>	<b>Toetsresultate van LOT-4-4</b>	<b>170</b>
<b>TABEL 7.5</b>	<b>Toetsresultate van LOT-5-4</b>	<b>172</b>
<b>TABEL 7.6</b>	<b>Toetsresultate van LOT-6-4</b>	<b>174</b>
<b>TABEL 7.7</b>	<b>Toetsresultate van LOT-7-4</b>	<b>177</b>
<b>TABEL 7.8</b>	<b>Toetsresultate van LOT-9-4</b>	<b>179</b>
<b>TABEL 7.9</b>	<b>Verwagte- en werklike barsdrukke</b>	<b>184</b>



## LYS VAN FIGURE

<b>FIGUUR 2.1</b>	<b>Materiaal element onderworpe aan drie hoofspannings</b>	<b>9</b>
<b>FIGUUR 2.2</b>	<b>Spannings-vervormingskurwe van materiaal in trek</b>	<b>13</b>
<b>FIGUUR 2.3</b>	<b>Die enkelassige effektiewe spannings-vervormingskurwes</b>	<b>20</b>
<b>FIGUUR 3.1</b>	<b>Naatlose pypvervaardiging</b>	<b>25</b>
<b>FIGUUR 3.2</b>	<b>Longitudinaal gesweide pypvervaardiging</b>	<b>27</b>
<b>FIGUUR 3.3</b>	<b>Tangensiale spanningstoestand</b>	<b>27</b>
<b>FIGUUR 3.4</b>	<b>Longitudinale spanningstoestand</b>	<b>29</b>
<b>FIGUUR 3.5</b>	<b>Spannings in 'n element</b>	<b>37</b>
<b>FIGUUR 3.6</b>	<b>Deursnit van pyp met volledige omtrekdefek</b>	<b>42</b>
<b>FIGUUR 3.7</b>	<b>J-integraal, R-kurwe</b>	<b>46</b>
<b>FIGUUR 3.8</b>	<b>Oorspronklike en vervormde toestand van 'n dikwandige silinder</b>	<b>50</b>
<b>FIGUUR 4.1</b>	<b>Tresca swigtoestand vir bi-aksiale spanning</b>	<b>57</b>
<b>FIGUUR 4.2</b>	<b>Von Mises en Tresca swigtoestande</b>	<b>57</b>
<b>FIGUUR 4.3</b>	<b>Druk-tyd grafiek van LOT-1-1-1</b>	<b>66</b>
<b>FIGUUR 4.4</b>	<b>Druk-tyd grafiek van LOT-1-1-2</b>	<b>66</b>
<b>FIGUUR 4.5</b>	<b>Druk-tyd grafiek van LOT-1-1-3</b>	<b>67</b>
<b>FIGUUR 4.6</b>	<b>Druk-tyd grafiek van LOT-2-1-1</b>	<b>68</b>
<b>FIGUUR 4.7</b>	<b>Druk-tyd grafiek van LOT-2-1-2</b>	<b>68</b>
<b>FIGUUR 4.8</b>	<b>Druk-tyd grafiek van LOT-2-1-3</b>	<b>69</b>
<b>FIGUUR 4.9</b>	<b>Falingsmodusse van LOT-3-1</b>	<b>70</b>
<b>FIGUUR 4.10</b>	<b>Druk-tyd grafiek van LOT-3-1-1</b>	<b>71</b>
<b>FIGUUR 4.11</b>	<b>Druk-tyd grafiek van LOT-3-1-2</b>	<b>71</b>
<b>FIGUUR 4.12</b>	<b>Druk-tyd grafiek van LOT-3-1-3</b>	<b>72</b>
<b>FIGUUR 4.13</b>	<b>Druk-tyd grafiek van LOT-4-1-1</b>	<b>73</b>
<b>FIGUUR 4.14</b>	<b>Druk-tyd grafiek van LOT-4-1-2</b>	<b>74</b>
<b>FIGUUR 4.15</b>	<b>Druk-tyd grafiek van LOT-4-1-3</b>	<b>74</b>

FIGUUR 4.16	Druk-tyd grafiek van LOT-5-1-1	76
FIGUUR 4.17	Druk-tyd grafiek van LOT-5-1-2	76
FIGUUR 4.18	Druk-tyd grafiek van LOT-5-1-3	77
FIGUUR 4.19	Falingsmodusse van LOT-5-1	77
FIGUUR 4.20	Druk-tyd grafiek van LOT-6-1-1	78
FIGUUR 4.21	Druk-tyd grafiek van LOT-6-1-2	79
FIGUUR 4.22	Druk-tyd grafiek van LOT-6-1-3	79
FIGUUR 4.23	Druk-tyd grafiek van LOT-7-1-1	81
FIGUUR 4.24	Druk-tyd grafiek van LOT-7-1-2	81
FIGUUR 4.25	Druk-tyd grafiek van LOT-7-1-3	82
FIGUUR 4.26	Druk-tyd grafiek van LOT-9-1-1	83
FIGUUR 4.27	Druk-tyd grafiek van LOT-9-1-2	84
FIGUUR 4.28	Druk-tyd grafiek van LOT-9-1-3	84
FIGUUR 5.1	Druk-tyd grafiek van LOT-1-2-1	100
FIGUUR 5.2	Druk-tyd grafiek van LOT-1-2-2	100
FIGUUR 5.3	Druk-tyd grafiek van LOT-1-2-3	101
FIGUUR 5.4	Falingsmodusse van LOT-2-2	102
FIGUUR 5.5	Druk-tyd grafiek van LOT-2-2-1	102
FIGUUR 5.6	Druk-tyd grafiek van LOT-2-2-2	103
FIGUUR 5.7	Druk-tyd grafiek van LOT-2-2-3	103
FIGUUR 5.8	Falingsmodusse van LOT-3-2	104
FIGUUR 5.9	Druk-tyd grafiek van LOT-3-2-1	105
FIGUUR 5.10	Druk-tyd grafiek van LOT-3-2-3	105
FIGUUR 5.11	Falingsmodusse van LOT-4-2	106
FIGUUR 5.12	Druk-tyd grafiek van LOT-4-2-1	107
FIGUUR 5.13	Druk-tyd grafiek van LOT-4-2-2	107
FIGUUR 5.14	Druk-tyd grafiek van LOT-4-2-3	108
FIGUUR 5.15	Falingsmodusse van LOT-5-2	109
FIGUUR 5.16	Druk-tyd grafiek van LOT-5-2-1	109
FIGUUR 5.17	Druk-tyd grafiek van LOT-5-2-2	110
FIGUUR 5.18	Druk-tyd grafiek van LOT-5-2-3	110
FIGUUR 5.19	Falingsmodusse van LOT-6-2	111



FIGUUR 5.20	Druk-tyd grafiek van LOT-6-2-1	112
FIGUUR 5.21	Druk-tyd grafiek van LOT-6-2-2	112
FIGUUR 5.22	Druk-tyd grafiek van LOT-6-2-3	113
FIGUUR 5.23	Falingsmodusse van LOT-7-2	114
FIGUUR 5.24	Druk-tyd grafiek van LOT-7-2-1	114
FIGUUR 5.25	Druk-tyd grafiek van LOT-7-2-2	115
FIGUUR 5.26	Falingsmodusse van LOT-9-2	116
FIGUUR 5.27	Druk-tyd grafiek van LOT-9-2-1	116
FIGUUR 5.28	Druk-tyd grafiek van LOT-9-2-2	117
FIGUUR 5.29	Druk-tyd grafiek van LOT-9-2-3	117
FIGUUR 6.1	Subtangens van die spannings-vervormingskurwe	124
FIGUUR 6.2	Buis onderwerp aan aangewende kragte	124
FIGUUR 6.3	Torsionele lasraam	128
FIGUUR 6.4	Druk-tyd grafiek van LOT-1-3-2	131
FIGUUR 6.5	Druk-tyd grafiek van LOT-1-3-3	131
FIGUUR 6.6	Falingsmodusse van LOT-2-3	132
FIGUUR 6.7	Druk-tyd grafiek van LOT-2-3-1	133
FIGUUR 6.8	Druk-tyd grafiek van LOT-2-3-2	133
FIGUUR 6.9	Druk-tyd grafiek van LOT-2-3-3	134
FIGUUR 6.10	Falingsmodusse van LOT-3-3	135
FIGUUR 6.11	Druk-tyd grafiek van LOT-3-3-1	135
FIGUUR 6.12	Druk-tyd grafiek van LOT-3-3-2	136
FIGUUR 6.13	Druk-tyd grafiek van LOT-3-3-3	136
FIGUUR 6.14	Falingsmodusse van LOT-4-3	137
FIGUUR 6.15	Druk-tyd grafiek van LOT-4-3-2	138
FIGUUR 6.16	Druk-tyd grafiek van LOT-4-3-3	138
FIGUUR 6.17	Druk-tyd grafiek van LOT-5-3-1	140
FIGUUR 6.18	Druk-tyd grafiek van LOT-5-3-2	140
FIGUUR 6.19	Druk-tyd grafiek van LOT-5-3-3	141
FIGUUR 6.20	Falingsmodusse van LOT-6-3	142
FIGUUR 6.21	Druk-tyd grafiek van LOT-6-3-1	142
FIGUUR 6.22	Druk-tyd grafiek van LOT-6-3-2	143

FIGUUR 6.23	Druk-tyd grafiek van LOT-6-3-3	143
FIGUUR 6.24	Druk-tyd grafiek van LOT-7-3-1	145
FIGUUR 6.25	Druk-tyd grafiek van LOT-7-3-2	145
FIGUUR 6.26	Druk-tyd grafiek van LOT-7-3-3	146
FIGUUR 6.27	Falingsmodusse van LOT-9-3	147
FIGUUR 6.28	Druk-tyd grafiek van LOT-9-3-1	147
FIGUUR 6.29	Druk-tyd grafiek van LOT-9-3-2	148
FIGUUR 6.30	Druk-tyd grafiek van LOT-9-3-3	148
FIGUUR 7.1	Buisbelasting en vervorming	155
FIGUUR 7.2	Aangenome spanningverspreiding	156
FIGUUR 7.3	Druk-tyd grafiek van LOT-1-4-1	164
FIGUUR 7.4	Druk-tyd grafiek van LOT-1-4-2	164
FIGUUR 7.5	Druk-tyd grafiek van LOT-1-4-3	165
FIGUUR 7.6	Falingsmodusse van LOT-2-4	166
FIGUUR 7.7	Druk-tyd grafiek van LOT-2-4-2	166
FIGUUR 7.8	Druk-tyd grafiek van LOT-2-4-3	167
FIGUUR 7.9	Falingsmodusse van LOT-3-4	168
FIGUUR 7.10	Druk-tyd grafiek van LOT-3-4-1	168
FIGUUR 7.11	Druk-tyd grafiek van LOT-3-4-2	169
FIGUUR 7.12	Druk-tyd grafiek van LOT-3-4-3	169
FIGUUR 7.13	Falingsmodusse van LOT-4-4	170
FIGUUR 7.14	Druk-tyd grafiek van LOT-4-4-1	171
FIGUUR 7.15	Druk-tyd grafiek van LOT-4-4-2	171
FIGUUR 7.16	Druk-tyd grafiek van LOT-4-4-3	172
FIGUUR 7.17	Falingsmodusse van LOT-5-4	173
FIGUUR 7.18	Druk-tyd grafiek van LOT-5-4-1	173
FIGUUR 7.19	Druk-tyd grafiek van LOT-5-4-2	174
FIGUUR 7.20	Falingsmodusse van LOT-6-4	175
FIGUUR 7.21	Druk-tyd grafiek van LOT-6-4-1	175
FIGUUR 7.22	Druk-tyd grafiek van LOT-6-4-2	176
FIGUUR 7.23	Druk-tyd grafiek van LOT-6-4-3	176
FIGUUR 7.24	Falingsmodusse van LOT-7-4	177

<b>FIGUUR 7.25</b>	<b>Druk-tyd grafiek van LOT-7-4-1</b>	<b>178</b>
<b>FIGUUR 7.26</b>	<b>Druk-tyd grafiek van LOT-7-4-2</b>	<b>178</b>
<b>FIGUUR 7.27</b>	<b>Druk-tyd grafiek van LOT-7-4-3</b>	<b>179</b>
<b>FIGUUR 7.28</b>	<b>Falingsmodusse van LOT-9-4</b>	<b>180</b>
<b>FIGUUR 7.29</b>	<b>Druk-tyd grafiek van LOT-9-4-1</b>	<b>180</b>
<b>FIGUUR 7.30</b>	<b>Druk-tyd grafiek van LOT-9-4-2</b>	<b>181</b>
<b>FIGUUR 8.1</b>	<b>Vergelykende resultate</b>	<b>189</b>



**LYS VAN FOTO'S**

<b>FOTO 4.1</b>	<b>Pomp en Instron aktueerder</b>	<b>61</b>
<b>FOTO 4.2</b>	<b>Vasbout van endplate</b>	<b>62</b>
<b>FOTO 4.3</b>	<b>Eksperimentele opstelling</b>	<b>63</b>
<b>FOTO 4.4</b>	<b>J-vormige falingsmodus</b>	<b>86</b>
<b>FOTO 4.5</b>	<b>L-vormige falingsmodus</b>	<b>87</b>
<b>FOTO 4.6</b>	<b>T-vormige falingsmodus</b>	<b>87</b>
<b>FOTO 4.7</b>	<b>C-vormige falingsmodus</b>	<b>88</b>
<b>FOTO 5.1</b>	<b>Ovaalvorming</b>	<b>93</b>
<b>FOTO 5.2</b>	<b>Eksperimentele opstelling</b>	<b>97</b>
<b>FOTO 5.3</b>	<b>Eksperimentele opstelling</b>	<b>98</b>
<b>FOTO 5.4</b>	<b>Eksperimentele opstelling</b>	<b>98</b>
<b>FOTO 5.5</b>	<b>Barsoomblik van LOT-6-2</b>	<b>119</b>
<b>FOTO 5.6</b>	<b>Faling op sweisnaat van LOT-7-2-1</b>	<b>120</b>
<b>FOTO 6.1</b>	<b>Eksperimentele opstelling</b>	<b>129</b>
<b>FOTO 6.2</b>	<b>Falingsmodus van LOT-3-3-1</b>	<b>149</b>
<b>FOTO 6.3</b>	<b>Falingsmodus van LOT-3-3-3</b>	<b>150</b>
<b>FOTO 7.1</b>	<b>Eksperimentele opstelling</b>	<b>162</b>
<b>FOTO 7.2</b>	<b>Onsymmetriese belastingstoestand</b>	<b>185</b>

## LYS VAN SIMBOLE

<b>A</b>	<b>Werklike oppervlakte</b>
<b><math>A_u</math></b>	<b>Elastiese matrikskoeffisiënt (Vergelyking 7.5)</b>
<b><math>A_0</math></b>	<b>Oorspronklike oppervlakte</b>
<b>B</b>	<b>Oorspronklike toestand</b>
<b><math>B_u</math></b>	<b>Plastiese matrikskoeffisiënt (Vergelyking 7.5)</b>
<b>b</b>	<b>Nie-dimensionele lasverhouding (Vergelyking 7.1)</b>
<b><math>C_1</math></b>	<b>Materiaalkonstante (Vergelyking 7.10)</b>
<b><math>C_2</math></b>	<b>Materiaalkonstante (Vergelyking 7.10)</b>
<b>2c</b>	<b>Lengte van pypdefek</b>
<b><math>D_e</math></b>	<b>Eksterne diameter na vervorming</b>
<b><math>D_i</math></b>	<b>Interne diameter na vervorming</b>
<b><math>D_m</math></b>	<b>Gemiddelde diameter</b>
<b>d</b>	<b>Binne diameter van 'n silinder</b>
<b><math>d_e</math></b>	<b>Eksterne diameter voor vervorming</b>
<b><math>d_f</math></b>	<b>Defekdiepte</b>
<b><math>d_o</math></b>	<b>Buite diameter van 'n silinder</b>
<b><math>dq_1^p</math></b>	<b>Inkrementele veralgemeende ekwivalente plastiese vervormingskomponent</b>
<b><math>dq_1</math></b>	<b>Inkrementele veralgemeende vervormingskomponent</b>
<b><math>dq_1^o</math></b>	<b>Inkrementele veralgemeende totale vervormingskomponent</b>
<b><math>dq_1^p</math></b>	<b>Inkrementele veralgemeende plastiese vervormingskomponent</b>
<b><math>dq_1^T</math></b>	<b>Inkrementele veralgemeende plastiese vervormingskomponent</b>
<b><math>dq_1</math></b>	<b>Inkrementele veralgemeende buigvervorming</b>
<b><math>dq_2</math></b>	<b>Inkrementele veralgemeende tangensiale vervorming</b>
<b><math>dq_3</math></b>	<b>Inkrementele veralgemeende radiale vervorming</b>
<b><math>dq_4</math></b>	<b>Inkrementele veralgemeende torsionele vervorming</b>
<b><math>dq_5</math></b>	<b>Inkrementele veralgemeende longitudinale vervorming</b>

$dw^p$	<b>Inkrementele plastiese werk</b>
$E$	<b>Young se modulus van elasticiteit</b>
$e_x$	<b>Algemene vervorming</b>
$F$	<b>Aangewende krag</b>
$F_0$	<b>Aksiale eksterne drukkrag</b>
$F_1$	<b>Tangensiale krag</b>
$F_2$	<b>Longitudinale krag</b>
$G$	<b>Materiaalkonstante (Vergelyking 3.33)</b>
$H$	<b>Nie-dimensionele eenheidskonstante (Vergelyking 3.14)</b>
$I$	<b>Traagheidsstraal</b>
$K$	<b>Ovaalvormigheidsfaktor (Vergelyking 5.3)</b>
$K_c^2$	<b>Breuktaaiheid</b>
$k$	<b>Dimensielose verwantskap (Vergelyking 5.4)</b>
$L$	<b>Lengte na vervorming</b>
$L_0$	<b>Oorspronklike Lengte</b>
$l$	<b>Lengte van 'n silinder</b>
$M$	<b>Buigmoment</b>
$M_d$	<b>Draaimoment</b>
$M_{exp}$	<b>Eksperimentele falingsmoment</b>
$M_f$	<b>Falingsbuigmoment</b>
$M_T$	<b>Folias korreksiefaktor (Vergelyking 3.18)</b>
$M_y$	<b>Swigmoment</b>
$m$	<b>Folias vervormingsfaktor (Vergelyking 5.10)</b>
$m_y$	<b>Nie-dimensionele lasverhouding (Vergelyking 7.1)</b>
$N_0$	<b>Tangensiale spanningskomponent</b>
$N_x$	<b>Aksiale krag</b>
$n$	<b>Vervormingverhardingseksponeent</b>
$n_r, n_s, n_0$	<b>Nie-dimensionele lasverhouding (Vergelyking 7.1)</b>
$p$	<b>Interne druk</b>
$p_f$	<b>Falingsdruk</b>
$Q_c$	<b>Veralgemeende effektiewe spanning</b>
$Q_i$	<b>Veralgemeende spanning</b>

$Q_1$	<b>Veralgemeende buigspanning</b>
$Q_2$	<b>Veralgemeende tangensiale spanning</b>
$Q_3$	<b>Veralgemeende radiale spanning</b>
$Q_4$	<b>Veralgemeende skuifspanning</b>
$Q_5$	<b>Veralgemeende longitudinale spanning</b>
$q_e^p$	<b>Veralgemeende ekwivalente plastiese vervormingskomponent</b>
$q_i$	<b>Veralgemeende vervormingskomponent</b>
$q_i^e$	<b>Veralgemeende totale vervormingskomponent</b>
$q_i^p$	<b>Veralgemeende plastiese vervormingskomponent</b>
$q_i^T$	<b>Veralgemeende plastiese vervormingskomponent</b>
$q_1$	<b>Veralgemeende buigvervorming</b>
$q_2$	<b>Veralgemeende tangensiale vervorming</b>
$q_3$	<b>Veralgemeende radiale vervorming</b>
$q_4$	<b>Veralgemeende torsionele vervorming</b>
$q_5$	<b>Veralgemeende longitudinale vervorming</b>
$w^p$	<b>Plastiese werk</b>
$R$	<b>Oorspronklike radiale koördinaat</b>
$R'$	<b>Radiale koördinaat by druk</b>
$R_m$	<b>Gemiddelde radius van 'n dikwandige silinder</b>
$R_i$	<b>Binne radius van 'n dikwandige silinder</b>
$R_o$	<b>Buite radius van 'n dikwandige silinder</b>
$R_i'$	<b>Binne radius van 'n dikwandige silinder onder druk</b>
$R_o'$	<b>Buite radius van 'n dikwandige silinder onder druk</b>
$r$	<b>Gemiddelde radius van 'n dunwandige silinder</b>
$r_i$	<b>Binne radius van 'n dunwandige silinder</b>
$r_o$	<b>Buite radius van 'n dunwandige silinder</b>
$r_v$	<b>Radius van 'n dunwandige silinder na vervorming</b>
$r_0$	<b>Oorspronklike radius van 'n dunwandige silinder</b>
$S_a$	<b>Afgeleide spanning in die longitudinale rigting</b>
$S_t$	<b>Afgeleide spanning in die tangensiale rigting</b>
$S_{ts}$	<b>Afgeleide skuifspanning</b>
$S_r$	<b>Afgeleide spanning in die radiale rigting</b>

$S_x$	<b>Konvensionele spanning</b>
$s$	<b>Spanningsverhouding (Vergelyking 5.1)</b>
$T$	<b>Toegepaste torsie</b>
$t$	<b>Wanddikte</b>
$t_v$	<b>Wanddikte na vervorming</b>
$t_0$	<b>Oorspronklike wanddikte</b>
$u$	<b>Radiale verplasing</b>
$u_i$	<b>Interne radiale verplasing</b>
$u_o$	<b>Eksterne radiale verplasing</b>
$u_m$	<b>Radiale verplasing</b>
$W_2$	<b>Draaihoek</b>
$x$	<b>Afstand vanaf senterlyn tot op 'n punt in die wand</b>
$Y$	<b>Oorspronklike swigspanning</b>
$z$	<b>Subtangens van spannings-vervormingskurwe</b>
$\alpha$	<b>Materiaalkonstante (Vergelyking 3.15)</b>
$\beta$	<b>Spanningsverhouding (Vergelyking 4.2)</b>
$\Gamma$	<b>Buisparameter (Vergelyking 5.6)</b>
$\Delta$	<b>Verplasing van die laspunt</b>
$d\lambda$	<b>Positiewe skalaar (Vergelyking 7.8)</b>
$\gamma$	<b>Geometriese verhouding (Vergelyking 5.1)</b>
$\epsilon$	<b>Vervorming</b>
$\epsilon$	<b>Vervormingstempo</b>
$\epsilon$	<b>Von Mises ekwivalente vervorming</b>
$\epsilon_a$	<b>Longitudinale vervorming</b>
$\epsilon_c$	<b>Kritieke vervormingswaarde</b>
$\epsilon_{eff}$	<b>Effektiewe vervorming</b>
$\epsilon_r$	<b>Radiale vervorming</b>
$\epsilon_s$	<b>Swigvervorming</b>
$\epsilon_t$	<b>Tangensiale vervorming</b>
$\epsilon_x$	<b>Logaritmiese vervorming in die x-rigting</b>
$\epsilon_1$	<b>Vervorming in die tangensiele rigting</b>
$\epsilon_2$	<b>Vervorming in die longitudinale rigting</b>



$e_3$	Vervorming in die radiale rigting
$\mu$	Elastiese afskuifmodulus
$\rho_1$	Oorspronklike hoofradius
$\rho_2$	Hoofradius na uitsetting
$\sigma$	Spanning
$\sigma$	Von Mises ekwivalente spanning
$\sigma_a$	Longitudinale spanning
$\sigma_c$	Kritieke spanningswaarde
$\sigma_{eff}$	Effektiewe spanning
$\sigma_f$	Falingspanning
$\sigma_r$	Radiale spanning
$\sigma_s$	Swigspanning
$\sigma_T$	Tangensiale falingspanning
$\sigma_t$	Tangensiale spanning
$\sigma_u$	Vloeispanning
$\sigma_v$	Swigspanning na werkverharding
$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$	Hoofspannings in die aksiale rigtings
$\sigma_0$	Elastiese grensspanning
$\sigma_1$	Hoofspanning in die tangensiale rigting
$\sigma_2$	Hoofspanning in die longitudinale rigting
$\sigma_3$	Hoofspanning in die radiale rigting
$\sigma_4$	Longitudinale spanning
$\sigma_6$	Tangensiale spanning
$\nu$	Poisson verhouding

# HOOFSTUK 1

## INLEIDING

### 1.1 Inleiding.

Dunwandige strukture bestaan reeds vanaf die skepping van die wêreld in vorms soos eierdoppe, bamboesriete, en die wortels van vere. Ander voorbeelde van dunwandige silinders is balonne, vliegtuigrompe, ruimtetuie, bloedvate en are in die menslike liggaam. Dunwandige strukture het verder uitgebrei na die ontwikkeling van drukvate vir gebruik as drukkokers, stoomlokomotiewe, duikbote en hoë-druk pype, om slegs 'n paar voorbeelde te noem. Die noodsaaklikheid vir die gebruik van dunwandige strukture vir verskeie toepassings het gelei tot die studie van die spannings en gepaardgaande vervormings, verwagte falings en die opstel van ontwerp kriteria. Die aantal artikels oor dunwandige silinders, die ontwerp, analise en faling, het eksponensieel toegeneem vanaf 1866 tot 1960 soos aangetoon deur Sechler en Fung.<sup>1</sup>

Pype word beskou as 'n spesiale geval van 'n dunwandige silinder. Onderskeid word getref tussen dikwandige en dunwandige silinders deur gebruik te maak van die wanddikte tot diameter verhouding van die pype, sodat 'n verhouding van 0,1 en kleiner 'n dunwandige silinder aandui.

Pype word reeds vir eeue lank deur die mens gebruik vir die vervoer van water as lewensonderhoudende middel. In die moderne wêreld het die gebruik van pype aansienlik uitgebrei en word pype as vervoermiddel gebruik vir alle tipes vloeistowwe en gasse. Dunwandige pype word algemeen in petroleum-, chemiese-, kern- en suiwelaanlegte gebruik. Chemiese prosesse om sekere produkte te lewer, maak van toenemende drukke en temperature gebruik wat verdere studie in die gebied noodsaak.

Hoë drukke, temperature en die stof wat vervoer word, het 'n invloed op die

lewensduur en korrosietempo van die pype. Die keuse van pypmateriaal moet dus versigtig gemaak word om die beste en mees ekonomiese pypnetwerkstelsel te ontwerp.

Eksterne belastingeffekte as gevolg van wisselende weersomstandighede naamlik sneeu, wind en reën asook belastings geskep deur termiese gradiënte, installering en pypkonfigurasië moet in ag geneem word. Hierdie belastingtoestande moet ook in ag geneem word wanneer kruip beskou word. Alle bogenoemde feite beïnvloed die keuses van pypdiameter, wanddikte, materiaal, uitleg en die metode van vashegting van pype wat in 'n pypnetwerk gebruik word.

## 1.2 Doel van die studie.

Daar bestaan twee vervaardigingsprosesse vir die vervaardiging van klein diameter pype, naamlik die naatlose vervaardigingsproses en die longitudinaal gesweisde vervaardigingsproses.

Naatlose pyp word vervaardig deur 'n soliede blok materiaal te neem, dit te verhit en 'n gat daardeur te pers. Die blok word deur 'n aantal rollers en matryse gestuur wat die pyp vorm tot verlangde grootte.

Longitudinaal gesweisde pype word vervaardig deur 'n plat plaat strook deur rollers te stuur wat die ente van die plaat geleidelik ombuig, om sodoende uiteindelik die pyp te vorm. Die ente word deur 'n sweisproses aan mekaar verbind waarna die voltooide pyp in lengtes gesny word.

Laasgenoemde vervaardigingsprosesse induseer koudwerking op die materiaal wat werksverharding tot gevolg het. Dit beteken dat die materiaaleienskappe van die pyp na vervaardiging verskil van die materiaaleienskappe voor vervaardiging. Dit sou dus nie korrek wees om die materiaaleienskappe voor vervaardiging in die ontwerp kriteria te gebruik nie.

Vorige werk deur Pretorius<sup>2</sup> het getoon dat die moontlikheid bestaan dat longitudinaal gesweide pype, naatlose pype in sekere toepassings kan vervang. Dit is veral van belang vir Suid-Afrika omdat alle naatlose pype ingevoer moet word teen 'n baie hoë koste.

Die doel van hierdie ondersoek was om die gedrag van longitudinaal gesweide vlekrye staal pype onder interne druk en eksterne belastings te ondersoek. Die doel word nagestreef deur vernietigende toetse te doen op Tipe 304L vlekrye staal pype wat gelyktydig onderwerp word aan interne druk en nagebootse eksterne belastingstoestande soos in die praktyk ondervind word. Belastingstoestande was verkry deur gebruik te maak van die rekenaarpakket CEASER wat gebruik word deur raadgewende ingenieursfirmas vir die oplos van pypnetwerkstelsels.

Daar word gekyk na die swigspanning, maksimum druk, vervorming en posisie van faling ten opsigte van die sweislas. Falingsmodusse en afmetings word ook genoteer en die afwyking in terme van die oorspronklike silinder word bepaal. Cooper<sup>3</sup> het vasgestel dat swigting bepaal kan word uit die treksterkte van die materiaal, maar dat dit nie moontlik is om die maksimum druk voor faling terug te herlei na die materiaaltreksterkte nie.

### 1.3 Oorsig.

In Hoofstuk 2 word daar gekyk na die ontwikkeling van die plastisiteitsteorië en die verskillende benaderings wat gevolg kan word. Aandag word ook gegee aan plastiese onstabieliteit, eindige element analise en die toepasbaarheid van materiaaltreksterkte op die bepaling van die maksimum barsdruk.

Die onderskeie vervaardigingsprosesse van klein diameter pype word in Hoofstuk 3 bespreek, asook die faling van pype onder maksimum interne druk. Dit sluit ook die tempo van faling en die voortplanting van faling in.

In Hoofstuk 4 word die eerste eksperimentele opstelling beskou. Dit behels die doel, teoretiese agtergrond, eksperimentele opstelling en resultate behaal in die toetse op ingeklemde pype wat onderwerp word aan interne druk. 'n Kort bespreking van die resultate sluit die hoofstuk af.

Hoofstuk 5 handel oor die tweede reeks toetse, naamlik die deurbuiging van pype as gevolg van 'n puntbelasting en interne druk. Gepaardgaande met die deurbuiging vind daar ook 'n sekere mate van ovaalvorming plaas. Daar word gekyk na die barsdruk van die pype en die resultate word vergelyk met vorige toetse waar slegs interne druk beskou was. Die effek van die puntbelasting word bepaal en die resultate bespreek.

'n Torsionele las word toegepas op die pype in die derde reeks eksperimentele toetse. Verskillende torsionele laste word op verskillende pypgroottes toegepas. Die teorie, eksperimentele opstelling en resultate van toepassing op die eksperiment, word in Hoofstuk 6 bestudeer.

Die teoretiese agtergrond vir pype wat gelyktydig onderwerp word aan 'n puntbelasting en 'n torsionele moment terwyl die pyp onder interne druk verkeer, word in Hoofstuk 7 beskou. Alle eksterne belastingtoestande vind plaas terwyl die pyp aan 'n stygende interne druk onderwerp word. Resultate van die reeks toetse word beskou en die effek van eksterne kragte en interne momente op 'n dunwandige silinder word aangetoon.

Hoofstuk 8 bestaan uit 'n samevatting, bespreking van die resultate en gevolgtrekkings wat gemaak kan word uit die toetsresultate.

## HOOFSTUK 2

### PLASTISITEITSTEORIE EN PLASTIESE ONSTABILITEIT

#### 2.1 Inleiding.

Plastisiteitsteorie is die wiskundige studie van spanning en vervorming in plasties-vervormbare materiale. Plastisiteitsteorie volg elastisiteitsteorie op in die sin dat elastisiteitsteorie slegs spanning in die elastiese gebied van 'n spesifieke materiaal beskou. Die verhouding tussen die elastiese en plastiese eienskappe van materiale tot die kristalstruktuur en kohesiekragte in die materiaal staan bekend as metallurgie.<sup>4</sup>

Plastisiteitsteorie het ontstaan as gevolg van eksperimentele waarnemings van die makroskopiese gedrag van plasties-vervormbare materiale onder gekombineerde spanningstoestande. Die doel van die teorie is om eksplisiete verhoudings tussen spanning en vervorming in die plastiese gebied te vind. Dit lei tot die ontwikkeling van wiskundige tegnieke vir die berekening van die nie-uniforme verspreiding van spanning en vervorming in 'n permanent-vervormde liggaam. Beskikbare inligting uit eksperimentele resultate regverdig die opstel van 'n algemene teorie slegs vir metale.

'n Belangrike eienskap van metale is die vermoë om koudwerking te ondergaan.<sup>4</sup> Plastisiteitsteorie is veral gemoeid met die vormingsprosesse van metale soos die uitpersing van stawe en pype, die rol van metaalstroke en die deurtrek van drade. Die doel van die analise is om die eksterne belasting, nie-uniforme vervorming en werkverharding as gevolg van koudwerking te bepaal.

'n Tipiese toepassing sal wees om die kritieke las te voorspel waarby 'n struktuurdeel op die swakste punt plasties sal swig. Probleme word egter ondervind met geleidelikswigtende materiale soos vlekvrystaal wat geen

duidelik waarneembare swigpunt het nie.

## **2.2 Historiese agtergrond.**

Die studie van plastisiteitsteorie het begin in 1864 met die publiserings van Tresca se voorlopige verslag oor deurslag en uitpersing.<sup>5,6</sup> Dit het gelei tot die aanname dat metale plasties vervorm sodra 'n kritieke waarde bereik word. Kriteria vir plastiese vervorming is reeds in 1773 deur Coulomb, Poncelet in 1840 en Rankine in 1853 gelewer.<sup>5,6</sup> Die teorieë was nie op metale gebaseer nie en daarom word Tresca se siening as die begin van die plastisiteitsteorie beskou.

Saint-Venant het Tresca se teorie in 1870 gebruik om die spannings te bepaal in 'n gedeeltelike plastiese silinder wat aan torsie en deurbuiging onderwerp was. Dieselfde teorie was ook deur Saint-Venant gebruik om die spannings in 'n plastiese pyp wat deur interne druk vervorm was, te bepaal. Daarna is 'n stel van vyf vergelykings daargestel vir die bepaling van spanning en vervorming in 'n tweedimensionele stelsel. Lévy het in 1871 Saint-Venant se metodes aangeneem en driedimensionele verhoudings vir spanning en die tempo van vervorming daargestel.

Guest<sup>5,6</sup> het aan die einde van die eeu ondersoek ingestel na die swig van pype onder gekombineerde aksiale spannings en interne druk. Die resultate wat verkry is het naasteby ooreengestem met die maksimum skuifspanningskriterium. Soortgelyke eksperimente is in die daaropvolgende dekade uitgevoer, meestal in Engeland, elkeen met klein verskille in die gevolgtrekking.

Verskeie swigtingskriteria is voorgestel, maar vir meeste metale is later deur eksperimente aangetoon dat die beste resultate deur Von Mises in 1913 verkry is. Hencky<sup>5,6</sup> het die resultate van Von Mises later interpreteer en tot die gevoltrekking gekom dat swigting voorkom wanneer die elastiese afskuifenergie 'n kritieke waarde bereik.

Die tydperk tussen die twee wêreldoorloë het groot Duitse belangstelling uitgelok en in 1921 het Prandtl bewys dat die tweedimensionele probleem hiperbolies vanaard is. Prandtl het ook die belastings uitgewerk om 'n plat oppervlakte en 'n kegelvorm in te duik met 'n plat matrys. Soortgelyke eksperimente is deur Nadai uitgevoer en die resultate het gunstig met die van Prandtl vergelyk. Defekte is egter onlangs in Prandtl se werk uitgewys.<sup>5</sup>

In 1923 het Hencky deur gebruikmaking van Prandtl se teorie, eenvoudige geometriese eienskappe van die glijvlakke van 'n plat vlak, wat aan plastiese vervorming onderwerp was, daargestel. Dit sou egter eers 'n geruime tyd wees voordat Geiringer in 1930 vergelykings sou opstel wat die variasie van vloeisnelheid langs 'n glijvlak, sou beskryf.

Die effektiewe toepassing van die plastisiteitsteorie op tegnologiese prosesse het in 1925 begin toe Von Karman 'n spanningsanalise vir materiale in rolvervaardiging gemaak het. In die jaar daarna het Siebel en Sachs<sup>5,6</sup> soortgelyke teorieë daargestel vir die vervaardiging van draad deur trekking.

Dit was eers in 1926 toe Lode die vervorming van pype van verskillende tipe materiale getoets het onder gekombineerde trekrag en interne druk, dat die Lèvy-Von Mises spanning-vervorming verhoudings as korrek bewys was tot eerste benadering. Lode se resultate het egter sekere afwykings getoon en dit was bevestig nadat eksperimente onder beter beheerde toestande uitgevoer was deur Taylor en Quinney in 1931.<sup>6</sup>

Die teorie het in twee algemene rigtings beweeg. Eerstens volgens die teorie van Reuss in 1930 wat voorsiening gemaak het vir die elastiese komponent van vervorming, na aanleiding van voorstelle van Prandtl. Tweedens het die teorieë van Schmidt (1932) en Odquist (1933) op verskillende maniere aangetoon dat werkverharding ook in die raamwerk



van die Lèvy-Von Mises vergelykings ingebou kon word. Die eerste benadering hiervan was deur eksperimente van Hohenemser in 1931-1932 bevestig. Die tweede benadering was deur ondersoek van Schmidt bevestig.<sup>5,6</sup>

Daar was dus teen 1932 'n teorie daargestel wat die hoof plastiese en elastiese eienskappe van 'n isentropiese materiaal by kamertemperatuur weergegee het. Daar was min verdere vooruitgang gemaak afgesien van veralgemening deur Von-Mises en Milan waar wiskundige beperkinge en gebrekkige data verdere vordering in die wiede gery het. Sedertdien was die vakgebied al in vele lande ondersoek en sal dit ook in die toekoms nog aandag geniet.<sup>5,6</sup>

### 2.3 Elastiese falingsteorieë.

Die elastiese falingsteorieë word gebruik as basis vir die verduideliking van die plastisiteitsteorieë en om die effek van plastiese onstabiliteit te kan verstaan. Die hoof falingsteorieë word soos volg beskou:<sup>5,6,7</sup>

Daar word veronderstel dat faling sal voorkom wanneer die spanning in die trektoetsmonster die elastiese grensspanning van die materiaal sal bereik. Faling in 'n liggaam wat aan 'n saamgestelde spanningsstelsel onderwerp word, sal nie noodwendig voorkom wanneer die hoofspanningswaarde die grensspanningswaarde bereik nie. Ander hoofspannings in die loodregte rigtings kan die grenswaarde van die grootste hoofspanning by faling affekteer, wat groter of kleiner as die grensspanning kan wees. Die effek van die ander hoofspannings hang af van die rigting met betrekking tot die hoofspanning en of die materiaal bros of smeebaar is.

Saamgestelde spanningsstelsels kan in drie hoofspannings opgebreek word, soos in Figuur 2.1 aangetoon word. Daar word veronderstel dat:

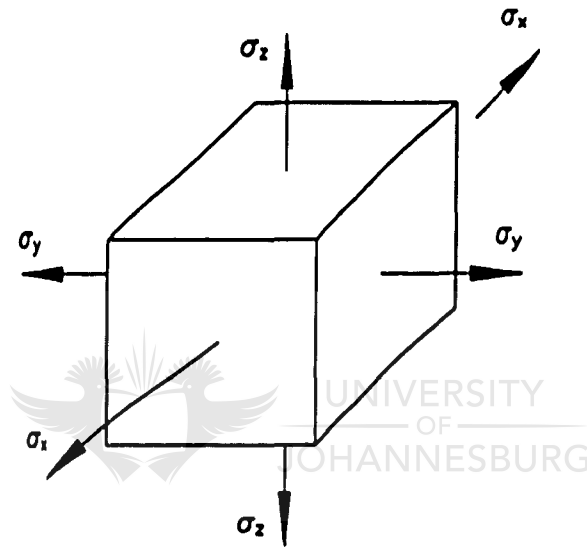
$$\sigma_x > \sigma_y > \sigma_z \quad (2.1)$$

waar  $\sigma_x$  = hoofspanning in x-rigting

$\sigma_y$  = hoofspanning in y-rigting

$\sigma_z$  = hoofspanning in z-rigting.

Verskeie teorieë was al op die gebied van plastiese faling van materiale onder saamgestelde spanningstoestande voorgestel.



FIGUUR 2.1 Materiaalelement onderworpe aan drie hoofspannings.

**Rankine se teorie. (Maksimum hoofspanningsteorie)**

Faling kom voor wanneer die grootste hoofspanning die elastiese grensspanning ( $\sigma_0$ ) in 'n eenvoudige trektoets bereik, ongeag die ander hoofspannings. Dit is dus wanneer:

$$\sigma_x = \sigma_0 \quad (2.2)$$

waar  $\sigma_0$  = elastiese grensspanning.

Die teorie was benaderd korrek gevind vir bros materiale, maar nie vir

smeerbare materiale nie.

**Saint-Venant teorie. (Maksimum hoofvervormingsteorie)<sup>6</sup>**

Faling kom voor wanneer die grootste hoofvervorming die vervorming by die elastiese grens in 'n eenvoudige trektoets bereik. Dit is wanneer:

$$\frac{\sigma_x}{E} - \nu \frac{(\sigma_y + \sigma_z)}{E} = \frac{\sigma_0}{E} \quad (2.3)$$

of

$$\sigma_x - \nu(\sigma_y + \sigma_z) = \sigma_0 \quad (2.4)$$

waar  $\nu$  = Poissonverhouding

$E$  = Young se modulus van elasticiteit.

Vir eenderse spannings volg uit die teorie dat:

$$\sigma_x > \sigma_0 \quad (2.5)$$

Hierdie teorie is nie eksperimenteel bewys nie en vind min algemene steun.

**Tresca en Guest Teorie. (Maksimum skuifspanningsteorie)**

Faling kom voor wanneer die grootste skuifspanning die maksimum skuifsterkte by die elastiese grens in 'n eenvoudige trektoets bereik. Dit kom voor wanneer:

$$\frac{\sigma_x - \sigma_z}{2} = \frac{\sigma_0}{2} \quad (2.6)$$

of

$$\sigma_x - \sigma_z = \sigma_0 \quad (2.7)$$

Hierdie teorie lewer goeie korrelasie met eksperimentele resultate vir smeebare materiale.

**Haig se teorie. (Vervormingsteorie)**

Faling kom voor wanneer die energie per eenheidsvolume wat in 'n vervormde materiaal gestoor is, die vervormingsenergie per eenheidsvolume by die elastiese grens in 'n eenvoudige trektoets bereik. Die maksimum energie wat in 'n liggaam sonder permanente vervorming gestoor word, is 'n vaste hoeveelheid, ongeag die manier waarop dit vervorm word.

Hieruit volg dat:

$$\frac{1}{2E}(\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - 2\nu(\sigma_x \sigma_y + \sigma_y \sigma_z + \sigma_z \sigma_x)) = \frac{\sigma_0^2}{2E} \quad (2.8)$$

Bogenoemde teorie ontvang goeie steun as gevolg van eksperimentele resultate op smeebare materiale, veral waar smeebare materiale vir dikwandige silinders gebruik word.

**Von Mises teorie. (Skuijvervormingsenergie)<sup>5</sup>**

Faling kom voor sodra die skuijvervormingsenergie, per eenheidsvolume gestoor, die skuijvervormingsenergie per eenheidsvolume, by die elastiese grens in die trektoets, bereik. Die teorie verskil van Haig se teorie deurdat die volumeveranderingsenergie geen rol speel in die ontwikkeling van elastiese faling nie. Die vergelyking wat Von Mises se teorie beskryf, lyk soos volg:

$$\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - (\sigma_x \sigma_y + \sigma_y \sigma_z + \sigma_z \sigma_x) = \sigma_0^2 \quad (2.9)$$

**Mises-Hencky teorie. (Maksimum energie van vervorming)<sup>6</sup>**

Die teorie stel dat die spanning  $\sigma_1$  waarby faling plaasvind, 'n funksie is van die verskille van die hoofspannings. Die verwantskap word deur die volgende vergelyking gegee:

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = 2\sigma_f^2 \quad (2.10)$$

waar  $\sigma_1$  = hoofspanning in die tangensiale rigting

$\sigma_z$  = hoofspanning in die longitudinale rigting

$\sigma_r$  = hoofspanning in die radiale rigting

$\sigma_t$  = falingspanning.

#### 2.4 Inleiding tot plastiese onstabilliteit.

Die faling van 'n struktuur wat groot plastiese vervorming ondergaan word gewoonlik voorafgegaan deur 'n tydperk waarin die vervorming verander van homogeen tot heterogeen.<sup>8</sup> Faling neem die vorm aan van 'n onstabilliteit wat gekarakteriseer word deur die voorkoms van lokale vervorming.<sup>9</sup> 'n Goeie voorbeeld hiervan is die nekvorming wat voorkom voor faling in 'n trektoetsmonster.

Die behoefte om die meganiese eienskappe van materiale te bepaal deur 'n eenvoudige toets, bestaan reeds vanaf die vroegste tye. Die enkelas trektoets het geblyk om die oplossing tot hierdie probleem te wees. Die hoofeienskap wat bepaal was, was die maksimum treksterkte van die materiaal. Ontwerpspannings was verkry deur die gebruikmaking van 'n veiligheidsfaktor. Hierdie sou 'n bevredigende benadering gelewer het, indien alle struktuurdele slegs in een rigting aan 'n aksiale trekas onderwerp was. Dit is egter nie so nie alhoewel hierdie materiaaleienskap ongevoelig gebruik word in die opstelling van ontwerplimiete vir pype en drukvate. Die betekenis van die maksimum treksterkte van materiale en die toepasbaarheid daarvan op verskillende geometriese strukture moet dus verder ondersoek word.<sup>10</sup>

Pype en drukvate wat onder interne druk verkeer word in multiaksiale rigtings belas, en nie net in 'n enkel aksiale rigting, soos in die trektoets nie. Een van die beste metodes om biaksiale spanning en vervorming te ondersoek is deur gebruik te maak van dunwandige silinders.<sup>11</sup>

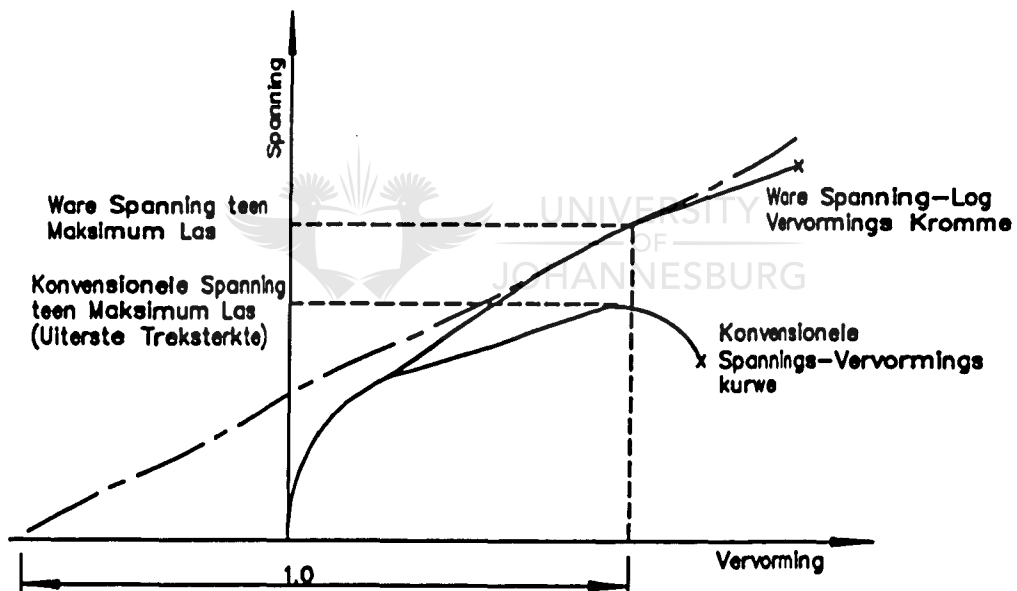
Vir die doel van die bespreking van plastiese onstabilliteit word aangeneem dat die enigste las wat op die pyp geplaas word, interne druk is.

Temperatuur bly konstant en kruip word buite rekening gelaat terwyl geen sikliese drukbelastings ondervind word nie.

Pypfaling is 'n onstabiliteitsprobleem as gevolg van groot plastiese vervormings wat ondervind word. Die behoefte ontstaan om toestande te beskryf in terme van logaritmiese vervorming en werklike spanning gebaseer op die veranderende deursnitoppervlakte.

### 2.5 Onstabiliteit in 'n enkelaksiale trektoets.

Die konvensionele spannings-vervormingskurwe vir geleidelikswigtende metale het die algemene vorm soos in Figuur 2.2 aangetoon.



FIGUUR 2.2 Spannings-vervormingskurwe van materiaal in trek.<sup>10</sup>

Die konvensionele spanning en vervorming word dan gedefinieer as:

$$S_x = \frac{F}{A_0} \quad (2.11)$$

waar  $S_x$  = konvensionele spanning,

$F$  = krag,

$A_0$  = oorspronklike oppervlakte is en

$$e_x = \frac{L-L_0}{L_0} = \frac{L}{L_0} - 1 \quad (2.12)$$

waar  $e_x$  = vervorming,

$L_0$  = oorspronklike lengte

$L$  = lengte na vervorming.

Die werklike spanning en die logaritmiëse vervorming word dan gedefinieer deur:

$$\sigma_x = \frac{F}{A} \quad (2.13)$$

waar  $\sigma_x$  = werklike spanning

$A$  = werklike oppervlakte.

Verder is:



$$\epsilon_x = \ln \frac{L}{L_0} = \ln(1 + e_x) \quad (2.14)$$

waar  $\epsilon_x$  = logaritmiëse vervorming

$L_0$  = oorspronklike lengte

$L$  = vervormde lengte.

Die werklike spanning en logaritmiëse vervormingsdiagram word ook in Figuur 2.2 aangetoon. Die verskil tussen die twee kurwes is dat die konvensionele kurwe vinniger afplat terwyl die werklike spanning en logaritmiëse vervormingskurwe steeds styg. Uit Vergelyking 2.13 volg dat:

$$F = \sigma_x A \quad (2.15)$$

sodat drukinkremente uitgedruk kan word as:

$$dF = \sigma_x dA + A d\sigma_x \quad (2.16)$$

Onstabieleit word gekarakteriseer deur 'n afname in inkrementele druktoename, dus:

$$dF = \sigma_x dA + A d\sigma_x = 0 \quad (2.17)$$

of

$$\frac{d\sigma_x}{\sigma_x} = -\frac{dA}{A} \quad (2.18)$$

Indien daar aangeneem word dat die volume konstant bly gedurende plastiese vervorming volg dat:

$$LA = L_0 A_0 \quad (2.19)$$

of

$$A = A_0 \frac{L_0}{L} \quad \text{en} \quad dA = A_0 L_0 d(L^{-1}) \quad (2.20)$$

Vervang Vergelykings 2.19 en 2.20 in Vergelyking 2.17 en 2.18 en die volgende word verkry:



$$\frac{d\sigma_x}{\sigma_x} = -L d(L^{-1}) \quad (2.21)$$

Uit Vergelyking 2.14 volg dat:

$$L = L_0 \exp(\epsilon_x) \quad (2.22)$$

en

$$d(L^{-1}) = -\exp(-\epsilon_x) \frac{d\epsilon_x}{L_0} \quad (2.23)$$

Deur vervanging van Vergelyking 2.22 en 2.23 in Vergelyking 2.21 volg dat:

$$\frac{d\sigma_x}{\sigma_x} = d\epsilon_x \quad (2.24)$$

of



$$\frac{d\sigma_x}{d\epsilon_x} = \sigma_x \quad (2.25)$$

Vergelyking 2.25 toon aan dat die maksimum lastoestand bereik word, wanneer die raaklyn van die ware spanning-logaritmiëse vervormingskurwe 'n helling  $\sigma:1$  het, omdat gebalanseerde biaksiale spanningstoestande geld. In hierdie geval is die interne druk die bepalende las terwyl falng deur die tangensiale spanning beheer word. Die grafiese voorstelling van hierdie konsep word die Considère konstruksie genoem. Die maksimum treksterkte en die ware onstabieleitsspanning hou verband met mekaar op die volgende wyse:

$$\sigma_x = S_x(1 + \epsilon_x) \quad (2.26)$$

soos verkry word uit Vergelykings 2.12, 2.14, 2.15, 2.19 en 2.20. Uit Figuur 2.2 kan gesien word dat die korrekte interpretasie van die maksimum treksterkte slegs toepassing het op die enkelassige trektoets.

## 2.6 Plastiese onstabieleit in dunwandige silinders.

Deur gebruik te maak van die ware spanning en die tangensiale spanningsvergelyking vir 'n dunwandige silinder volg dat:<sup>10</sup>

$$p = \frac{\sigma_t t}{r} \quad (2.27)$$

waar  $p$  = interne druk

$t$  = wanddikte

$r$  = silinder radius

$\sigma_t$  = tangensiale spanningswaarde.

Onstabieleit by die behaling van maksimum druk word gekarakteriseer deur:

$$dp = \frac{t}{r} d\sigma_t + \frac{\sigma_t}{r} dt - \sigma_t \frac{dr}{r^2} = 0 \quad (2.28)$$

of

$$\frac{r}{\sigma_t} \frac{d\sigma_t}{dr} + \frac{r}{t} \frac{dt}{dr} = 1 \quad (2.29)$$

Indien die volume konstant gehou word deur aan te neem dat geen aksiale vervorming plaasvind nie moet die volgende waar wees:

$$rt = r_v t_v \quad (2.30)$$

Hieruit volg dat:

$$\frac{r}{t} \frac{dt}{dr} = -1; \quad \frac{r}{dr} = -\frac{t}{dt} \quad (2.31)$$

Vervanging hiervan in Vergelyking 2.29 lewer die volgende:

$$-\frac{t}{\sigma_t} \frac{d\sigma_t}{dt} = 2 \quad (2.32)$$

of

$$\frac{d\sigma_t}{\sigma_t} = -2 \frac{dt}{t} \quad (2.33)$$


Deur gebruik te maak van 'n definisie van logaritmiese vervorming soos in die enkelassige geval, lewer:

$$\begin{aligned} \epsilon_r &= \ln \frac{t}{dt} ; & d\epsilon_r &= \frac{dt}{t} \\ \epsilon_t &= \ln \frac{r}{r_v} ; & d\epsilon_t &= \frac{dr}{r} = -d\epsilon_r \end{aligned} \quad (2.34)$$

waar  $\epsilon_r$  = vervorming in radiale rigting

$\epsilon_t$  = vervorming in tangensiale rigting.

Vergelyking 2.33 kan herrangskik word in die vorm:

$$\frac{d\sigma_t}{d\epsilon_r} = -2\sigma_t \quad (2.35)$$

Die onstabieletoestand soos aangetoon in Vergelyking 2.35 kan nie

so direk grafies geïnterpreteer word soos Vergelyking 2.25 nie. Om Vergelyking 2.35 met die onstabieleit van stawe te vergelyk, moet die konsep van onstabieleit, gebasseer word op die effektiewe spannings-vervormingskurwe, bekend gestel word.

## 2.7 Die effektiewe spannings-vervormingskurwe.

Neem aan dat die plastiese vloeï verwantskap tussen spanning en vervorming beskryf kan word deur:

$$\begin{aligned}\delta \epsilon_1 &= \delta \lambda \left[ \sigma_1 - \frac{1}{2}(\sigma_2 + \sigma_3) \right] \\ \delta \epsilon_2 &= \delta \lambda \left[ \sigma_2 - \frac{1}{2}(\sigma_3 + \sigma_1) \right] \\ \delta \epsilon_3 &= \delta \lambda \left[ \sigma_3 - \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_2) \right]\end{aligned}\tag{2.36}$$

waar  $\epsilon_1$  = vervorming in tangensiale rigting

$\epsilon_2$  = vervorming in longitudinale rigting

$\epsilon_3$  = vervorming in radiale rigting.

'n Effektiewe meting van spanning en vervorming word gegee deur:

$$\begin{aligned}\sigma_{eff} &= \frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{\frac{1}{2}} \\ \epsilon_{eff} &= \sqrt{2} [(\epsilon_1 - \epsilon_2)^2 + (\epsilon_2 - \epsilon_3)^2 + (\epsilon_3 - \epsilon_1)^2]^{\frac{1}{2}}\end{aligned}\tag{2.37}$$

waar  $\sigma_{eff}$  = effektiewe spanning

$\epsilon_{eff}$  = effektiewe vervorming.

Vergelyking 2.36 stel die postulate voor van die Levy-Mises inkrementele vervormingsteorie. In die geval van 'n spanningsstelsel, waar die rigtings van die hoofspannings onveranderd bly gedurende vervorming, soos in dié geval, kan Vergelyking 2.36 vereenvoudig word deur integrasie. Die uitdrukking staan bekend as die Hencky-Mises vervormingsteorie en lyk soos volg:

$$\begin{aligned}
 \epsilon_1 &= \lambda \left[ \sigma_1 - \frac{1}{2}(\sigma_2 + \sigma_3) \right] \\
 \epsilon_2 &= \lambda \left[ \sigma_2 - \frac{1}{2}(\sigma_3 + \sigma_1) \right] \\
 \epsilon_3 &= \lambda \left[ \sigma_3 - \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_2) \right]
 \end{aligned}
 \tag{2.38}$$

'n Verdere postulaat wat gemaak word is dat die verwantskap:

$$\sigma_{eff} = f(\epsilon_{eff}) \tag{2.39}$$

wat die universele spannings-vervormingskurwe beskryf, altyd materiaal-gedrag karakteriseer, ongeag die manier van vervorming wat toegepas is. Vorige eksperimentele werk<sup>12, 13, 14</sup> het aangetoon dat die Von-Mises teorie nie volkome korrek is nie, alhoewel Vergelykings 2.38 en 2.39 die algemene gedrag van metale in die plastiese gebied genoegsaam beskryf. As gevolg van hierdie aannames word die spanningstoestande vir trektoetse in die enkelassige rigting gegee deur:

$$\sigma_1 = \sigma_x \quad ; \quad \sigma_2 = \sigma_3 = 0 \tag{2.40}$$

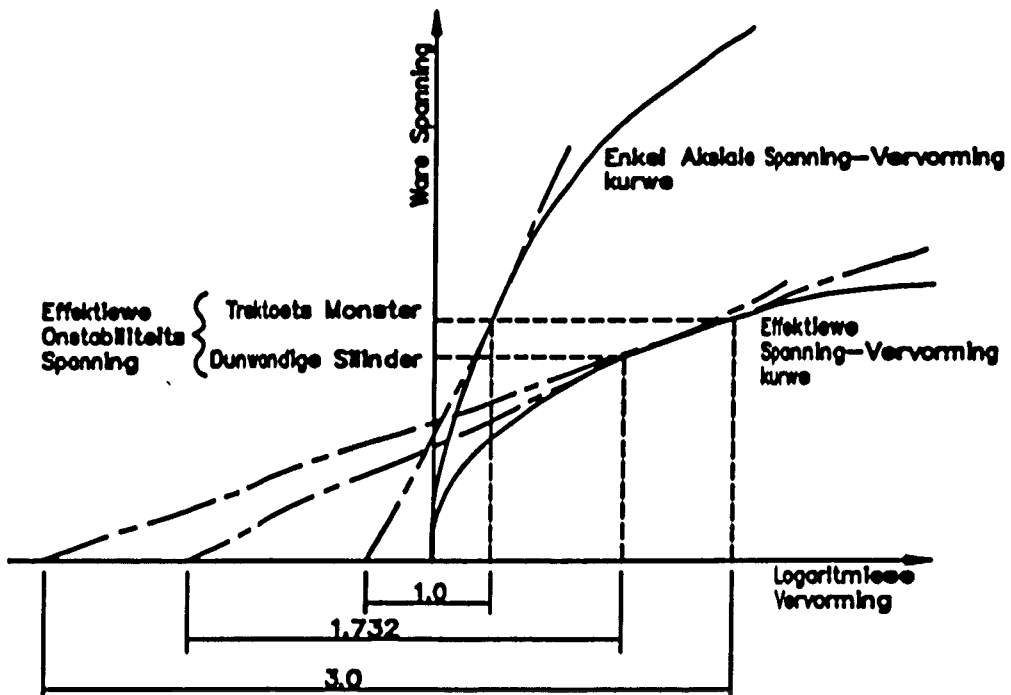
Uit Vergelyking 2.38 volg dat:

$$\epsilon_1 = \epsilon_x \quad ; \quad \epsilon_2 = \epsilon_3 = -\frac{\epsilon_1}{2} \tag{2.41}$$

Vervanging hiervan in Vergelykings 2.37 het tot gevolg dat:

$$\begin{aligned}
 \sigma_{eff} &= \sigma_x \\
 \epsilon_{eff} &= 3\epsilon_x
 \end{aligned}
 \tag{2.42}$$

Hierdie resultaat impliseer dat die effektiewe spannings-vervormingskurwe van Vergelyking 2.39 verkry kan word vanaf die enkelassige ware spanning-vervormingskurwe. Dit word verkry deur die absisse te vermenigvuldig met 'n faktor 3 soos aangetoon in Figuur 2.3, waarin die Considère konstruksie ook aangetoon word.



FIGUUR 2.3 Die enkelassige en effektiewe spannings-  
vervormingskurwes.<sup>10</sup>

Vergelyking 2.42 stel die onstabiliteitsvergelyking voor vir enkelassige trek en dus kan Vergelyking 2.25 herskryf word as:

$$\frac{d\sigma_{eff}}{d\epsilon_{eff}} = \frac{\sigma_{eff}}{3} \quad (2.43)$$

Vir 'n dunwandige silinder word die radiale spanning as weglaatbaar beskou omdat die wanddikte dun is. Dus volg dat:

$$\sigma_1 = \sigma_t ; \sigma_2 = \sigma_r = \frac{\sigma_t}{2} ; \sigma_3 = \sigma_\theta = 0 \quad (2.44)$$

en volg uit Vergelyking 2.36 dat:

$$\epsilon_1 = \epsilon_t ; \epsilon_2 = \epsilon_r = 0 ; \epsilon_3 = \epsilon_\theta = -\epsilon_t \quad (2.45)$$

Vergelyking 2.37 lewer vervolgens dat:

$$\begin{aligned}\sigma_{eff} &= \frac{\sqrt{3}}{2} \sigma, \\ \epsilon_{eff} &= \sqrt{12} \epsilon = 2\sqrt{3} \epsilon,\end{aligned}\tag{2.46}$$

Gebruikmaking van Vergelyking 2.46 lei tot die herstruktureer van die beherende vergelyking vir die onstabiliteit, by maksimum druk, van dunwandige silinders. Vergelyking 2.35 word herskryf na die vorm:

$$\frac{d\sigma_{eff}}{d\epsilon_{eff}} = \frac{1}{\sqrt{3}} \sigma_{eff} = \frac{\sigma_{eff}}{1.732}\tag{2.47}$$

Die Considère konstruksie vir die onstabiliteit van dunwandige silinders word ook aangetoon in Figuur 2.3. Vergelykings 2.43 en 2.47 wat die onstabiliteit in 'n trektoets en in 'n dunwandige silinder beskryf, is direk vergelykbaar met mekaar. Hierdie verwantskap toon aan dat die effektiewe spanning en vervormingswaardes wat die onstabiliteit van dunwandige silinders aantoon, nooit die waardes geassosieer met die onstabiliteit van dele in suiwer trek, sal bereik nie.

## 2.8 Teenstellende teorieë.

Franklin<sup>15</sup> beskryf die toestande vir plastiese onstabiliteit in dunwandige silinders in terme van die spanning, vervorming en die vervormingstempo en stel dat die Considère konstruksie nie geldig is vir vervormingstempo-sensitiewe materiale nie. Die vergelyking:

$$\frac{\delta \sigma}{\delta \dot{\epsilon}} \leq \frac{\sigma}{\dot{\epsilon}}\tag{2.48}$$

geld vir trektoets in die enkelassige rigting terwyl die vergelyking:

$$\frac{\delta \epsilon_1 + \delta \dot{\epsilon}_2}{\delta \epsilon_1 + \delta \epsilon_2} \leq \dot{\epsilon}_1 + \dot{\epsilon}_2\tag{2.49}$$

die stabiliteitskriteria vir dunwandige silinders voorstel. Die vergelykings is in terme van die vervorming en die vervormingstempo uitgedruk. In terme van spanning en vervorming geld die volgende:

$$\frac{\delta \sigma_1}{\delta \epsilon_1} = \sigma_1 \quad (2.50)$$

Franklin se benadering verskil van Lankford en Siebel<sup>16</sup> en Hoffman en Sachs<sup>17</sup> in die sin dat bogenoemde die kriteria  $dp=0$  en  $dp/d\epsilon=0$  onderskeidelik ondersteun. Franklin<sup>16</sup> stem nie hiermee saam nie en stel dat die kriteria van konstante druk nie ooreenstem met die kriteria van konstante belasting nie.

## 2.9 Hidrostatiese spanningskomponent.

Daar word beredeneer dat die effek van hidrostatiese druk noemenswaardig is vir bros materiale en nie vir smeebare materiale nie. Hieruit volg dat dit nie nodig sou wees om hidrostatiese druk in te sluit in die analise van smeebare materiale nie. Die stelling is egter nie korrek nie omdat die onderskeid tussen bros en smeebare materiale baie vaag is. Bros materiale word soms smeebaar onder hidrostatiese druk, terwyl smeebare materiale bros word onder hidrostatiese druk. Die hidrostatiese spanningskomponent behoort dus ingesluit te word by die formulering van die swigtingstoestand.

In die gevalle van die eenvoudige spannings soos trek-, druk-, torsionele en buigspanning is die keuse van toestand of fisiese parameter om tussen die elastiese en plastiese gebied te onderskei, relatief eenvoudig. Dit is omdat slegs een spanningskomponent en een lasparameter beskou moet word. In die geval van gekombineerde spannings moet die waarde van elke spanningskomponent beskou word in die lig van die parameters wat gekies is.

Die skuifspanning wat as parameter gekies is in Tresca se swigtingskriterium het tot gevolg dat die intermediêre hoofspannings nie meer belangrik is in die formulering van die swigspanning nie. In die Von-Mises swigtingskriterium word die tweede invariant van spanningafwyking as parameter gekies. Daarvolgens is die hidrostatiese spanningskomponent

weglaatbaar in die bepaling of 'n liggaam in die plastiesvervormdetoestand is of nie.

Vele teorieë is al voorgestel vir die bepaling van swig in metale wat aan triaksiale spannings onderwerp word. Daar bestaan hoofsaaklik twee tipes, naamlik die wat aanneem dat die hidrostatiese drukkomponeent nie die plastiese vloeï van metale beïnvloed nie, en die wat die hidrostatiese spannings as noemenswaardig beskou in die plastiese gedrag van materiale. Die eerste swigtingstoestand word algemeen aanvaar en gebruik omdat daar aangeneem word dat die materiaal onsaampersbaar is en die hidrostatiese komponent geen plastiese vervorming veroorsaak nie. Die geldigheid van die swigtingstoestand moet gemeet word aan hoe goed dit die materiaalgedrag in die ondersoek beskryf.

Hu en Pae<sup>16</sup> beskou egter die insluiting van die hidrostatiese spanningskomponent as van groot belang en toon aan dat die lasdraende kapasiteit van sferiese komponente noemenswaardig toeneem wanneer die effek van hidrostatiese druk in ag geneem word.

## **2.10 Slotopmerkings en bespreking.**

Daar is in hierdie hoofstuk gekyk na die inleiding tot die plastisiteitsteorie deur eerstens te kyk na die historiese agtergrond waarna die verskillende basiese teorieë gevolg het. Plastiese onstabiliteit soos ondervind in die trektoets en in dunwandige silinders is beskou en met mekaar vergelyk. Daar is gevind dat teenstellende teorieë bestaan gebaseer op die oorspronklike aannames wat gemaak word. Hieruit het dit duidelik geblyk dat elke spesifieke geval apart beskou moet word volgens eie meriete en dat 'n algemene oplossing onder verskillende parameters moeilik moontlik sou wees. Die spesifieke teorie en parameters soos gevind in die eksperimentele gedeeltes word behandel in die afsonderlike hoofstukke toegewy aan elke tipe eksterne belastingstoestand.



## HOOFSTUK 3

### PYPFALING

#### 3.1 Inleiding.

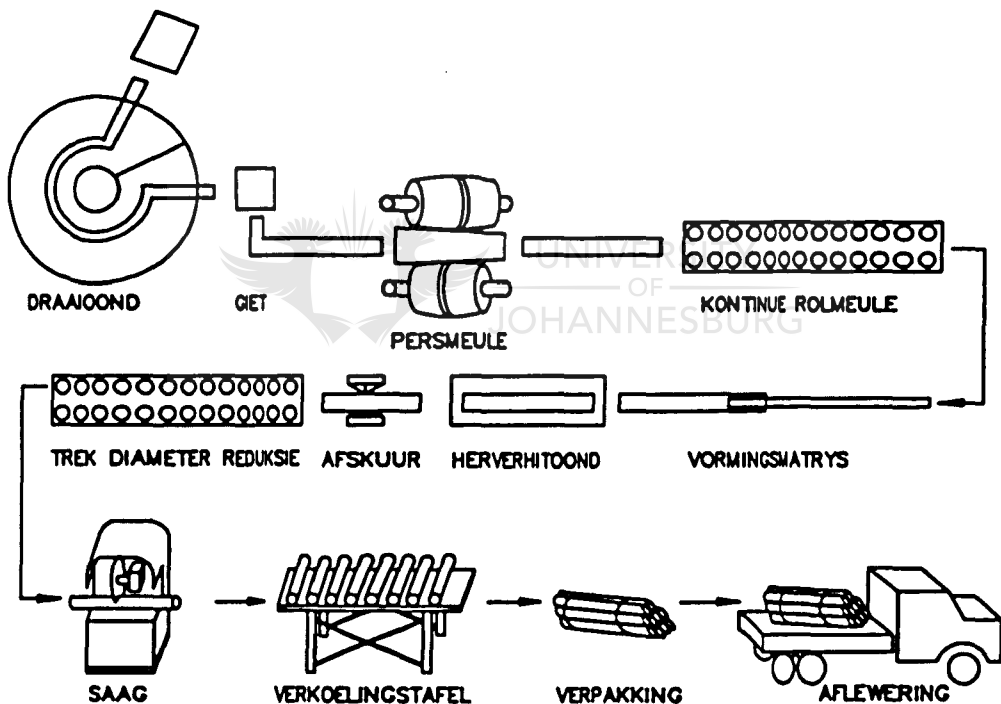
Geen stel ontwerp kriteria vir enige struktuur behoort gespesifiseer te word sonder die in ag neem van ontwerp teen brosbreek nie. Materiale wat gebruik word in die wêreld vandag en in die verlede was nog nooit en sal nooit sonder enige defekte wees nie. Om 'n veilige ontwerp teen faling te verkry moet die basiese weerstand van die materiaal teen faling bekend wees.<sup>19</sup> In Hoofstuk 2 is aangetoon dat die bepaling van die treksterkte van die materiaal nie alle nodige gegewens ten opsigte van die materiaal gee nie. Veral nie as die materiaal aan meerassige spannings onderwerp word, soos in die geval van 'n dunwandige silinder nie. Om die rede kan die spannings-vervormingskarakteristieke van pypmateriale bepaal word deur middel van buisvervormingstoetse.<sup>20</sup>

Daar bestaan twee tipes faling wanneer plastiese vervorming beskou word. Die eerste tipe faling kom voor wanneer die struktuur onbruikbaar raak as gevolg van 'n onaanvaarbare hoeveelheid vervorming. In die tweede geval word die struktuur totaal verwoes deur plastiese faling wat na plastiese onstabiliteit voorkom. Vir die ontwerp van hoë-druk pype en drukvate sal die probleem van matige vervorming nie so 'n groot probleem wees nie. Die plastiese faling wat tot die bars van pype en drukvate kan lei hou egter groter gevaar in.

Faling op longitudinaal gesweide buise kom voor as gevolg van materiaaldefekte, sweislasdefekte, eksterne vervaardigingsmerke en oormatige plastiese vervorming wat tot plastiese onstabiliteit lei. Die redenasie word gevolg deur voorstanders van naatlose pype dat die sweislas op longitudinaal gesweide pype 'n inherente defek is, wat veroorsaak dat naatlose pype verkies word.

### 3.2 Naatlose pypvervaardiging.

Metaalblokke, vanaf deurlopend-gegotte ronde materiaal, word verhit in 'n roterende oond waarna die ronde blokke deur 'n walsaanleg beweeg wat die binneste deel uitpers. Die hol ronde blok word aan die een end toegekrimp en uitgerek oor 'n pypvormige matrys. Na uitrekking word die pyp effens vergroot oor 'n dubbele rol proses waardeur die matrys losgemaak word. Die matrys word dan uit die pyp uitgetrek waarna die pyp herverhit word en gerol word op 'n reduksiemeul tot die finale vorm. Die finale pyp word afgekoel op 'n verkoelingstafel waarna dit in lengtes opgesny word.<sup>21</sup> Die vervaardigingsproses word skematies in Figuur 3.1 aangetoon.



FIGUUR 3.1 Naatlose pypvervaardiging.

### 3.3 Longitudinaal gesweiste pypvervaardiging.

Longitudinaal gesweiste pyp word vervaardig deur te begin met 'n rol plat strookplaat wat vooraf tot korrekte afmetings gesny word. Verskillende breedtes plaat word gebruik vir verskillende diameter pyp. Die opgerolde plaat word eers ontrol waarna dit deur 'n paar stelle vormingsrollers

gestuur word. Die vormingsrollers koudvervorm die plaat deur dit geleidelik om te buig totdat die kante aan mekaar vasgesweis word.

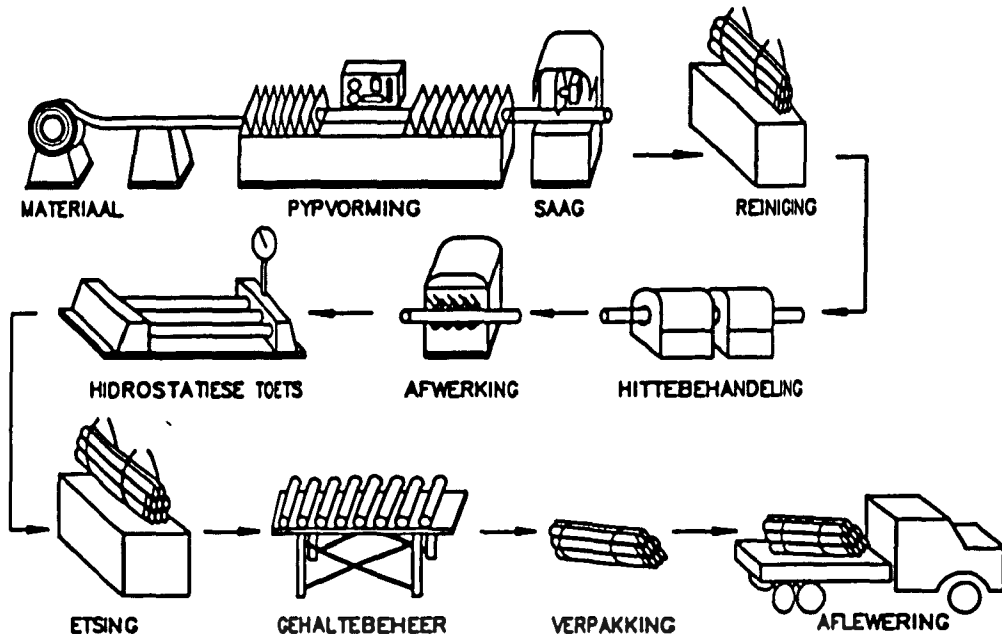
Afhangende van die pypspesifikasie word die oortollige sweiswerk afgeskuur, hittebehandeling toegepas en die pype in sekere lengtes opgesny. Die laaste twee stappe kan omgekeerd ook plaasvind. Met ander woorde, hittebehandeling kan toegepas word nadat die pype in lengtes opgesny is. Hierna word die pype skoongemaak en word die finale afwerking op die pype gedoen indien nodig. Die pype word daarna hidrostatis getoets en gemerk waarna die finale gehaltebeheer plaasvind. Verpakking van die pype word gedoen waarna aflewering geskied. Sien Figuur 3.2 ter verdere verduideliking van die vervaardigingsproses.

### 3.4 Spanningstoestande.

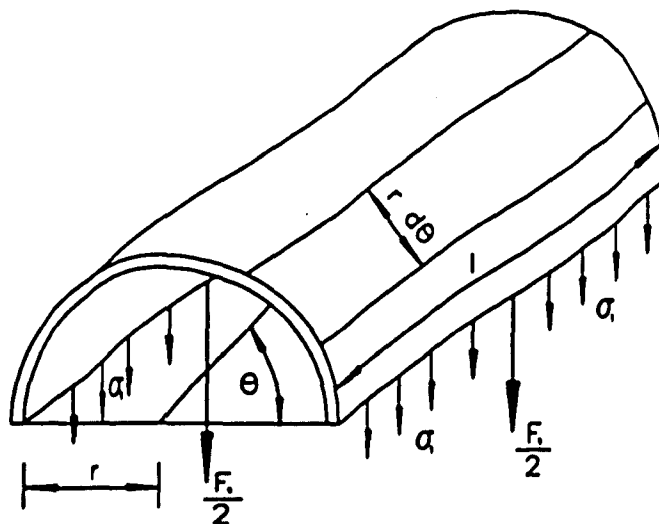
Interne druk in silinders, pype en buise veroorsaak sekere spanningstoestande in die wande van die strukture omdat die wande die druk probeer inperk. Daar word veronderstel dat die gedeelte van die pyp, waarna gekyk word vir die bepaling van hierdie spanningstoestande, ver genoeg weg is vanaf die endpunte, flense en ander styfheidselemente, sodat hierdie elemente geen versterkende uitwerking op die pyp kan hê nie. Die toestand word op 'n afstand van vier tot ses pypdiameters vanaf die styfheidselement verkry.<sup>22</sup>

Interne vloeistofdruk gee aanleiding tot longitudinale-, tangensiale- en radiaalspannings in die wande van die pyp, indien 'n pyp met geslote endpunte beskou word. Die spanningstoestande werk gelyktydig in op die pyp, dus word die pyp onderwerp aan meerassige spannings.

Wanneer die tangensiale spannings beskou word, word die helfte van 'n silindriese vorm soos in Figuur 3.3 beskou. Die halwe silinder word beskou as 'n vryliggaam met lengte  $l$ . Die drukk Komponent werk loodreg op die wand in en die krag op elke kant van die snitvlak word gegee deur  $F_1/2$ .



**FIGUUR 3.2** Longitudinaal geswilde pypvervaardiging.



**FIGUUR 3.3** Tangensiale spanningstoestand.

Die totale krag loodreg op die vlak, oor een helfte van die omtrek word gegee deur:

$$\begin{aligned}
 F_1 &= \int_0^\pi p l r \, d\theta \sin \theta \\
 &= p l r \int_0^\pi \sin \theta \, d\theta \\
 &= 2 p l r \\
 &= p l d
 \end{aligned}
 \tag{3.1}$$

waar  $F_1$  = tangensiale krag

$p$  = interne druk

$l$  = lengte van silinder

$d$  = binne diameter van silinder.

Hierdie kragte word vergesel deur 'n gelyke krag wat op die ander helfte van die silinder in 'n rigting  $180^\circ$  vanaf die eerste krag inwerk. Hierdie opponerende kragte gee aanleiding tot 'n tangensiale spanning  $\sigma_1$  in die silinderwand. Die spanning is gelyk aan die krag gedeel deur die oppervlakte waarop die spannings versprei word. Die oppervlakte is gelyk aan:

$$A = 2tl \tag{3.2}$$

waaruit volg dat die spanning gelyk is aan:

$$\begin{aligned}
 \sigma_1 &= \frac{F_1}{2tl} \\
 \text{of} \quad F_1 &= 2tl\sigma_1
 \end{aligned}
 \tag{3.3}$$

waar  $\sigma_1$  = tangensiale spanning

$t$  = wanddikte van die silinder.

Stel Vergelyking 3.3 gelyk aan Vergelyking 3.1 waaruit volg dat:

$$p l d = 2tl\sigma_1 \tag{3.4}$$

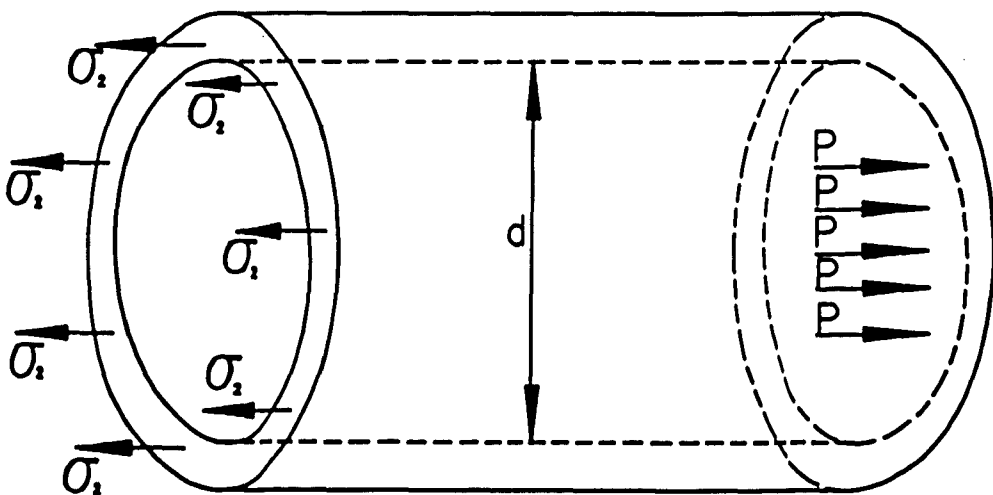
en

$$\sigma_1 = \frac{pd}{2t} \quad (3.5)$$

Hierdie vergelyking is onafhanklik van die lengte van die silinder, gegee dat die gedeelte wat beskou word ver genoeg weg is van enige versterkings. Vergelyking 3.5 staan bekend as die tangensiale spanningsvergelyking en kan as eerste benadering gebruik word om die barsdruk in silindriese elemente, ingesluit dunwandige pype, te bepaal.

Vergelyking 3.5 staan ook bekend as Barlow se vergelyking, behalwe dat die buitenediameter in plaas van die binnediameter gebruik word. Vergelykings gebaseer op die maksimum vervormingsenergieteorie, het aangetoon dat Barlow se vergelyking teoreties korrek is vir dunwandige silinders met geen aksiale trekkragte nie. Toetse op staalpype deur National Tube Company het aangetoon dat Barlow se vergelyking die barsdruk gemiddeld drie persent laer as die toetse aangedui het.<sup>22</sup>

Die longitudinale spanning wat op die pyp inwerk moet ook ondersoek word. Hierdie spanningstoestand vir 'n silinder met geslote ente word aangetoon in Figuur 3.4.



FIGUUR 3.4 Longitudinale spanningstoestand.

Die totale krag wat inwerk op die endpunte van die silinder is dus:

$$F_2 = \frac{p\pi d^2}{4} \quad (3.6)$$

waar  $F_2$  = longitudinale krag.

Die krag word verdeel oor 'n oppervlakte van die silinder wand wat gelyk is aan:

$$\pi(d+t)t \quad (3.7)$$

Hieruit volg dat die longitudinale spanning  $\sigma_2$ , gelyk is aan:

$$\sigma_2 = \frac{F_2}{\pi(d+t)t} \quad (3.8)$$

Vervang Vergelyking 3.6 in Vergelyking 3.8, waaruit volg dat:

$$\sigma_2 = \frac{\frac{p\pi d^2}{4}}{\pi(d+t)t} \quad (3.9)$$

In die geval van dunwandige silinders neig die waarde van  $(d+t)$  na  $d$  sodat 'n benaderde vergelyking kan geskryf word as:

$$\sigma_2 = \frac{p\pi \frac{d}{4}}{\pi dt} \quad (3.10)$$

$$\sigma_2 = \frac{pd}{4t}$$

Die longitudinale spanning is dus gelyk aan helfte van die tangensiale spanning. 'n Silinder wat onderwerp word aan interne vloeistofdruk sal dus eerder in die tangensiale rigting as in die longitudinale rigting faal.

Die laaste spanning wat beskou word is die radiale spanning wat direk gekoppel is aan die wanddikte. Interne druk in 'n dikwandigesilinder veroorsaak 'n drukkrag op die binneoppervlakte van die silinder terwyl 'n trekkrag op die buitekant voorkom. Die spannings wat hierdeur opgewek word staan bekend as radiale spannings. Indien die wanddikte dun genoeg

is, word hierdie spanningskomponent hoofsaaklik weggelaat. Dit is egter nie die geval indien die wanddikte substansieel is nie, soos aangetoon deur Manning.<sup>23</sup>

Radiale spannings word in die wanddikte van die silinder opgewek. Die spanningsverspreiding deur die wanddikte van 'n dikwandige silinder word deur die Lamè spanningsvergelykings voorgestel. Namate die druk verhoog word, ontwikkel swigting vanaf die binnekant na die buitekant van die wand wat 'n spanningsverdeling tot gevolg het.

Silinders wat aan interne druk onderwerp word, ondervind gekombineerde spanningstoestande. Hierdie spanningstoestande verskil met die spanningstoestande verkry deur 'n trektoets siende dat 'n trektoets slegs enkelassig is. In Hoofstuk 2 was trektoetsfaling vergelyk met faling as gevolg van gekombineerde spannings.

Om die longitudinale-, tangensiale- en radiale spanningstoestande in terme van faling te kan verstaan moet daar eers gelet word op die hoofalings-teorieë gebasseer op gekombineerde spannings. Faling mag voorkom deur die oorskryding van 'n gegewe waarde van die maksimum trekspanning, maksimum vervorming, maksimum skuifspanning of 'n funksie van die verskillende hoofspannings.

Die maksimum trekspanningsteorie beskou slegs tangensiale spanning as van belang in pypfaling. Die longitudinale en radiale spannings word as weglaatbaar beskou. Die maksimum vervormingsteorie stel dat die longitudinale spanning die materiaal versterk en die versterking is gekoppel aan die Poissonverhouding van die materiaal.

Die maksimum skuifspanningsteorie bepaal dat falingslegs van die grootste en kleinste spanning afhang. Siende dat die longitudinale spanning se waarde kleiner is as die van die tangensiale spanning, maar groter is as die



radiale spanning, beïnvloed die longitudinale spanning nie die toestand waarby die pyp sal faal nie.

Die vierde teorie staan bekend as die Mises-Hencky maksimum vervormingsenergieteorie en stel dat die spanning waarby faling plaasvind 'n funksie is van die verskille tussen die hoofspannings. Die hoofspannings word beskou as die tangensiale-, longitudinale- en radiale spannings wat in silinders voorkom. Daar bestaan dus verskeie teorie wat faling voorspel indien daar geen defekte in die materiaal of vervaardigingsproses insluip nie en alle aannames as korrek aanvaar word.

Die keuse van swigtingskriteria vir die bepaling van faling is van kardinale belang. Die berekende spannings sal afhang van die swigtingskriteria. In dikwandige silinders moet die Bauschinger effek en werksverharding tesame met radiale spanning in ag geneem word.<sup>24</sup> Die hoof newe-effek van werkverharding is dat verhoogde spannings benodig word om verdere plastiese vervorming te ondergaan.

### **3.5 Faling.**

Faling in pype en pypnetwerke kom voor as gevolg van verskeie faktore waarvan materiaaldefekte, sweislasdefekte, korrosie, omtreksfaling, variasie in wanddikte en residuele spannings die bekendste is. Hierdie bekende falingsfaktore en 'n paar minder bekendes soos foutiewe vashegting, omgekeerde swigting en sikliese interne druk word vervolgens bespreek.

Materiaaldefekte en sweislasdefekte veroorsaak vroeë faling teen normale werksdrukke. Die materiaaldefekte sluit enige nie-homogeniteit van die materiaal in. Onvoldoende uitgloeïing van gerolde plate word ook as 'n materiaaldefek beskou omdat die plate residuele spannings bevat. Sweislasdefektesluit in onvoldoende penetrasie, onsimmetriese sweisprofiel en ontoereikende hittebehandeling van die sweislasarea.

Korrosie word geklassifiseer as 'n oorsaak van faling deurdat die korrosietempo waarvoor ontwerp is en die werklike korrosietempo nie ooreenstem nie. Die korrosie van pype het tot gevolg dat die wanddikte afneem. Hierdie afname in wanddikte veroorsaak dat die pype by drukke laer as die ontwerpsdruk faal.

Vlekvrye stalle veral Tipe 304L is bekend vir spanningskorrosie wat intergranulêr begin en later krake veroorsaak.<sup>25</sup> Werk gedoen deur Wilson, Perment, Aspden en Begley<sup>26</sup> het aangetoon dat intergranulêrespanningskorrosie groot probleme oplewer waar Tipe 304L vlekvrye staal in die omgewing van NaOH gebruik word. Faling kom gewoonlik sonder waarskuwing voor aangesien krake slegs op mikroskopiese vlak gesien kan word.

Prosesafwykings soos drukgolwe, drukpieke en temperatuurskommelings kan aanleiding gee tot faling. Drukgradiënte veroorsaak deur golfvoortplanting veroorsaak plastiese vervorming in vloeistofge vulde pype. Eksperimentele werk deur Chohan<sup>27</sup> het aangetoon dat die snelheid van golfvoortplanting afhanklik is van die spannings-vervormingseienskappe van die materiaal, indien die drukpiek groot genoeg is om die materiaal plasties te vervorm. Buitengewone temperatuurskommelinge veroorsaak dat die pyp uitermatig uitsit en inkrimp. Dit het tot gevolg dat pypvashegtingspunte spannings oordra na die pype. Dit kan ook indirek tot faling lei as gevolg van hoë eksterne belastings wat geïnduseer word deur termiese uitsetting van ander pype in die netwerk.

'n Ernstige oorsaak van pypfaling is die sikliese fluktuasie van interne druk wat lei tot faling as gevolg van vermoeidheid. Studie is reeds gedoen op sikliese drukbelasting waar interne oppervlakdefekte vermoeidheidsfaling veroorsaak.<sup>28</sup> Faling deur kruip word veroorsaak deur die gebruik van pype onder druk by hoë temperature vir lang tydperodes.<sup>29</sup>

Vervaardigingsprosesse kan ook faling tot gevolg hê deurdat rolmerke op naatlose en longitudinaal gesweide pype spanningskonsentrasies tot gevolg het. In longitudinaal gesweide pype vind faling gewoonlik op die vervaardigingsmerke plaas en nie op die sweislas nie.

Wanddiktevariasie kom voor in naatlose pype en hierdie wanddiktevariasie veroorsaak ongelyke spanningsverdeling oor die pypoppervlak. Die spanningsverdeling en die wanddiktevariasie het tot gevolg dat vervorming onsimmetries plaasvind. Hierdie vervorming en ongelyke spanningsverdeling speel 'n groter rol indien eksterne kragte ook op die pyp inwerk. Die gekombineerde effek daarvan is dat faling vroeër en onvoorspelbaar plaasvind. <sup>30, 31, 32</sup>

Vermoeidheidskrake sal ontwikkel en voortgeplant word indien wisselende trekspannings van genoegsame grootte in die pypwand teenwoordig is. Die krake word verkry deur interne druk en aksiale drukkragte op die pyp. Materiaalvermoeidheid van pype sal 'n bepalende faktor wees in die lewensduur van 'n pyp voordat faling plaasvind.<sup>33</sup>

Eksterne belastings wat ontwerpskriteria oorskry kan pypfaling tot gevolg hê. Dit sluit in windbelasting, sneeubelasting en seismiese belasting veral as kombinasies daarvan voorkom in die aanwesigheid van prosesbelasting soos druk- en temperatuurpieke.

Residuele spannings kom voor in die omgewing van sweislaste in buise en pype indien hittebehandeling afwesig of onvoldoende is. Die vormingsproses van longitudinaal gesweide pype induseer residuele spannings in die pype. Residuele spannings word ook in dikwandige pype geïnduseer as gevolg van koudreduksievervorming.

Soms word die residuele spannings met opset in die materiaal gelos in 'n proses wat bekend staan as Autofrettage. Autofrettage behels die

ontwikkeling van residuele tangensiale drukspannings in die binne-diameter van die pyp. Hierdie opsetlike ontwikkeling van residuele spannings vergroot die vermoedheidslewenduur van die pyp.<sup>34</sup>

Daar is gevind dat 'n afname van swigspanning voorkom as gevolg van omgekeerde belastingrigtings. Hierdie effek staan bekend as die Bauschinger effek. Verskeie studies is al gedoen op die bepaling van die vermindering van die swigspanning.<sup>35</sup> Die sikliese vervorming in pype veroorsaak dat die swigspanning van pype afneem omdat die Bauschinger effek deur die omgekeerde belastings op die pyp geïnduseer word. Pype word dus verswak en vervroegde faling mag plaasvind.<sup>36</sup>

Werk deur Purazarang en Tavassoli<sup>37</sup> toon aan dat materiaalskeuring plaasvind in dikwandige silindriese elemente in die middel van die dikwandige silinder. Hierdie skeuring vind in die omtrek plaas sodat die dikwandige silinder uit twee dunwandige silinders bo-oor mekaar bestaan. Die silinder kan nou nie meer as 'n dikwandige of dunwandige silinder beskou word nie maar as 'n saamgestelde silinder. Alle spanningstoestande en vervormings wat ondervind word deur die silinder word nou in 'n nuwe lig beskou.

Die groot probleem van pypfaling is nie net die finansiële verlies as gevolg van verlore produksie nie maar ook die verlies aan menselewens en besoedeling van die omgewing.

### **3.6 Materiaaleienskappe.**

Materiaaleienskappe bepaal deur meganiese toetse op pypmonsters van dieselfde staal, gietproses en pypvormingsproses toon gewoonlik verspreide resultate. Hierdie verspreiding kan verdeel word in twee groepe en kan toegeskryf word aan die akkuraatheid van die bepaling van die eienskappe.

Die eerste groep sluit in die strukturele toestand van die oorspronklike

materiaal en die vervaardigingstechnologie waardeur sistematiese foute opgebou word. Die tweede groep sluit in die akkuraatheid van vervaardiging, toetsmonstertoestande, die oppervlaktoestand, toets-toestande en die akkuraatheid van die verwerking van die toetsresultate.

'n Ondersoek hiervan<sup>38</sup> het aangetoon dat die fout in die bepaling van die treksterkte en die swigsterkte beskryf kan word deur:

$$\Delta\sigma^2 = \left(\frac{\delta\sigma}{\delta F}\right)^2 \Delta F^2 + \left(\frac{\delta\sigma}{\delta A}\right)^2 \Delta A^2 \quad (3.11)$$

waar  $F$  = las of toegepaste krag

$A$  = deursnitoppervlakte van die monster.

Hierdie foute kom voor in enkelassige trektoetse waar spanning-vervormingsdiagramme opgestel word.

Twee tipes toetse wat bestaan vir die bepaling van die materiaaleienskappe van silindriese komponente is die enkelassige trektoets en die hidrouliese pypvervormingstoets. Die hidrouliese pypvervormingsproses word ook gebruik as 'n vervaardigingsproses. In hierdie proses verander die materiaalprofiel gedurig. Die verwantskap tussen die longitudinale spanning en die radiale spanning word verkry uit die beskouing van konstante volume. Die Von Mises swigkriterium en die Levy-Mises spanning-vervormingsverwantskap vir die bepaling van spannings, word gebruik om die vervormings te bepaal.<sup>39</sup>

Duidelike verskille tussen eksperimentele en teoretiese waardes is verkry. Dit kan toegeskryf word aan die effek van anisotropie. Anisotropie van silindriese elemente word bepaal vanaf die waardes van die wydte tot dikte vervormingverhouding soos verkry uit trektoetse. Indien die effek van anisotropie in ag geneem word, stem die spannings-vervormingsgrafieke verkry uit trektoetse en hidrouliese uitsettingstoetse baie goed ooreen, behalwe in die gebied van lae vervorming. Vir die hidrouliese uitsettings-

toets volg dat:

$$\sigma_a = \frac{p\rho_2}{2t} - \frac{F_0}{2\pi\rho_2 t} \quad (3.12)$$

waar  $\sigma_a$  = longitudinale spanning

$p$  = interne druk

$t$  = wanddikte

$F_0$  = aksiale eksterne drukkrag

$\rho_2$  = hoof radius na uitsetting.

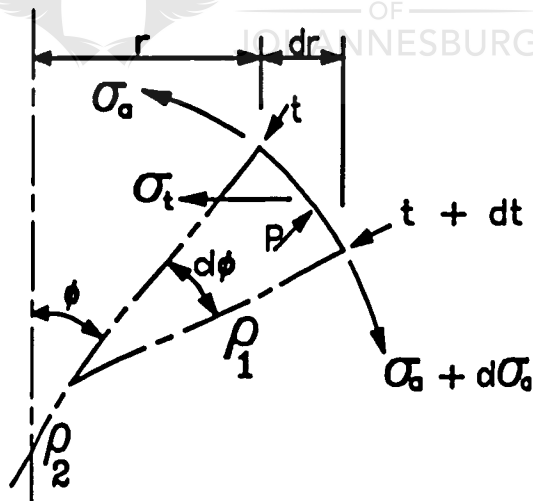
Vir die tangensiale spanning geld:

$$\sigma_t = \frac{p\rho_2}{t} - \frac{\rho_2}{\rho_1}\sigma_r \quad (3.13)$$

waar  $\sigma_t$  = tangensiale spanning

$\rho_1$  = hoof radius voor uitsetting.

Die simbole wat gebruik word, word verder in Figuur 3.5<sup>40</sup> gedefinieer.



FIGUUR 3.5 Spannings in 'n element.

Die smeebaarheid van materiale onderworpe aan dubbelassige spanning word verkry deur die hidrouliese uitsettingstoets. Die spannings en vervorming wat daarmee gepaard gaan is nie net afhanklik van die maksimum interne druk en die pylengte nie maar is ook afhanklik van die

werkverharding wat plaasvind in die pypmateriaal.<sup>41</sup> Die spanningsvervormingskurwe van 'n materiaal wat baie koudwerking ondergaan, kan voorgestel word deur:

$$\frac{\sigma_v}{\sigma_s} = 1 + H\epsilon \quad (3.14)$$

waar  $\sigma_s$  = oorspronklike swigspanning

$\sigma_v$  = swigspanning na werkverharding

$H$  = nie-dimensionele eenheidskonstante.

Hierdie vergelyking word vervang in die oorspronklike spanning- en vervormingsvergelings wat aantoon dat die effek van die tempo van werkverharding redelik klein is vir klein vervormings.<sup>42</sup>

Werkverharding kan op ander maniere beskou word deur die enkelassige spanning-vervormingsgedrag van materiale te ondersoek. Hieruit volg dat die Ramberg-Osgood werkverhardingsvergeliking gegee word deur:

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_s} = \frac{\sigma_v}{\sigma_s} + \alpha \left( \frac{\sigma_v}{\sigma_s} \right)^n \quad (3.15)$$

waar  $\epsilon_s$  = swigvervorming

$n$  = vervormingsverhardingseksponeent

$\alpha$  = materiaalkonstante.<sup>43</sup>

Twee gevalle van hidrouliese uitsetting word beskou naamlik waar aanvaar word dat die materiaal wat gebruik word nie plasties vervorm nie en wanneer werkverharding in ag geneem word. Die plastiese vervormings in hidrouliese uitsetting is so groot dat elastiese vervormings as weglaatbaar beskou word.<sup>44, 45</sup>

### 3.7 Eindige elementanalise.

Die analise van elastiese pype onder interne druk met gepaardgaande groot vervormings is 'n standaard eindige elementanalise onderwerp. Eksakte

oplossings is nog min en is afhanklik van die voorafverkose verwantskappe.<sup>46</sup> Die verwantskappe word gebaseer op of die Cauchy-elastiese vastestofmodel of op Hill se werk.<sup>47</sup> Hierdie metode word gebruik om die barsdruk van verweerde pype te bepaal.

Eindige element elastiese-plastiese vervormingsprobleme kan ge-evalueer word deur middel van eindige elementmetodes gebaseer op die Lagrange- of Euler-metodes. Indien die Lagrange-metode gebruik word, word die vervormingstoestand en die eindige elementrooster beskryf in terme van die oorspronklike struktuur. In die Euler-beskrywing word die vervormingstoestand en die eindige elementrooster beskryf in terme van die vervormde struktuur.<sup>48</sup>

Nadat al die feite in ag geneem is en uit 'n oorsig van die gepubliseerde literatuur blyk dit dat elastiese-plastiese analise van groot vervormings nog nie heeltemal gedefinieer is nie. Die grootste verwarring lê in die uitbreiding van die klassieke plastisiteitsvergelykings vir die analise van groot vervormings, aangesien die vergelykings gewoonlik vir groot verplasings maar klein vervormings gebruik word.

### 3.8 Omtrekfaling.

Faling van pype kom voor in die longitudinale rigting en in die omtrek van die pyp. Faling in die longitudinale rigting is wanneer die pyp in die lengte, ewewydig aan die sweislas faal. Hierdie tipe faling is verstaanbaar omdat die tangesiale spanning in die materiaal twee keer groter is as die longitudinale spanning, soos aangetoon deur Vergelykings 3.5 en 3.10. Faling in die omtrek van die pyp is egter nie so maklik verduidelikbaar nie.

Lang pylengtes word verkry deur korter pype in die omtrek aan mekaar te sweis. Die sweiswerk veroorsaak residuele spannings wat gepaardgaande met eksterne belastings op die pyp, omtreksfaling tot gevolg kan hê. Spanningskorrosie wat reeds vroeër in die hoofstuk bespreek is,



kom voor in Tipe 304L vlekvrre staal. Die krake wat in die materiaal veroorsaak word deur die spanningskorrosie, verhoog die moontlikheid van faling. Baie van die krake kom voor in die omtrekrigting van die pyp wat sodoende faling in die rigting aanhelp.

Verskeie plastiese falingsbenaderings is reeds ontwikkel om die falings-toleransie vir pype met omtrekkraake te evalueer. 'n Skeur-onstabiliteits-kriteria gebaseer op die J-integraal weerstandskurwe, is deur Paris, Tada en Zahoor<sup>49</sup> voorgestel. Toepassing van die kriteria op omtreks-falende-pype onderworpe aan buigmomente en trekspannings, is gebruik om die onstabiliteitspunte van stabiele kraakgroei te voorspel. Kriteria voorgestel deur Kanninen<sup>26</sup> het tot gevolg gehad dat die falingslas en pyppekasie, die kritieke netto spannings by maksimum las en kraak begin aandui.<sup>60</sup>

Eksterne belastings wat op pype toegepas word sluit in puntlaste wat buigmomente op die pype induseer. Die buigmomente veroorsaak onstabiele smeebare faling in die omtreksrigting van die pype.<sup>61</sup> Die onstabiliteit van omtrekskraakgroei in pype met ingeboude en vryopgelegde ente is deur Smith<sup>62, 63</sup> ondersoek. Daar is aangetoon dat die neiging na onstabiliteit nie noodwendig 'n maksimum is wanneer die verplasingstoepassingspunt en die kraak saamval nie. 'n Tweede gevolgtrekking uit die werk was dat uniforme buigtoestande soos beskou deur Paris<sup>49</sup> et al, nie die ergste moonlike belastingstoestand vir kraak-onstabiliteit lewer nie.

Verdere werk deur Smith<sup>64</sup> oor die onstabiliteit van omtrekskrake met komplekse vorms in pype, onderwerp aan buigmomente op die endpunte, het aangetoon dat hierdie tipe faling uit 'n veiligheids oogpunt nie wenslik is nie. Uit die studie het dit ook geblyk dat 'n pyp hoogs onwaarskynlik regdeur in die omtrek sal afbreek. Die effek van die aksiale druklas op die stabiliteit van omtrekskrake in vlekvrre staal pype, met beide ente ingeklem, is ongunstige op die kraakstabiliteit, slegs indien die drukkrag groter is as die helfte van die Euler kritieke las.<sup>66</sup>

Onstabieleit van omtrekskraakgroeï in pype met ingeklemde ente is deur Smith<sup>66</sup> ondersoek, met spesiale aandag aan die tipe geïnduseerde vervorming en die buigsaamheid by die ingeklemde ente. Daar is in die geval gevind dat trekvervorming gesuperponeer op buigvervorming, 'n ongunstige effek op kraakstabiliteit kan hê. Die effek van ankers in pypnetwerke, op die effek van onstabieleit van kraakgroeï, is dat ankers voordelig is vir die stabiliteit van omtrekskraakgroeï in pype.<sup>67</sup>

Zahoor<sup>68</sup> het 'n oplossing ontwikkel vir gekombineerde trek- en buigbelastings vir kraakgeassosieerde verplasinge en die skeurmodus. Hierdie oplossings word benodig vir die evaluering van kraakgroeïstabiliteit in pypstelsels.

'n Verdere analise vir gekombineerde trek, buig en torsie is ontwikkel deur gebruik te maak van die J-integraal en die skeurmodus. Die J-integraal en die skeurmodus is ontwikkel vir vol omtrekskrale, gedeeltelik deur die wand en vir pype onder torsie. Hierdie benadering is gebaseer op die vals potensiele energie interpretasie van die J-integraal. Die toegepaste skeurmodusbenadering word afgelei vanaf die vervormingsbeheerde belasting.<sup>69</sup>

Die J-integraal vir die vals potensiele energie interpretasie word gedefinieer as:

$$J = - \int \left[ \frac{\delta F}{\delta(\text{kraak oppervlak})} \right]_{\Delta} d\Delta \quad (3.16)$$

waar  $F$  = las

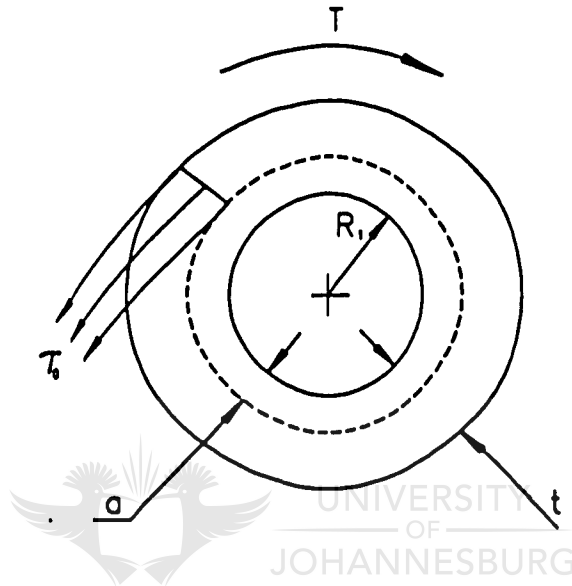
$\Delta$  = verplasing van die laspunt.

Die definisie was suksesvol gebruik vir die analise van gekraakte pype wat onderwerp was aan aksiale trek en is nuttig gevind vir buig. Die J-vergelyking vir torsionele las word gegee deur:

$$J = - \int \left[ \frac{\delta T}{\delta(\text{kraak oppervlak})} \right]_{w_2} dW_2 \quad (3.17)$$

waar  $T$  = toegepaste torsie

$W_2$  = draaihoek van die pyp as gevolg van die kraak soos in Figuur 3.6 aangedui.



**FIGUUR 3.6** Deursnit van 'n pyp met 'n volledige omtrekdefek.

Smeebare materiale soos Tipe 304L vlekvrige staal word wydverspreid gebruik in kernstelselpypnetwerke as gevolg van goeie breekweerstand. 'n Hoë lasdraende kapasiteit kan steeds voorkom al bevat die pyp 'n groot defek. Die plastiese limietanalise word dus gebruik om die breekkarakteristieke van die gekraakte pyp te analiseer, gegee dat materiaalwerksverharding in ag geneem word.

'n Beraming van die energie verliestempo onder veelvoudige lastoestande word verkry uit die oogpunt van die variasie van potensiële energie van 'n nie-liniere elasties-gekraakte pyp.<sup>60</sup> Hieruit blyk dit dat 'n lang omtrek-kraak, nie uniform groei in die radiale rigting nie, indien die pyp onderwerp word aan 'n buiglas. Eindige elementanalise oor die groei en penetrasie van

'n oppervlakte kraak in die omtrekringting word ook gebaseer op die J-integraalkurwes.<sup>61</sup>

### 3.9 Kraakgroei.

'n Kritieke punt in die ontwerp en bedryf van kernkragstelsels is die vermoë om falings van die sleutelkomponente te kan voorspel. Die presiese kennis van die falingsoppervlak en die variasie met tyd, van 'n longitudinale kraak in 'n pyp onder druk, is 'n hoof ontwerp-kriterium. Die skielike opening van die kraak is 'n dinamiese probleem waar die komplekse verskynsel van dinamiese plastisiteit in ag geneem moet word.<sup>61</sup>

Die manier en tempo van opening van 'n kraak in 'n pyp onder druk bepaal die tempo van drukverlies en die spuitkragte op die pyp as gevolg van ontsnappende vloeistof. Die spuitkragte en die drukverliestempo is belangrike parameters in die ontwerp van veiligheidstoerusting en die evaluasie van die veiligheidsfaktore in stoomtoevoerstelsels. Om die grootste moontlike spuitkragte te bereken word aangeneem dat 'n aksiale kraak groter as die grootste moontlike stabiele kraak oombliklik in die pyp onder druk voorkom.<sup>62</sup>

Mikroskopiese klein krake mag in die pypmateriaal vorm en dit is dus belangrik om kwantitatief die groei en voortsetting van die krake te kan bepaal. Soos die kraak groei en oopmaak spuit die vloeistof wat onder druk verkeer uit, sodat die interne druk in die pyp nie-uniform afneem. Die kraak sal stadiger beweeg sodra die druk verminder in die omgewing van die kraakpunt en die oorsprong van die kraak.<sup>63</sup> Die voorspelling van die beweging van die aksiale kraak in 'n pyp is afhanklik van die spannings-intensiteit by die kraakpunt, die pypvervorming en die invloed van die drukverliesgradiënt op die pyp.<sup>64</sup>

Die voortsetting of voorplanting van die kraak of barsopening geskied deurdat die kraak die volledige dikte van die pypwand deurdring. Die

omtrekvervorming in die pyp neem af vir 'n afstand van 'n paar pypdiameters voor die kraakpunt. Hierdie vervormingsafname vind plaas as gevolg van buigbare golwe, verwant aan die kraak beginproses, wat afneem in verhouding tot die drukvermindering. Die longitudinale vervorming neem toe as gevolg van die longitudinale trekvervorming op die pyp wat veroorsaak word deur die druk geïnduseerde opening op die pyp agter die barspunt.

Op 'n afstand van omtrent twee diameters voor die kraakpunt, word die pyp ovaalvormig en in die teenwoordigheid van die vervorming word die vervormingsveld nie meer bepaal deur die lokale druk nie. Omtrekvervorming is amper nul op 'n afstand van twee diameters voor die kraakpunt. Die ovaalvormigheid van die pyp word veroorsaak deur die uitlating van druk agter die kraakpunt wat dan 'n afwaartse reaksiekrag op die onderste gedeelte van die pyp veroorsaak. Die opening by die kraakpunt is as gevolg van trek-vervorming veroorsaak deur omtrek- en radiale verplasing van die dele agter die kraakpunt. Die bewering word gemaak dat die aksie van die pypwande agter die kraakpunt die primêre dryfkrag agter die kraak of barsopening is.<sup>65</sup>

'n Materiaal se statiese kraakuitsettingsgedrag word gekarakteriseer deur toenemende vervorming en die gebruik van die J-integraal en die R-kurwe. Teenstrydig met die situasie van elasties-plastiese R-kurwes moet kraakonstabiliteit nog geanaliseer word in terme van die J-integraal en R-kurwe. Hierdie werk is gedoen deur Paris et al<sup>49</sup> en daar is gevind dat die J-integraal geïnterpreteer kan word as die intensiteit van die elasties-plastiese vervormings en die spanningsvelde wat om die kraakpunt voorkom.

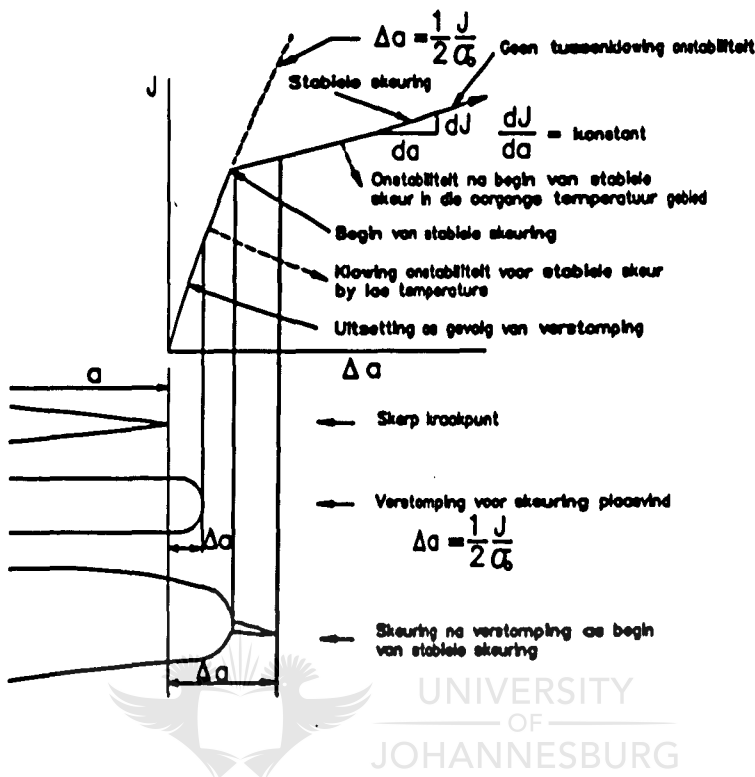
Die toetsresultate van trektoetsmonsters word gebruik om die J-integraal en die R-kurwes te verkry. Daar is gedurende hierdie toetse gevind dat temperatuur 'n rol speel waar skeuring geassosieer word met 'n skielike

onstabieleit en waar die kraak skielik vorentoe beweeg. Gedurende hierdie beweging breek die toetsmonster omtrent oombliklik. By lae temperature vind falings voor enige skeuring plaas. By hoër temperature vind daar eers stabiele skeuring plaas voordat skielike falings plaasvind. Nog hoër temperature lewer heelwat skeuring op voordat skielike falings plaasvind. Sien Figuur 3.7 ter verdere verduideliking.

Die ontstaan en voortplant van die barsopening, in 'n pyp onderworpe aan gekombineerde sikliese termiese en meganiese belastings, was deur Hsu en Bertels<sup>61</sup> ondersoek. Die gevolgtrekking was dat lae-siklus vermoeidheidsfalings van pype onderworpe aan gekombineerde termiese en meganiese belastings, analities opgelos kan word.

Ondersoek na die dinamiese voortstetting van omtrekskrake met hoë vervorming het aangetoon dat groot verskille in kraakvoortplantingsnelhede onder die dinamiese smeebaarheidskriteria verkry word. Dit illustreer die belangrikheid vir die daarstelling van 'n akkurate kriterium vir dinamiese falingsanalise op smeebare materiale omdat die meeste drukvate en hoë-druk pype van smeebare materiale vervaardig word.<sup>67</sup>

Definiëring van die afmetings van die kraaklengte of barsopening kwantifiseer basiese veiligheid teen pypfalings. Die volgende drie kraaklengtes word gedefinieer: a) Die kraak lengte  $2l_1$  is die maksimum toelaatbare onopgespoorde kraak gelaat in die materiaal gedurende die vervaardigingsproses. b)  $2l_2$  is die lengte van 'n penetrerende kraak wat opgespoor sal word gedurende indiensneming as gevolg van lekkasie. c)  $2l_3$  is die lengte van die kritieke penetrerende kraak wat as gevolg van 'n klein verlenging van die kraak of klein vermeerdering van die las pypfalings tot gevolg sal hê. Hierdie pypfalings sal wees as gevolg van onstabiele kraakvoortplanting. Pypfalings kan verhoed word indien die toestand  $l_1 < l_2 < l_3$  bevredig word.<sup>68</sup>



FIGUUR 3.7 J-integraal, R-kurwe.<sup>49</sup>

### 3.10 Smeebare faling teenoor brosbreuk.

Pypfaling sal hoofsaaklik op een van twee maniere plaasvind, naamlik brosbreuk of smeebare faling. Daar bestaan ook 'n kombinasie van smeebare faling en brosbreuk op dieselfde pyp lengte en barsopening. Die faling begin as smeebare faling en gaan later oor na brosbreuk.

Brosbreuk van pype kom veral voor in lae temperatuurgebiede en moet veral verhoed word in pype wat petrochemiese produkte vervoer. Dit geld veral wanneer ontvlambare gasse vervoer word omdat die energie wat gestoor is in 'n saampersbare gas heelwat hoër is as die energie wat gestoor is in vloeistowwe onder druk. Die spoed van 'n afnemende drukkog in lug, teen omtrent 400 m/s, is heelwat kleiner as die spoed waarmee brosbreuk

voortplant, naamlik 600-1000 m/s. Dit het tot gevolg dat die verlaging van druk nie by die kraakpunt voorkom nie en stilstaande voortplanting van brosbreuk kan moontlik voorkom. In die geval van lang pylengtes wat natuurlike gas vervoer is gevalle van honderde meterslange brosbreuk reeds gerapporteer. Die weerstand teen brosbreukvoortplanting varieer nie net met temperatuur nie, maar ook met die toegepaste spanningsvlak.<sup>69</sup>

Liniêre elastiese falingsmetodes word algemeen aanvaar as metodes om die integriteit van strukture met foute soos krake te toets. Hierdie metodes vorm ook die basis van gedeeltes van internasionaal-erkende drukvat-spesifikasies soos die ASME-stoomketel en -drukvat-spesifikasies. Die metode van liniêre elastiese faling kan slegs gebruik word in situasies waar brosbreuk voorkom, die gedeeltes baie groot is of die breuktaaiheid laag is. Die oorgrote meerderheid van strukture wat vir die ingenieur van belang is voldoen nie aan hierdie voorvereistes nie.<sup>70</sup>

Aksiale faling van pype word gewoonlik geassosieer met smeebare faling. Met ander woorde, sodra pype in die longitudinale rigting faal, of barsopeninge in die rigting voortplant, kan daar aangeneem word dat smeebare faling plaasgevind het. Vir 'n gegewe materiaal bestaan daar 'n temperatuur waarby smeebare faling sal voorkom indien die materiaal se temperatuur by of bokant die temperatuur gehou word. Onder hierdie temperatuur kom klowing of gemengde afskuif en klowing voor. Faling deur middel van klowing kom voor wanneer daar in die oorgangstemperatuursonne, tussen smeebare en brosbreuk, beweeg word. Die smeebare en brosbreukoorgangstemperatuur neem toe namate die vervormingstempo toeneem. Hieruit volg dat 'n toename in breukspoed, 'n toename in gepaardgaande vervormingstempo sal hê.<sup>71</sup>

Stadige stabiele kraakgroei gaan onstabieleit vooruit in die geval waar smeebare faling voorkom. Daar bestaan 'n verband tussen die breukspoed, die vervormingsenergie en die energie wat gestoor word gedurende faling.



Die falingspanning het 'n sterk invloed op die breukspoed.<sup>72</sup> Lagrange tensore was ook al gebruik vir die analise van onstabieleite en faling van smeebare silindriese komponente.<sup>73</sup>

### 3.11 Falingsdruk en maksimum barsdruk.

Vir die bepaling van die falingsdruk of maksimum druk wat 'n pyp of silindriese element kan weerstaan, moet die wanddikte van die pyp eers verkry word. Dit sal bepaal of die pyp volgens dikwand of dunwand teorie geanaliseer moet word. Daar moet ook gelet word of enige oppervlakdefekte op die pyp voorkom aangesien hierdie defekte spanningskonsentrasies in die materiaal veroorsaak wat vroeë faling tot gevolg kan hê.

Studies gedoen op pypleidinge het aangetoon dat oppervlakdefekte soos krapmerke en skaafmerke een van die hoof oorsake van pypfaling is. Indien al die kragte wat gedurende pypvorming, produksie, vervoer, opstelling en indiensneming in ag geneem word sal gevind word dat sones van spanning-vermeerdering voorkom. In die sones ontwikkel komplekse prosesse van plastiese vervorming en gevolglike faling. Onder hierdie toestande word die breukweerstandsvoorwaardes bepaal deur 'n kombinasie van die sterkte- en plastiese eienskappe van die materiaal.<sup>74</sup>

'n Vergelyking is deur Kiefner, Maxey, Eiber en Duffy<sup>75</sup> ontwikkel vir die bepaling van falingspanningsvlakke in foute op drukvate. Die verskynsel van onstabiele kraakgroei is kwantitatief verduidelikbaar in terme van meganiese breuk- of falingsteorieë. Die vergelyking vir die voorspelling van falingspanningsvlakke volg hieruit en lyk soos volg:

$$\frac{K_c^2 \pi}{8c \sigma_u^2} = \ln \sec \frac{\pi}{2} \frac{M_T \sigma_T}{\sigma_u} \quad (3.18)$$

waar  $\sigma_T$  = tangensiale spanning by faling ( $pR_w/t$ ),

$p$  = interne druk by faling,

$\sigma_u$  = vloeispanning van die materiaal,

$M_T$  = "Folias" korreksiefaktor is en 'n funksie is van:

$$\frac{2c}{\sqrt{R_m}t} \quad (3.19)$$

waar  $R_m$  = radius van die pyp

$t$  = wanddikte

$2c$  = lengte van die fout

$K_c^2$  = breuktaaiheid van die materiaal.

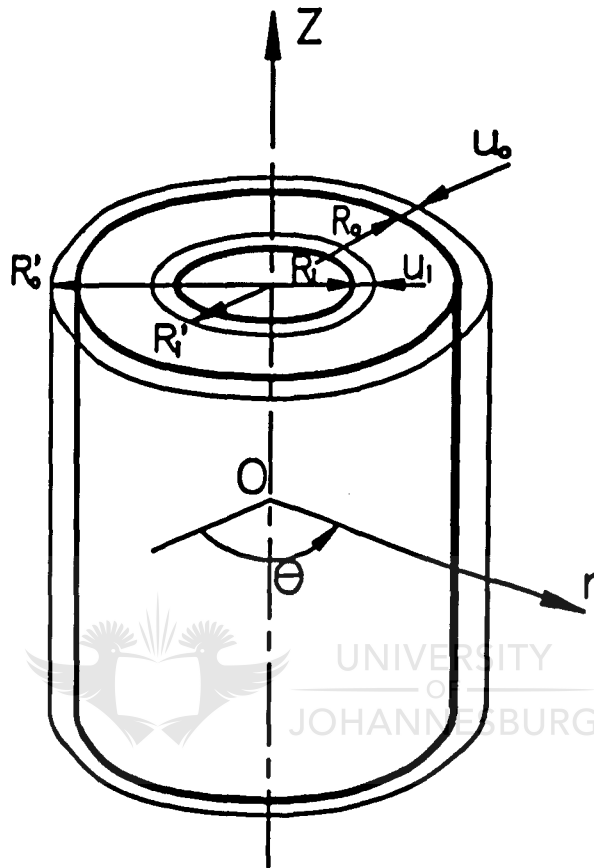
Die eienskap van Vergelyking 3.17 wat dit van toepassing maak op smeebare pypmateriale is die "Folias" korreksie faktor wat spanningskonsentrasies op die ente van die fout in ag neem.

Die bepaling van die maksimum druk vir 'n dikwandige silinder wat onderwerp is aan interne druk word verkry deur gebruik te maak van Manning<sup>23</sup> se metodes. Wanneer 'n dikwandige silinder wat vervaardig is uit 'n elasties-plastiese materiaal onder interne druk verkeer, groei die plastiese sone vanaf die binne oppervlakte van die silinder soos die druk toeneem. Nadat die hele gedeelte geswig het verminder die lasdravermoë van die pyp aansienlik omdat die wanddikte van die pyp afneem en werkverharding toeneem. Hiermee gepaardgaande word die maksimum druk bereik terwyl die pyp lokale vervorming ondergaan totdat dit faal.

Die bepaling van die maksimum druk in 'n dikwandige silinder deur MacGregor,<sup>76</sup> word verkry deur van die silindriese koördinate ( $r$ ,  $\phi$ ,  $Z$ ) gebruik te maak. Die silinder word eers in sy oorspronklike toestand beskou soos deur die dik lyne in Figuur 3.8 aangetoon.

Die vorm van die silinder na toepassing van die interne druk  $p$  word deur die dun lyne voorgestel.  $R$  is die oorspronklike radiale koördinaat,  $R'$  die radiale koördinaat by druk  $p$  en  $u$  die radiale verplasing. Hoeveelhede wat verband hou met die binne radius, buite radius en die oorspronklike

gemiddelde radius word voorgestel deur die voetskrifte  $i$ ,  $o$  en  $m$  onderskeidelik.



**FIGUUR 3.8** Oorspronklike en vervormde toestand van 'n dikwandige silinder.

Die ewewigsvergeljing in die radiale rigting is dan:

$$r \frac{d\sigma_r}{dr} = \sigma_t - \sigma_r \quad (3.20)$$

waar  $\sigma$  = Cauchy spanning.

Die voetskrifte  $r$  en  $t$  dui die radiale- en tangensiale hoeveelhede aandui.

Deur gebruik te maak van die logaritmiiese vervormingsdefinisies:

$$\begin{aligned}\epsilon_r &= \ln\left(1 + \frac{du}{dR}\right) \\ \epsilon_t &= \ln\left(1 + \frac{u}{R}\right)\end{aligned}\quad (3.21)$$

waar  $u$  = radiale verplasing

kan Vergelyking 3.20 ook gestel word in terme van die oorspronklike radiale koördinaat. Dan volg:

$$R \frac{d\sigma_r}{dR} = (\sigma_t - \sigma_r) e^{\epsilon_r - \epsilon_t} \quad (3.22)$$

In hierdie probleem val die hoofspannings- en hoofvervormingsrigtings saam met die radiale, longitudinale en tangensiale rigtings. Die toestand van vervorming in 'n vlak word beskou sodat die Von-Mises ekwivalente spanning  $\sigma$  gegee word deur:

$$\bar{\sigma} = \frac{\sqrt{3}}{2} (\sigma_t - \sigma_r) \quad (3.23)$$

Daar word aangeneem dat die materiaal nie saampersbaar is nie en dat die elastiese vervormings weglaatbaar klein is in vergelyking met die plastiese vervormings. Die ekwivalente vervorming  $\epsilon$  word dan gegee deur:

$$\bar{\epsilon} = -\frac{2}{\sqrt{3}} \epsilon_r = \frac{2}{\sqrt{3}} \epsilon_t \quad (3.24)$$

Die grenstoestand is soos volg:

$$\begin{aligned}R = R_i; & \quad \sigma_r = -p \\ R = R_o; & \quad \sigma_r = 0\end{aligned}\quad (3.25)$$

Die bostaande vergelykings reduceer na:

$$p = \frac{2}{\sqrt{3}} \int_{R_i}^{R_o} \frac{\bar{\sigma}}{e^{\bar{\epsilon}} \sqrt{3}} \frac{dR}{R} \quad (3.26)$$

As 'n spesiale geval van die verwantskap tussen ware spanning en logaritmiese vervorming, word werksverharding ingesluit in die vorm:

$$\bar{\sigma} = \sigma_s \left( \frac{\bar{\epsilon}}{\epsilon_s} \right)^n \quad (3.27)$$

$\sigma_s$  en  $\epsilon_s$  is onderskeidelik die spanning en vervorming by die oorspronklike swigpunt. Indien in ag geneem word dat die oppervlakte van die pypgedeelte konstant is, kan 'n vergelyking verkry word wat die interne druk  $p$  as 'n funksie van radiale verplasing by die buiteoppervlakte  $u_0$  gee as:

$$p = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_s \int_{R_0}^R \left( \frac{2}{\sqrt{3} \epsilon_s} \ln \frac{\sqrt{R^2 + u_0^2 + 2u_0 R_0}}{R} \right)^n \frac{R dR}{R^2 + u_0^2 + 2u_0 R_0} \quad (3.28)$$

Die maksimum druk word verkry deur  $dp/du_0 = 0$  te stel.

Die teorie van MacGregor is gebaseer op die vervormingsteorie en kan nie die presiese plastiese gedrag van 'n materiaal, gedurende lasvermindering, beskryf nie. In die metode van MacGregor word elastiese vervormings veronderstel om weglaatbaar klein te wees indien vergelyk word met die plastiese vervormings. Die bydraende effekte van die elastiese vervormings moet egter nog ondersoek word.

Rogan<sup>77</sup> het aangetoon dat die vermoeidheidslimiet vir toetse by 'n gemiddelde hoë druk, slegs effens laer is as dié van helaalde sikliese drukbelasting. Dit is veral so vir medium-sterkte pype waar effense lokale swig voorkom gedurende druktoetse waar 'n hoë gemiddelde druk gehandhaaf word. Die gevolgtrekking kan gemaak word dat die afname in vermoeidheidssterkte, as gevolg van 'n toename in die gemiddelde spanning, veel laer is vir medium-sterkte pype as vir hoë-sterkte pype. Die "Autofrettage" proses veroorsaak dus 'n verhoging in die vermoeidheidssterkte veral in hoë-sterkte pype.

Vir die geval van 'n dunwandige silinder word die maksimum druk verkry

indien die volgende vergelyking bevredig word:

$$\sigma_s = \frac{2 d \bar{\sigma}}{3 d \bar{\epsilon}} \quad (3.29)$$

Vanuit hierdie vergelyking word die verwantskap tussen die omtreksvergroting by die gemiddelde radius en die verhardingsindeks gegee deur:

$$\frac{u_m}{R_m} = e^{n^2} - 1 \quad (3.30)$$

Deur Vergelyking 3.30 in Vergelyking 3.28 te vervang word die maksimum druk vir 'n dunwandige pyp gegee deur :

$$\frac{P_{maks}}{\sigma_s} = \frac{2}{\sqrt{3}} \left( \frac{n}{\sqrt{3} \epsilon_s e} \right)^n \ln(R_o/R_i) \quad (3.31)$$

Verskille tussen eksperimentele en teoretiese waardes as gevolg van die gebruik van Vergelyking 3.31 het tot die ontwikkeling van Vergelyking 3.32 gelei.<sup>78</sup>

$$\frac{P_{maks}}{\sigma_s} = \frac{2}{\sqrt{3}} \left( \frac{n}{\sqrt{3} \epsilon_s e} \right)^n \ln(R_o/R_i) [1 - 0.108 n^{0.893} (\ln(R_o/R_i))^{1.91}] \quad (3.32)$$

Werk gedoen deur Mellor<sup>79</sup> het aangetoon dat die uiterste sterkte van dunwandige silinders wat aan interne druk onderwerp word, ondersoek moet word vir materiale waarvan die werksverharding deur die volgende empiriese vergelyking beskryf kan word:

$$\bar{\sigma} = G(B + \bar{\epsilon})^n \quad (3.33)$$

waar **B** = oorspronklike toestand

**G** = materiaalkonstante

**n** = vervormingsverhardingseksponent.

Die onstabieleitsdruk word dan gegee deur:

$$p = \frac{2\sigma_{1r}}{r} = 2\frac{r_0}{r} G\left(\frac{2\pi}{3}\right)^n \exp\left(\frac{3}{2}B - \pi\right) \quad (3.34)$$

Volgens Mellor sal die maksimum druk slegs op die basis van die uiterste treksterkte bereken word, wat 'n oorskatting van die barsdruk tot gevolg sal hê. Indien die materiaal se  $n$ -waarde 0,5 is en die waarde van  $B=0$  is sal dit 'n barswaarde van 22% hoër as die werklike barswaarde lower.

### 3.12 Oorsig.

Daar is in Hoofstuk 3 gekyk na die vervaardigingsprosesse, voordele en nadele van naatlose pype en longitudinaal gesweiste pype. Die verskillende spanningstoestande wat in pype voorkom was bespreek waarna die verskillende falings teorieë beskou is.

Die hoofoorsake van pypfaling is uitgewys waarna materiaaleienskappe en werksverharding verduidelik is. Daar is kortliks na eindige elementanalise gekyk, waarna omtreksfaling en kraakgroei as probleemareas, gedurende pypfaling, uitgewys is. Smeebare faling en brosbreek is verduidelik aan die hand van barsnelhede. Die teoretiese vergelykings vir die bepaling van die falingsdruk vir dunwandige sowel as dikwandige silinders is afgelei. Die doel van Hoofstuk 3 was om die komplekse aspek van faling as geheel te verduidelik.

## HOOFSUK 4

### INGEKLEMDE PYP ONDER INTERNE DRUK

#### 4.1 Inleiding.

In die eerste reeks eksperimente word Tipe 304L vlekvrige staal pype ondersoek, wat gelyktydig aan interne druk en inklemming onderwerp word. Die interne druk lei tot groot vervorming van die dunwandige silinders wat van starre endplate voorsien is. Kennis van die maksimum drukweerstand kapasiteit van hierdie silinders word benodig in die ontwerp daarvan sodat weerstand teen oorbelaasting gebied kan word. Die eksperimentele opstelling, prosedure en resultate word in die hoofstuk bespreek.

Hierdie spesifieke geval word ondersoek om die effek van gekombineerde spannings op pype te bepaal. Die interne druk veroorsaak spannings en vervormings in die wande van die pyp. Vergroting in pypdiameter en vermindering in wanddikte kom voor. Die pyp lengte neem af met ooreenkomstige toename in diameter en afname in wanddikte.

Die toetsmonsters word op die ente ingeklem om lengte afname te voorkom. Dit veroorsaak verhoogde spannings in die wande van die pyp. Faling behoort vir die spesifieke geval vroeër voor te kom as vir die geval waar die pyp vry is om in enige rigting te vervorm.<sup>2</sup> Die spesifieke toetsing is van belang omdat pype in pypnetwerkstelsels telkens onder gekombineerde interne druk en inklemming voorkom soos tussen drukvate. Die toestand in die praktyk sal nooit so ge-idialiseerd wees soos in die laboratorium nie omdat uitsettingslusse sekere beweging voorkom. As gevolg hiervan behoort pype in die werklikheid later te faal as pype in laboratoriumtoetse.



## 4.2 Teoretiese Agtergrond.

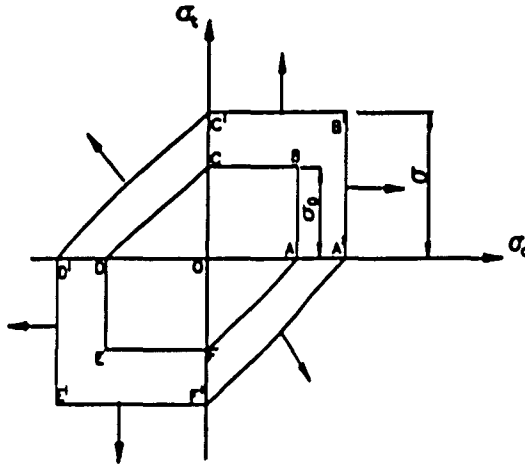
Indien die druk binne 'n dunwandige silinder met starre endplate verhoog word, sal die oorspronklike vervorming elasties wees. Hoër drukke sal plastiese vervorming oor gedeeltes van die wande of die totale wand tot gevolg hê. Werkverharding gepaardgaande met die plastiese vervorming sal neig om die wand se lasdraende kapasiteit in terme van swigsterkte te verhoog, as gevolg van die verandering in die geometriese vorm van die struktuur. Die diameter van die pyp vergroot terwyl die wanddikte afneem. Indien die materiaal smeebaar genoeg is sal die wanddikte sodanig afneem dat faling sal plaasvind.

Daar is gevind dat 'n wand drie stadiums van vervorming ondergaan voordat die finale vorm verkry word. Die onstabiliteitsdruk kan in enige van die drie stadiums bereik word, afhangende van die lengte tot diameter verhouding van die wand en die verhardingsmodulus van die materiaal. Die onstabiliteitsdruk neem toe met 'n afname in lengte en 'n toename in die werkverhardingskoëffisiënt. Die bruikbaarheid van die onstabiliteitsdruk as swigtingskriteria vir 'n spesifieke geval hang af van die materiaaleienskappe en die vashegtingstoestande. Smeebare faling wat aanvaar was sal met die werklike faling wat plaasgevind het, vergelyk word.<sup>80</sup>

Weil<sup>81</sup> het analitiese oplossings vir die falingstoestande van dunwandige silinders met eindige lengte-diameter verhoudings verkry. Die oplossings was gebaseer op die Ludwik vervormings-verhardende wet, die Von Mises effektiewe spanning-vervormingskriteria en die totale vervormingsteorie van plastiese vloeï. Hierdie teorie stel dat die materiaal sal vloeï totdat die wanddikte afneem en nie meer die kragte binne die silinder kan weerstaan nie. Dit sal faling tot gevolg hê.

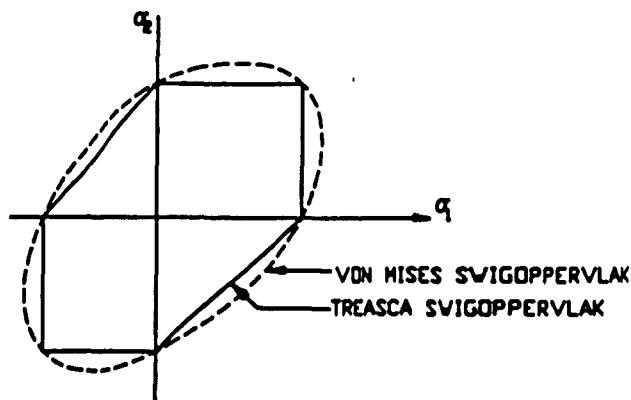
Die aksiale spannings-vervormingkurwe van 'n isotropiese vervormings-verhardende materiaal wat aan Tresca se swigkriteria voldoen, word in

Figuur 4.1 getoon. Tresca se swigtingsheksagoon dui die swigtingstoestand vir 'n materiaal aan wat isotropiese vervormings-verharding ondergaan.



FIGUUR 4.1 Tresca swigtoestand vir bi-aksiale spanning.

Daar bestaan 'n effense verskil tussen die swigtingskriteria van Von Mises en Tresca deurdat Von Mises se normaalspanning laer is as die Tresca normaalspanning. Hierdie verskil word in Figuur 4.2 aangedui. Die Tresca swigtingskriteria kan lineêr inkrementeel opgedeel word maar besit die tekortkoming dat dit nie uitgebrei kan word tot materiaalverharding as gevolg van die mag wet nie.<sup>82, 83</sup>



FIGUUR 4.2 Von Mises en Tresca swigtoestande.

Werk gedoen deur Dubey<sup>64</sup> deur onafhanklike aksiale belasting saam met gelyktydige interne druk op silinders toe te pas, het aangetoon dat die waarde van die kritieke spanning baie sensitief is vir variasies in die normaal- tot die swigtingsoppervlakte by die punt van lokale spanning. Daar word aangeneem dat die lengte tot diameter verhouding groot genoeg is sodat die endeffekte weglaatbaar is.

Kitagawa<sup>65</sup> het ondersoek ingestel na die verskynsel van bifurkasie en gevind dat uniforme vervorming verkry kan word deur die aangewende aksiale krag en die interne druk so aan te wend dat die verhouding van die aksiale en omtrekspanningskomponente konstant bly. Die maksimum spanning as gevolg van die druk in die aksiale rigting word gegee deur:

$$\sigma_{maks} = \left( \frac{2\mu}{M\beta} \right)^{1/N} \left( \frac{\sigma_s}{\sqrt{1-\beta+\beta^2}} \right)^{\frac{(N-1)}{N}} \quad (4.1)$$

terwyl die maksimum spanning as gevolg van die aksiale krag gegee word deur:

$$\sigma_{maks} = \left( \frac{6\mu}{M(2-\beta)} \right)^{\frac{1}{N}} \left( \frac{\sigma_s}{\sqrt{1-\beta+\beta^2}} \right)^{\frac{(N-1)}{N}} \quad (4.2)$$

waar  $\beta = \sigma_1/\sigma_2$

$\sigma_1$  = tangensiale spanning

$\sigma_2$  = longitudinale spanning

$M$  = materiaalkonstante wat verskil van materiaal tot materiaal

$\mu$  = elastiese afskuiwmodulus

$\mu = E/3$

$E$  = Young se modulus

$\sigma_s$  = swigspanning.

Biaksiale statiese toetsing met 'n aksiale las en interne druk is deur Lefebvre<sup>66</sup> ondersoek. Daar is gevind dat die Poissonverhouding in die elastiese en plastiese gebied verskil en 'n waarde van 0.48 vir Tipe 304L vlekvrre staal goeie resultate lewer in die plastiese gebied. Die ware

hoofvervormings in biaksialetoetsing word gegee deur:

$$\begin{aligned}\bar{\epsilon}_a &= \ln(1+\epsilon_a) \\ \bar{\epsilon}_t &= \ln(1+\epsilon_t) \\ \bar{\epsilon}_r &= \ln(1+\epsilon_r)\end{aligned}\quad (4.3)$$

Na vervorming volg dat die vervormde lengte  $L=l+\Delta l$ , die wanddikte  $t_v=t+\Delta t$ , die eksterne diameter  $D_o=d_o+\Delta d_o$ , die interne diameter  $D_i=D_o-2t_v$ , en die gemiddelde diameter  $D_m=D_o-t_v$ . Indien die materiaal as nie saampersbaar beskou word, word die werklike radiale vervorming en die onbekende afmetings van die vervormde buise by groot vervormings gegee deur:

$$\begin{aligned}\bar{\epsilon}_r &= -\bar{\epsilon}_a - \bar{\epsilon}_t \\ t_v &= \frac{t}{(1+\epsilon_o)(1+\epsilon_t)} \\ D_m &= d_o(1+\epsilon_r) - t_v \\ A &= \pi t_v D_m\end{aligned}\quad (4.4)$$

Die ware longitudinale spanning ( $\sigma_a$ ), tangensiale spanning ( $\sigma_t$ ) en radiale spanning ( $\sigma_r$ ) is as volg:

$$\begin{aligned}\bar{\sigma}_a &= \frac{F}{A} + \frac{p\pi D_i^2}{4A} \\ \bar{\sigma}_t &= \frac{pD_m}{2t_v} \\ \bar{\sigma}_r &= -\frac{p}{2} = 0\end{aligned}\quad (4.5)$$

Wanneer die belastingstoestande die toets domineer word die faling bepaal deur die maksimum druk. Indien die verplasing in plaas van die belastings beheer word, kom faling voor onder afnemende druk en by vervormingsvlakke wat die hoeveelheid vervorming by maksimum druktoestande ver oorskry.<sup>87</sup>

Vanuit Vergelyking 4.5 kan gesien word dat die aksiale spanning in die dunwandige silinder opgebreek word in die aksiale trekkrakkomponent en die interne drukkomponent. Dit beteken dat die buis in die tangensiale

rigting sal faal behalwe as die aksiale trekkrag groter as helfte van die tangensiale spanning word. Dit sal veroorsaak dat die buis in die aksiale rigting sal faal. Daar word egter verwag dat die falingsdruk laer sal wees as in die vorige werk deur Pretorius.<sup>3</sup> Vervorming behoort meer te wees omdat die verplasing van die endpunte verhoed word.

### 4.3 Eksperimentele opstelling.

Die eksperimentele opstelling bestaan uit vyf hoof onderafdelings naamlik die aktueerder, pomp, toetsmonster, meettoerusting en die inklemmings-apparaat.

Die Instron aktueerder verleen beweging aan die pomp. Die Instron word teen 'n frekwensie van 1.7 Hz teen 'n amplitude van 40 mm aangedryf terwyl dit direk gekoppel word aan die hoë- en laedruk suiers van die pomp.

Die pomp was oorspronklik 'n hoë-druk handpomp met 'n drukleweringskapasiteit van 70 MPa. Veranderinge is aangebring sodat die suiers direk gekoppel word aan die Instron deur middel van 'n aanpassingsplaat soos gesien kan word in Foto 4.1.

Die pomp het 'n hoë- en laedruk suier wat water as medium gebruik om druk op te bou. Water is as medium gekies omdat dit maklik verkrygbaar en goedkoop is. Boonop is water makliker om skoon te maak as hidrouliese olie. Water is ook redelik onsaampersbaar wat beteken dat water nie veel energie stoor nie wat 'n belangrike veiligheidsaspek in destruktiewe toetsing is. Lug intendeel is hoogs saampersbaar en groot hoeveelhede energie kan op die manier gestoor word wat hewige ontploffings en onveilige toestande tot gevolg het. Die pomp se eie reservoir ontvang water vanuit 'n deursigtige gravitasie reservoir wat aan 'n tuinslang gekoppel is. Water word na die toetsmonster gepomp deur 'n staalversteekte hoëdruk pyp.



**FOTO 4.1** Pomp en Instron aktueerder.

Die toetsmonster bestaan uit 1,9 m Tipe 304L vlekvrige staal pyp wat aan die een end met 'n 100 mm x 100 mm x 4,5 mm of 75 mm x 75 mm x 4,5 mm Tipe 304L vlekvrige staal endplaat verseël word, ahangend van die pypgrootte. Die ander end van die pyp word bedek met 'n endplaat van dieselfde grootte wat in die middel geboor en getap is tot 3/8" BSP skroefdraad. Beide endplate word aan die pyp vasgesweis deur middel van 'n boogswaisproses met Tipe 316L sweisstafies.

Die meetinstrumente wat gebruik word bestaan uit 'n rekenaar en dataregisterderkombinasie gekoppel aan 'n druksensor en bewegingsensors. Druk- en posisie-lesings word elke 10 sekondes geneem vanaf die begin van die eksperiment waar die druk in die pyp begin opbou, tot die pyp faal aan die einde van die eksperiment. Alle eksperimentele

waardes word met behulp van die rekenaar gestoor vir latere gebruik en verwerking.

Die laaste gedeelte van die eksperimentele opstelling bestaan uit die raamwerk van kolomme en balke wat gebruik word om die toetsmonsters aan vas te klem en te belas. Die Instron word ook aan dieselfde raamwerk gekoppel. Spesiale plate was vervaardig om die endplate van die toetsmonster aan die kolomme vas te bout soos aangetoon in Foto 4.2. Die volledige opstelling word in Foto 4.3 aangetoon.



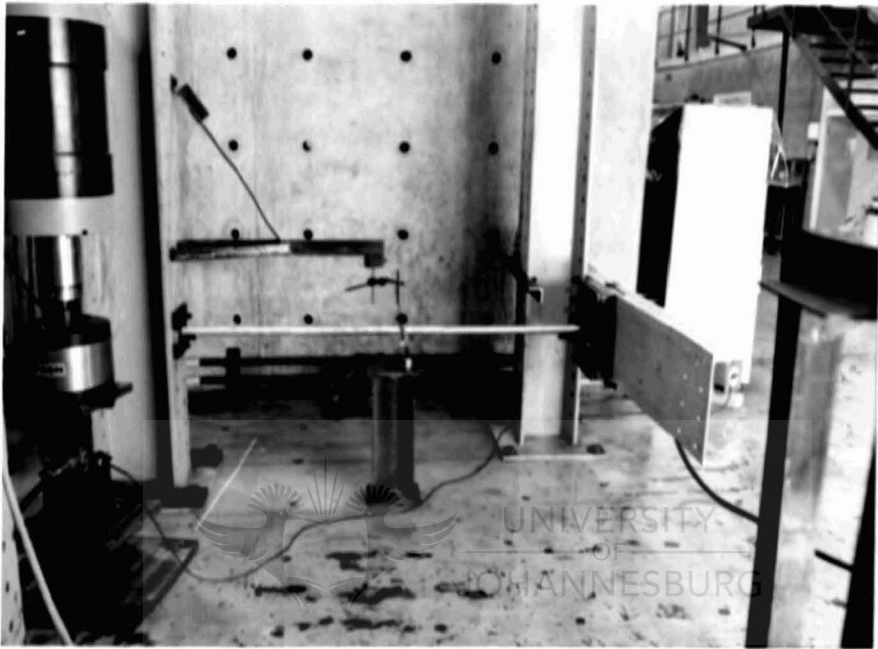
**FOTO 4.2** Vasbout van endplate.

#### **4.4 Eksperimentele Prosedure.**

Dieselfde toets word driemaal op identiese toetsmonsters herhaal om gemiddelde waardes te verkry. Die drie toetsmonsters word uit een pyp lengte gesny en genommer. Die nommer stelsel werk soos volg:

LOT-1-3-2 Die eerste nommer stel die pypgrootte en wanddikte voor (byvoorbeeld LOT-1 25,4 mm diameter met 1,2 mm wanddikte). Die tweede nommer stel die spesifieke eksperiment voor soos uiteengesit in

1) HOOFSTUK 4,      2) HOOFSTUK 5,      3) HOOFSTUK 6,      4) HOOFSTUK 7. Die laaste nommer stel die monsternommer van die spesifieke toets voor.



**FOTO 4.3** Eksperimentele opstelling.

Pyp lengtes van 1,9 m word gesaag uit die verskaafte 6 m lengtes. Die presiese diameter en wanddiktes voor toetsing word bepaal met behulp van 'n profieloskoop. Soliede endplate van die korrekte grootte word vooraf verhit tot 800°C en deur middel van Tipe 316L sweisstafies en 'n boogswaisproses aan die een end van die pyp vasgesweis. Voltooide endplate wat reeds geboor en getap is word aan die ander end van die pyp vasgesweis om die toetsmonster voorbereiding te voltooi. Toetsmonsters word daarna gemerk en gegroepeer.

Die toetsmonsters word met water gevul waarna 'n eenrigtingklep ingeskroef word wat die toetsmonster verseël. Die toetsmonster word deur die vashegtingskolom, aan die oop kant, aan die toevoerpyp gekoppel. Die



endplate aan die toe kant van die toetsmonster word eerste vasgebout aan die kolom waarna die vasbout van die oop end volg.

Die Instron-aktueerder word aangeskakel terwyl die drukklep op die pomp oop is sodat geen druk kan opbou nie. Die dataregistreerder en rekenaar word aangeskakel en die nodige rekenaarprogramatuur gelaa. Die programatuur word gebruik om eksperimentele lesings te versamel en te stoor.

Die drukklep op die pomp word toegedraai en druk begin in die toetsmonster opbou. Dit word as die begin van die eksperiment beskou en lesings word geneem totdat die pyp faal. Na faling word die nuwe wanddikte en diameter bepaal en die modus van faling genoteer.

'n Gemiddelde nuwe wanddikte na toetsing word vir elke toetsmonster bepaal deur vier lesings op die omtrek te neem met behulp van die profieloskoop. Die maksimum buite diameter van elke monster word verkry en die gemiddelde diameter word bepaal deur die lesings oor die lengte van die pyp te neem.

Resultate word saamgestel deur die diameter voor en na die toets met mekaar te vergelyk. Die persentasie vervorming word bereken terwyl die oorspronklike wanddikte met die nuwe wanddikte vergelyk word. Die persentasie afname in wanddikte word ook bepaal. Die tydsduur voor faling plaasgevind het asook die falingsdruk tesame met die modus van faling word genoteer. Laastens word die falingslengte gemeet en bepaal of faling op die sweislas voorgekom het al dan nie.

#### 4.5 Resultate.

Die volgende pypgroottes en ooreenkomstige nommerstelsel word gebruik ter verduideliking van die eksperimentele resultate.

LOT-1-1	38,1 mm x 1,2 mm
LOT-2-1	38,1 mm x 1,6 mm
LOT-3-1	50,8 mm x 1,2 mm
LOT-4-1	50,8 mm x 1,6 mm
LOT-5-1	63,5 mm x 1,2 mm
LOT-6-1	63,5 mm x 1,2 mm
LOT-7-1	76,2 mm x 1,2 mm
LOT-9-1	76,2 mm x 1,2 mm

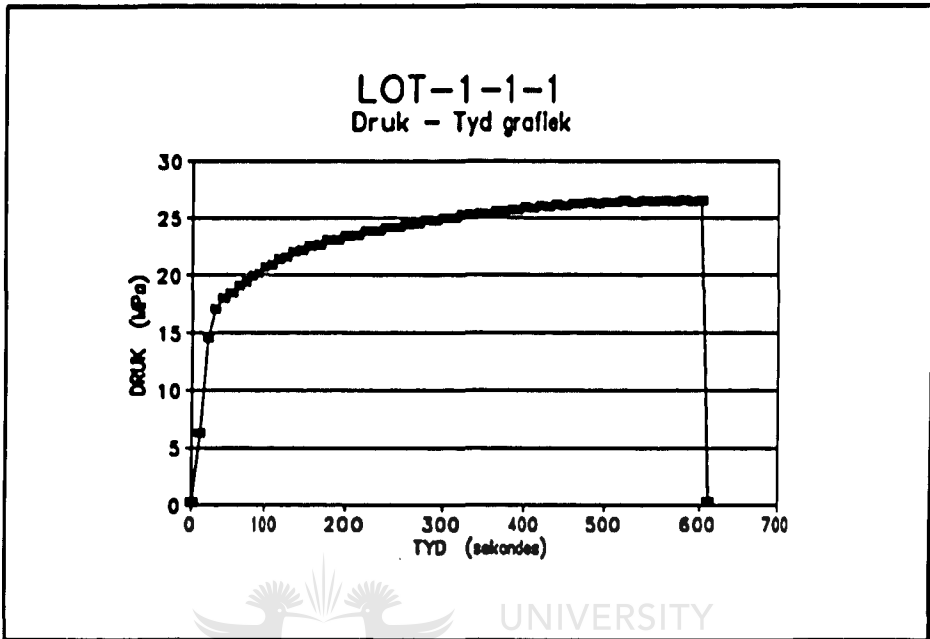
Die onderskeie eksperimentele resultate en grafieke volg:

**TABEL 4.1** Toetsresultate van LOT-1-1.

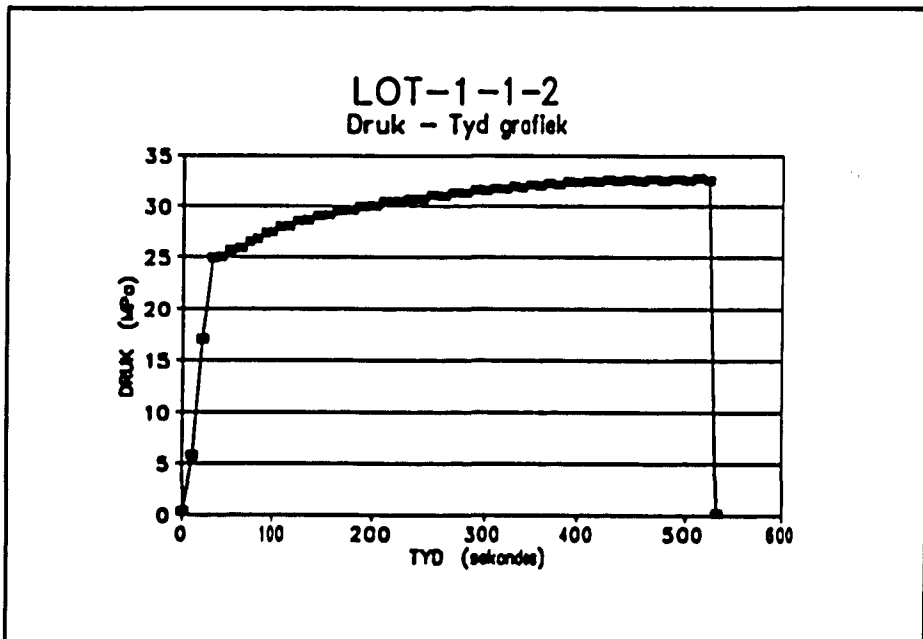
<b>VOOR TOETS</b>	<b>Gem. Diameter (mm)</b>		<b>Gem. Wanddikte (mm)</b>
LOT-1-1	38,1		1,247
<b>NA TOETS</b>	<b>Nuwe Gem. Dia. (mm)</b>	<b>Maks. Diameter (mm)</b>	<b>Gem. Wanddikte (mm)</b>
LOT-1-1-1	48,80	52,15	0,9505
LOT-1-1-2	47,85	52,40	0,9125
LOT-1-1-3	45,45	51,70	0,8835
Gemiddeld	47,37	52,08	0,9155

Uit bogenoemde waardes volg dat 'n gemiddelde toename in diameter van 24,3% en 'n maksimum toename in diameter van 36,7% voorgekom het vir hierdie spesifieke opstelling. Die gemiddelde afname in wanddikte was in die omgewing van 19,8%. LOT-1-1-1 en LOT-1-1-3 het op die sweisnaat gebars. Alle falings het 'n C-vormige falingsmodus gehad. Die lengte van

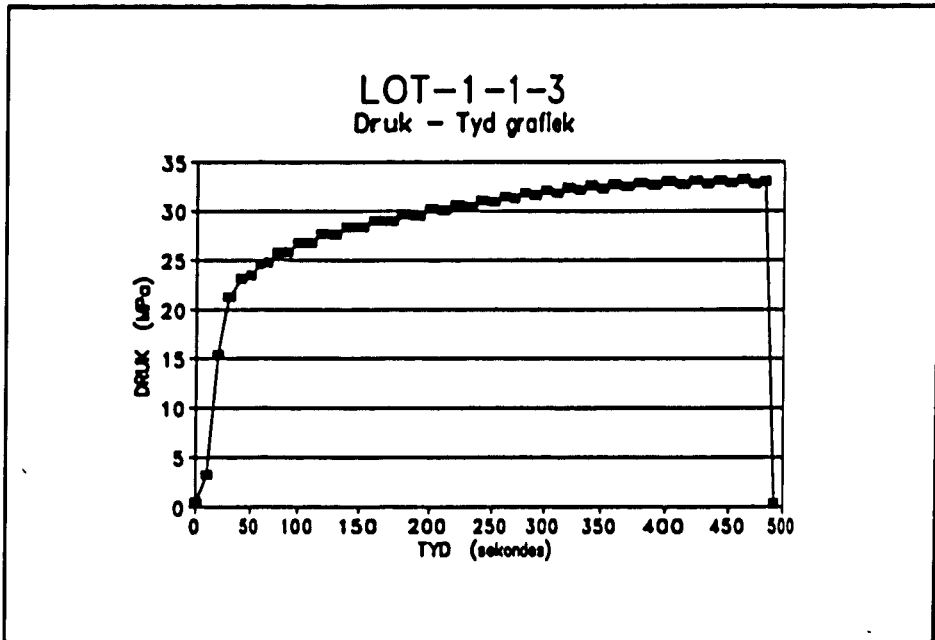
die falings in die sweisrigting van die pyp was onderskeidelik 135 mm, 95 mm en 130 mm. Die falingslengte in die omtreksrigting was in al drie gevalle 25 mm lank.



FIGUUR 4.3 Druk-tyd grafiek van LOT-1-1-1.



FIGUUR 4.4 Druk-tyd grafiek van LOT-1-1-2.



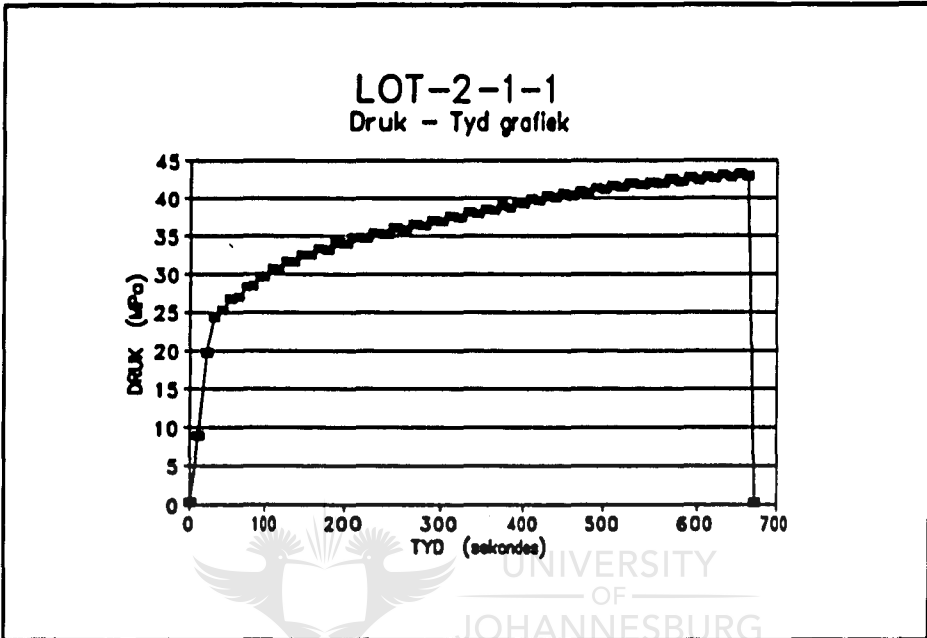
FIGUUR 4.5 Druk-tyd grafiek van LOT-1-1-3.

TABEL 4.2 Toetsresultate van LOT-2-1.

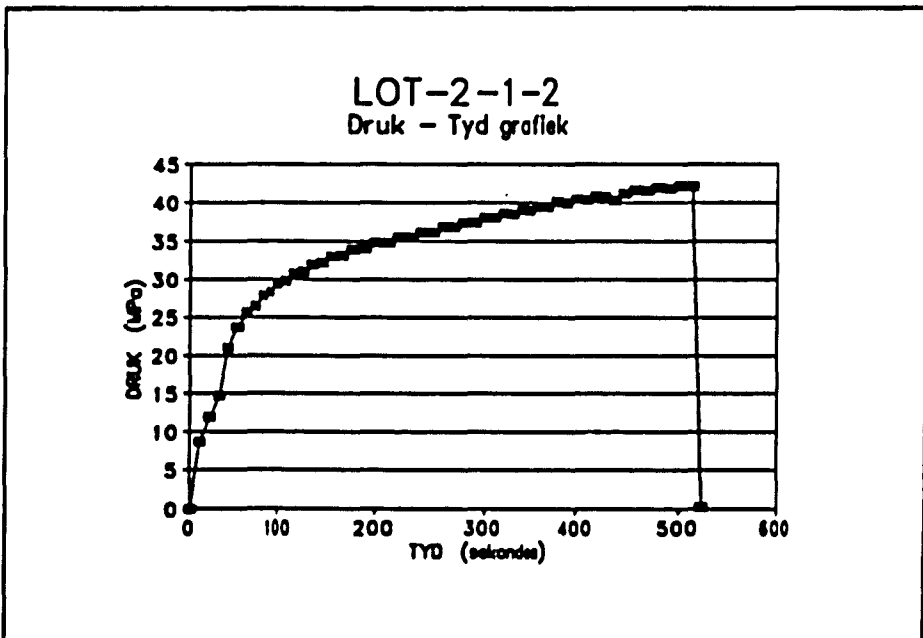
VOOR TOETS	Gem. Diameter (mm)		Gem. Wanddikte (mm)
LOT-2-1	38,1		1,595
NA TOETS	Nuwe Gem. Dia. (mm)	Maks. Diameter (mm)	Gem. Wanddikte (mm)
LOT-2-1-1	49,75	50,80	1,160
LOT-2-1-2	46,60	49,55	1,1498
LOT-2-1-3	44,13	44,80	1,2963
Gemiddeld	46,83	48,38	1,2020

Die gemiddelde en maksimum diametertoename was 22,9% en 27% onderskeidelik vir LOT-2-1. 'n Wanddikteafname van 24,6% het gegaan met die diametertoename. Falingslengtes in die longitudinale en omtreksrigting word gegee in die volgorde: LOT-2-1-1, LOT-2-1-2 en LOT-2-

1-3. Al drie toetsmonsters het op die sweisnaat gefaal met falingslengtes van 95 mm, 85 mm en 55 mm onderskeidelik. Die falingsmodus was dieselfde vir al die monsters naamlik C-vormig. Die falingslengte in die omtreksrigting was 30 mm, 25 mm en 17 mm.

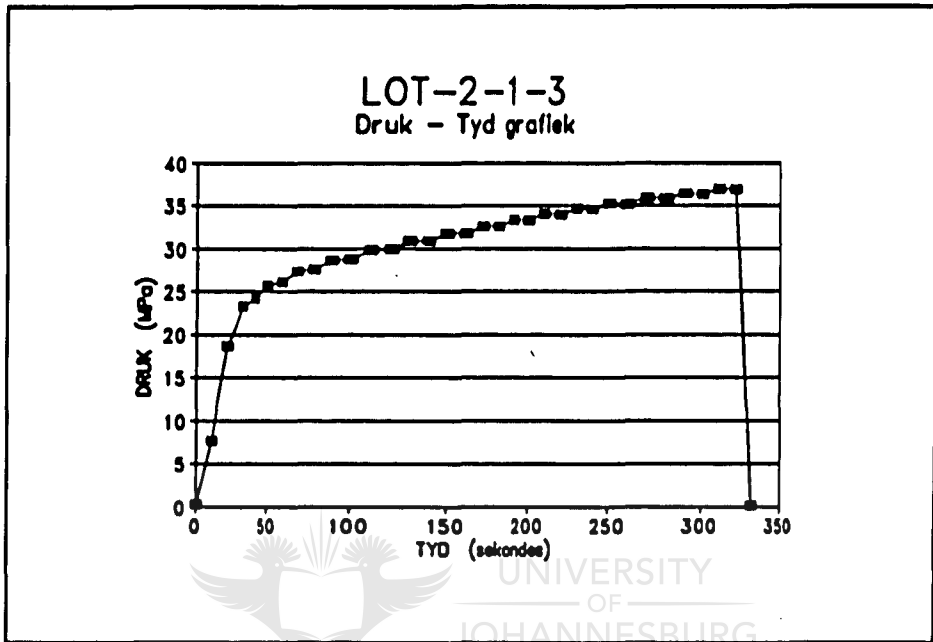


**FIGUUR 4.6** Druk-tyd grafiek van LOT-2-1-1.



**FIGUUR 4.7** Druk-tyd grafiek van LOT-2-1-2.

Die druk-tyd grafieke toon aan dat die falingsdruk gewissel het van 37 MPa tot 43 MPa. Die tyd wat dit geneem het vir die monsters om te faal het gewissel tussen 330 sekondes en 660 sekondes soos gesien kan word uit die onderstaande druk-tyd grafieke vir die verskillende pype.



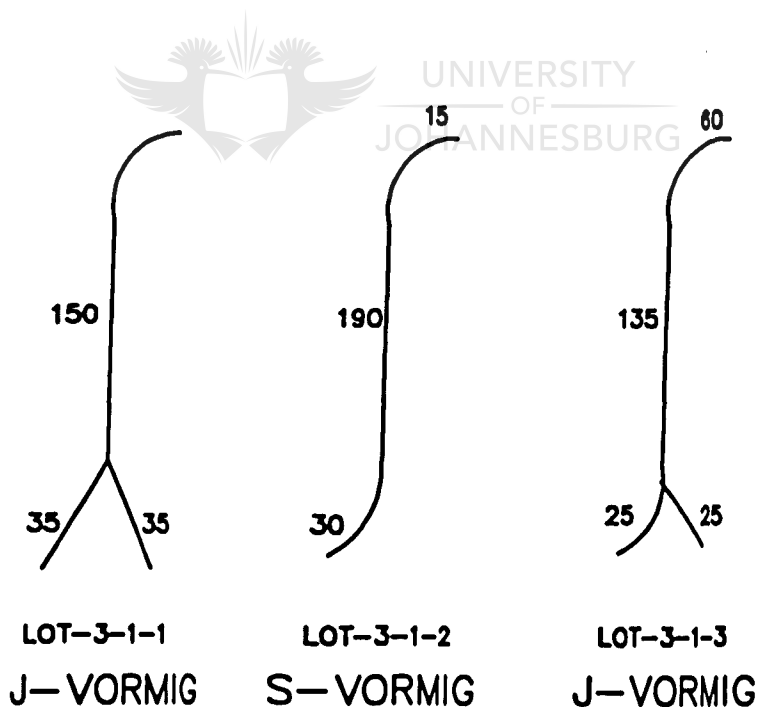
FIGUUR 4.8 Druk-tyd grafiek van LOT-2-1-3.

TABEL 4.3 Toetsresultate van LOT-3-1.

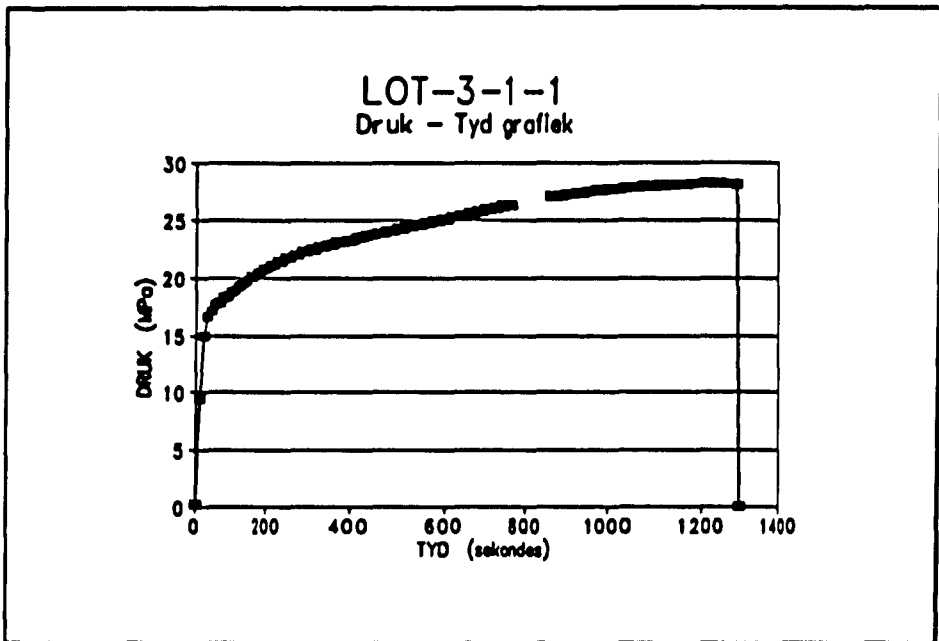
VOOR TOETS	Gem. Diameter (mm)		Gem. Wanddikte (mm)
LOT-3-1	50,8		1,313
NA TOETS	Nuwe Gem. Dia. (mm)	Maks. Diameter (mm)	Gem. Wanddikte (mm)
LOT-3-1-1	68,3	71,8	0,9363
LOT-3-1-2	68,03	70,65	0,9445
LOT-3-1-3	69,45	71,60	0,9420
Gemiddeld	71,35	68,59	0,9409

Verwerking van LOT-3-1 se resultate lewer 'n 35% gemiddelde toename in diameter wat veroorsaak is deur vervorming as gevolg van die interne druk. 'n Maksimum diametervergroting van 40,5% was verkry. Hieruit en uit vorige toetse volg dat die pyp nie uniform vervorm nie terwyl die wanddiktevermindering gemiddeld 28,3% was.

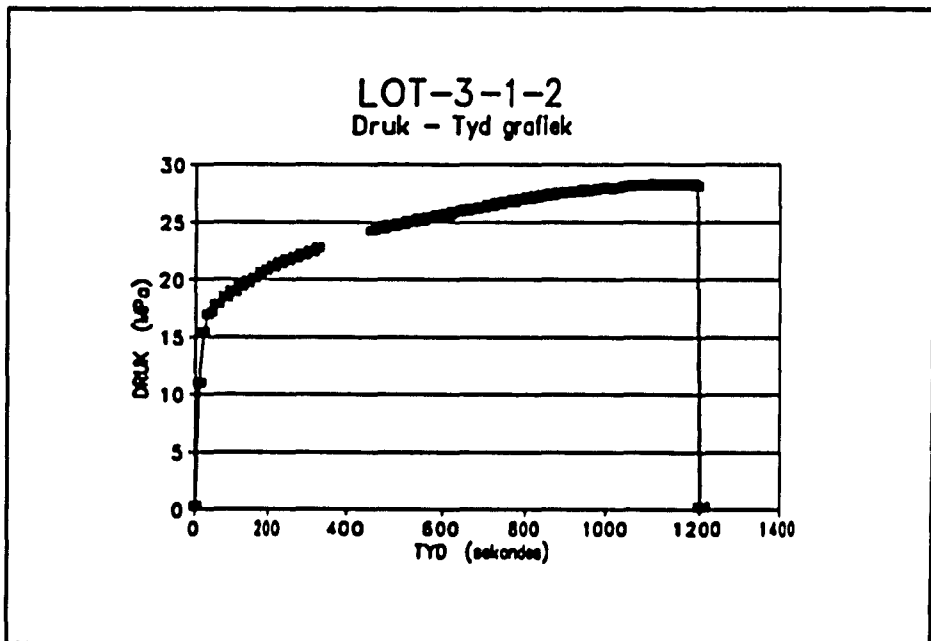
Die falingsmodus was S-vormig en J-vormig. Die J-vormige falingsmodus word beskou as 'n voortsetting van die S-vormige modus. Die falingslengte parallel aan die sweislas was 150 mm, 190 mm en 135 mm onderskeidelik terwyl die lengte van faling in die omtreksrigting wissel van 15 mm tot 60 mm. Die spesifieke falingsmodusse en lengtes word in Figuur 4.9 aangetoon. Geen faling het op die sweislaste voorgekom nie.



**FIGUUR 4.9** Falingsmodusse van LOT-3-1.

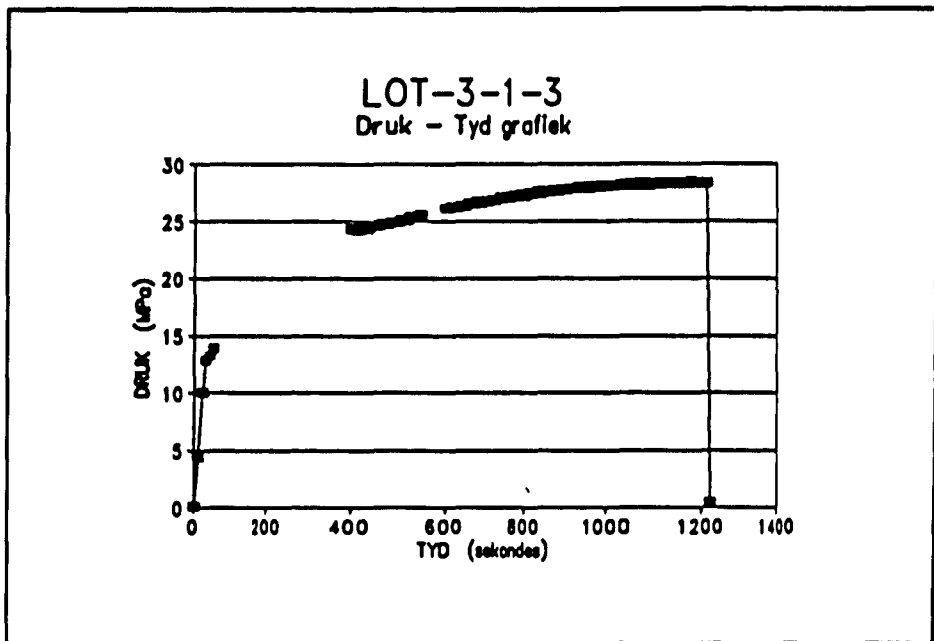


**FIGUUR 4.10** Druk-tyd grafiek van LOT-3-1-1.



**FIGUUR 4.11** Druk-tyd grafiek van LOT-3-1-2.





FIGUUR 4.12 Druk-tyd grafiek van LOT-3-1-3.

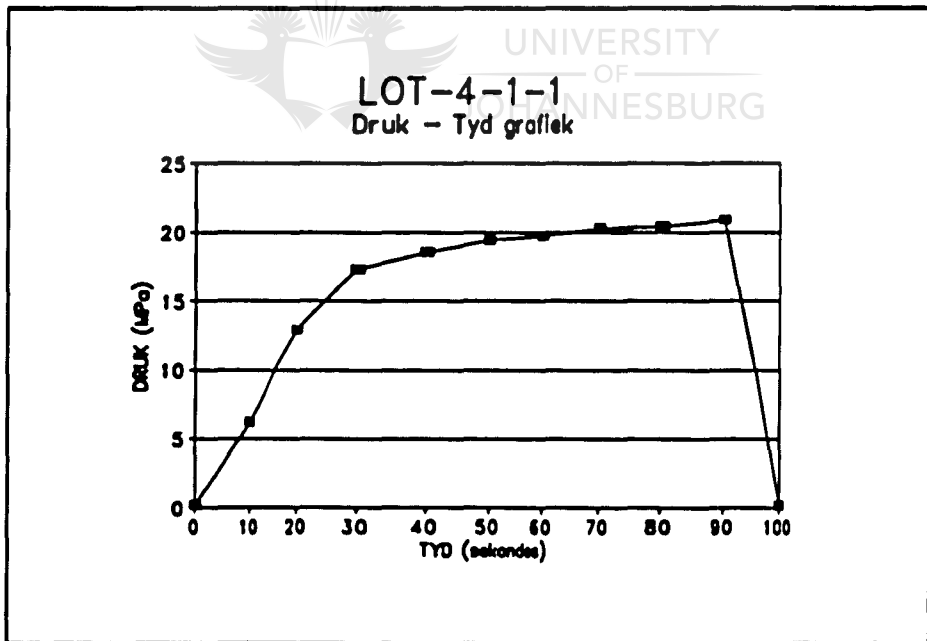


TABEL 4.4 Toetsresultate van LOT-4-1.

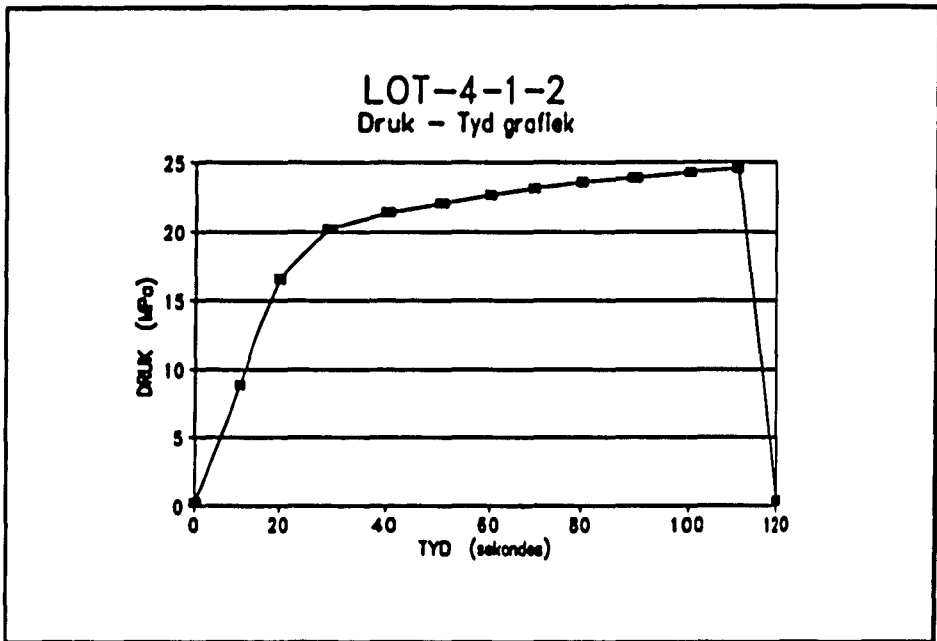
VOOR TOETS	Gem. Diameter (mm)		Gem. Wanddikte (mm)
LOT-4-1	50,8		1,586
NA TOETS	Nuwe Gem. Dia. (mm)	Maks. Diameter (mm)	Gem. Wanddikte (mm)
LOT-4-1-1	52,48	53,00	1,5048
LOT-4-1-2	52,35	52,25	1,5770
LOT-4-1-3	51,12	51,60	1,5830
Gemiddeld	51,98	52,37	1,5549

Bostaande resultate toon dat min vervorming in beide wanddikte en diameter plaasgevind het. Die maksimum diameterverandering was 3,1% terwyl die gemiddelde diameterverandering 2,3% was. Die wanddikte het slegs met 2% verminder.

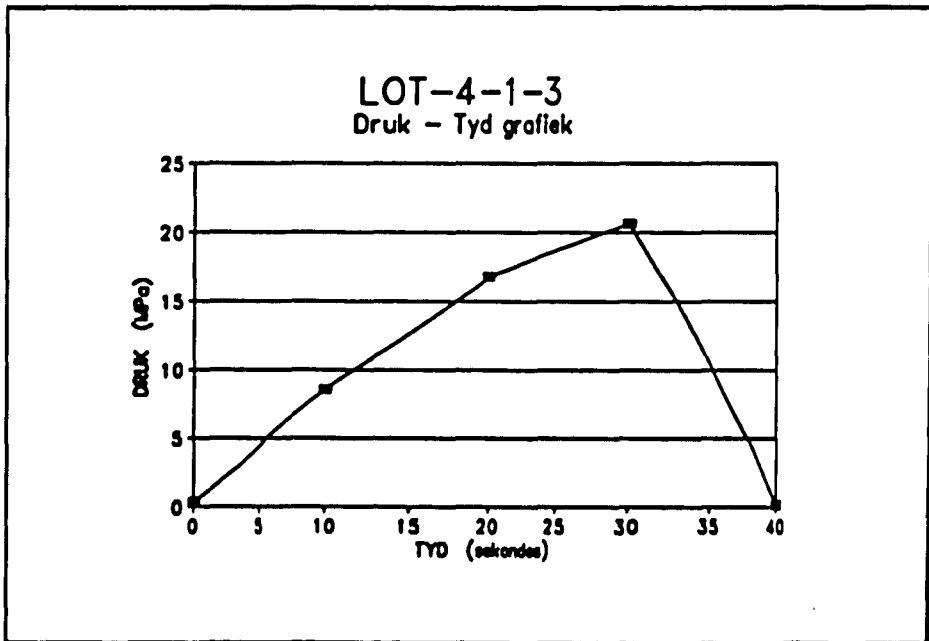
Faling het voorgekom voordat genoegsame vervorming kon plaasvind. Reglynige faling het voorgekom op die sweislaste van al die monsters wat 'n deffek in die sweisarea van die spesifieke lengte pypaandui. Falingslengtes was 90 mm, 90 mm en 80 mm onderskeidelik. Analise van die druk-tyd grafieke toon aan dat faling plaasgevind het tussen 21 MPa en 24 MPa en dat die tydskuur voor faling vanaf 40 sekondes tot 120 sekondes gewissel het.



FIGUUR 4.13 Druk-tyd grafiek van LOT-4-1-1.



**FIGUUR 4.14** Druk-tyd grafiek van LOT-4-1-2.



**FIGUUR 4.15** Druk-tyd grafiek van LOT-4-1-3.

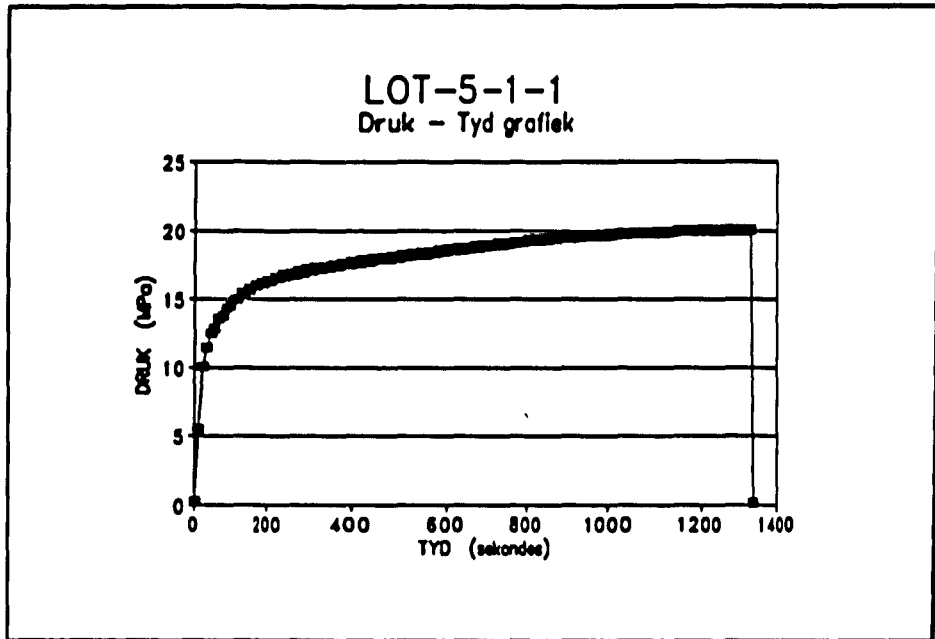
TABEL 4.5 Toetsresultate van LOT-5-1.

VOOR TOETS	Gem. Diameter (mm)		Gem. Wanddikte (mm)
LOT-5-1	63,5		1,212
NA TOETS	Nuwe Gem. Dia. (mm)	Maks. Diameter (mm)	Gem. Wanddikte (mm)
LOT-5-1-1	74,92	88,35	0,878
LOT-5-1-2	82,45	86,00	0,918
LOT-5-1-3	75,88	86,55	0,890
Gemiddeld	77,75	86,97	0,895

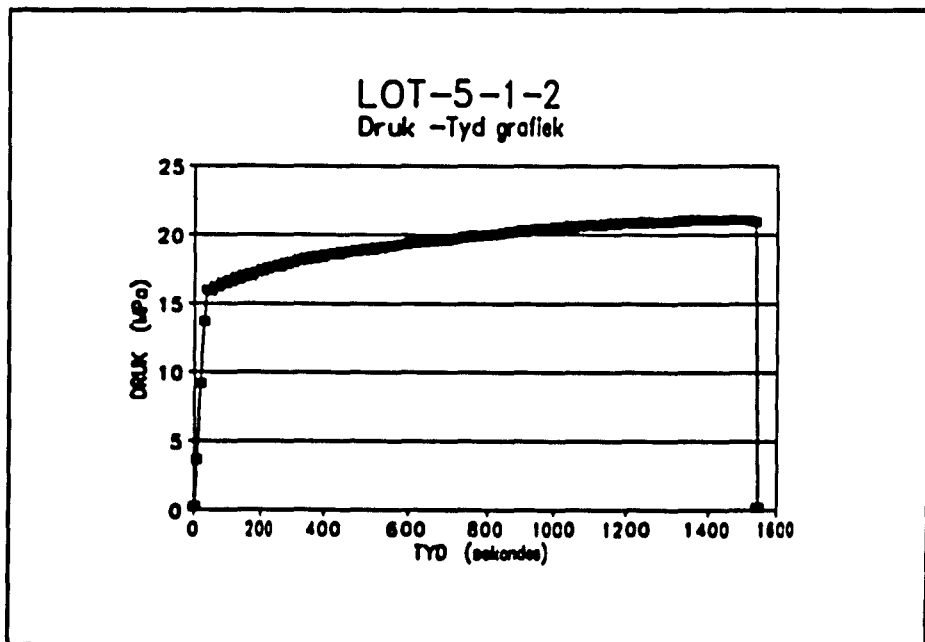
Maksimum diametertoename van 36,9% is verkry gedurende toetsing van LOT-5-1. Die gemiddelde diametertoename van 22,4% het gepaard gegaan met 'n wanddiktevermindering van 26,2%. Alle toetsmonsters van LOT-5-1 het op die sweisnaat gebars.

Faling van die monsters het of C-vormig, L-vormig of reglynig plaasgevind. Reglynige faling is kenmerkend van 'n faling wat op die sweisnaat plaasvind. Die falingslengtes was 220 mm, 260 mm en 230 mm onderskeidelik in die longitudinale rigting. Die C-vormige bars se falingslengte in die omtreksrigting was 40 mm en 25 mm terwyl die L-vormige bars 'n lengte van 30 mm gehad het. Alle falingsmodusse kan in Figuur 4.19 gesien word.

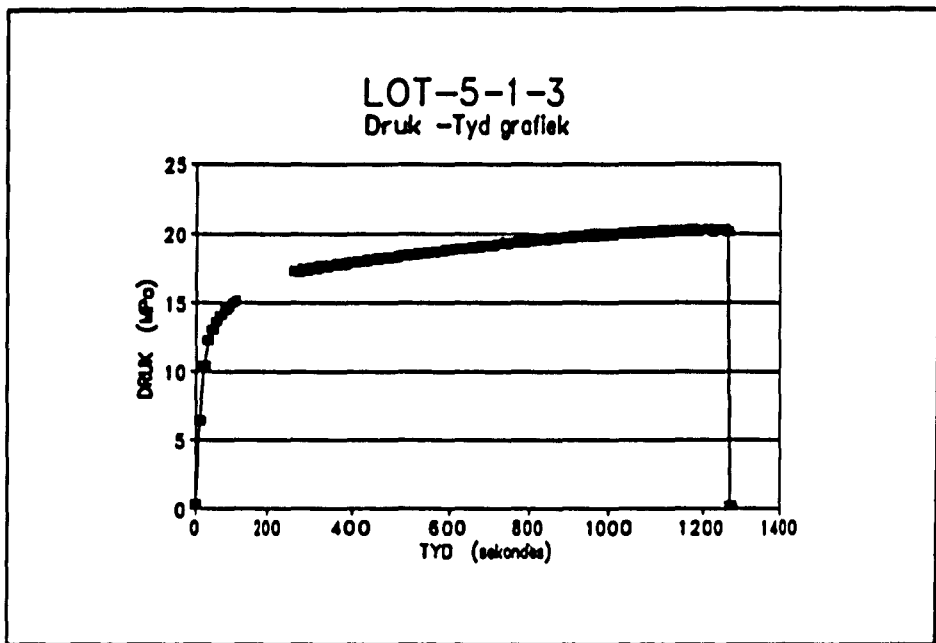
Die onderbreking van die druk-tyd grafiek van LOT-5-1-3 was as gevolg van probleme wat met die dataregistreerder ondervind is. Lesings het opgehou en die rekenaarprogram moes weer opgestel word. Die toets kon egter nie gestop word nie en daarom die verlies in toetstyd.



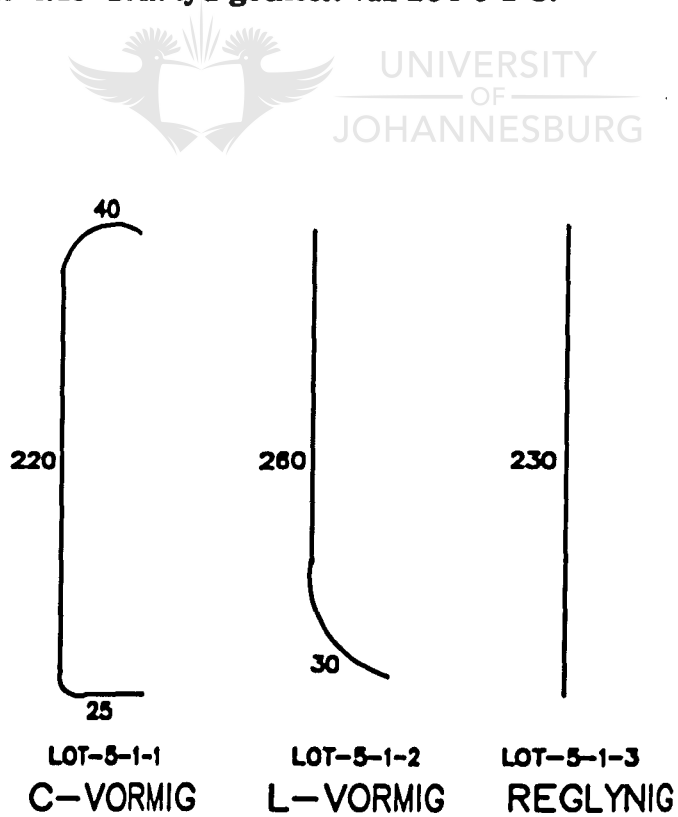
FIGUUR 4.16 Druk-tyd grafiek van LOT-5-1-1.



FIGUUR 4.17 Druk-tyd grafiek van LOT-5-1-2.



**FIGUUR 4.18** Druk-tyd grafiek van LOT-5-1-3.

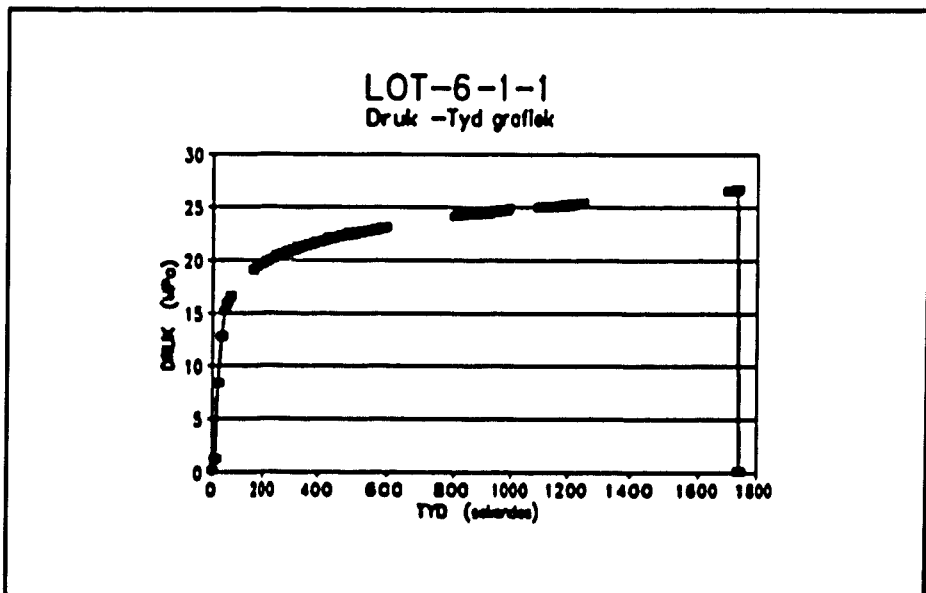


**FIGUUR 4.19** Falingsmodus van LOT-5-1.

TABEL 4.6 Toetsresultate van LOT-6-1.

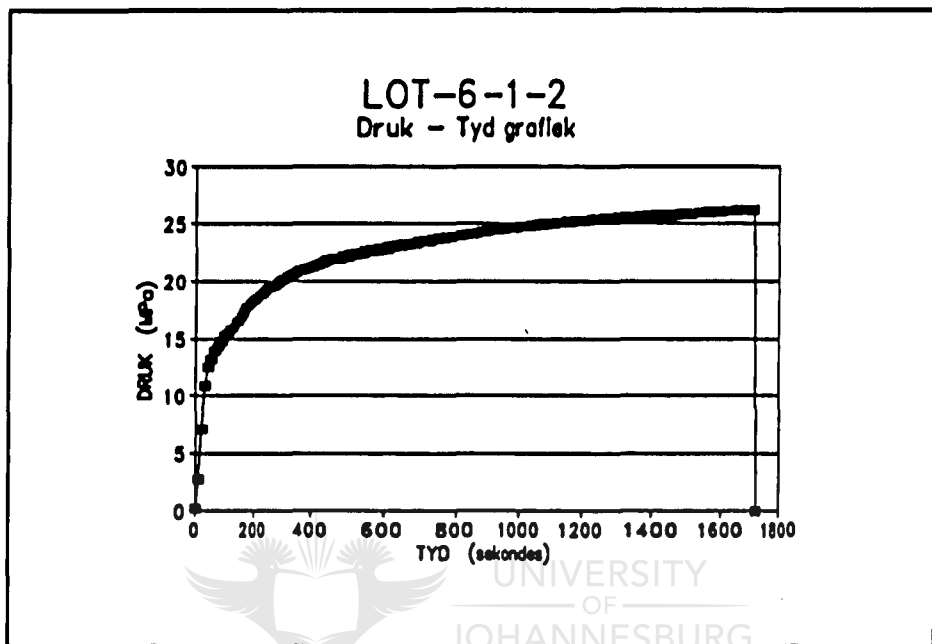
VOOR TOETS	Gem. Diameter (mm)		Gem. Wanddikte (mm)
LOT-6-1	63,5		1,560
NA TOETS	Nuwe Gem. Dia. (mm)	Maks. Diameter (mm)	Gem. Wanddikte (mm)
LOT-6-1-1	85,07	85,80	1,1565
LOT-6-1-2	84,97	86,00	1,1543
LOT-6-1-3	82,20	87,45	1,1635
Gemiddeld	84,08	86,42	1,1581

LOT-6-1 het 'n maksimum diametertoename van 36,1% ondergaan terwyl 'n gemiddelde vervorming van 32,4% verkry is voor falings. Die wanddikte van die toetsmonsters het afgeneem met 25,7%. Alle toetsmonsters het op die sweisnaat gebars met falingslengtes van 245 mm, 285 mm en 220 mm onderskeidelik, in die longitudinale rigting.

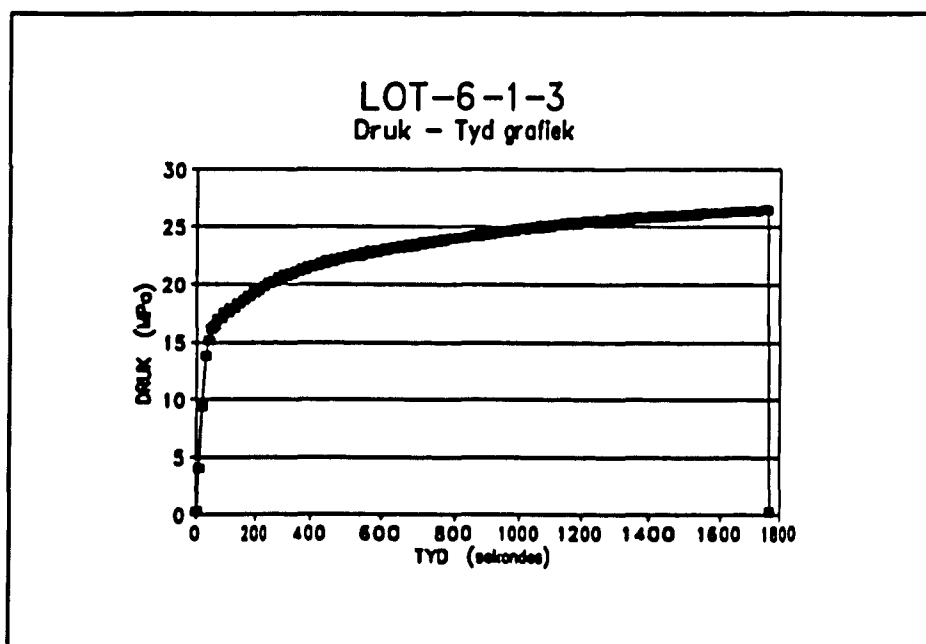


FIGUUR 4.20 Druk-tyd grafiek van LOT-6-1-1.

Die falingsmodus was J-vormig, L-vormig en T-vormig onderskeidelik soos gesien kan word in Fotos 4.4, 4.5 en 4.6 in die bespreking van die resultate. Die druk-tyd grafieke dui falingsdrukke in die omgewing van 26 MPa tot 27 MPa aan.



FIGUUR 4.21 Druk-tyd grafiek van LOT-6-1-2.



FIGUUR 4.22 Druk-tyd grafiek van LOT-6-1-3.



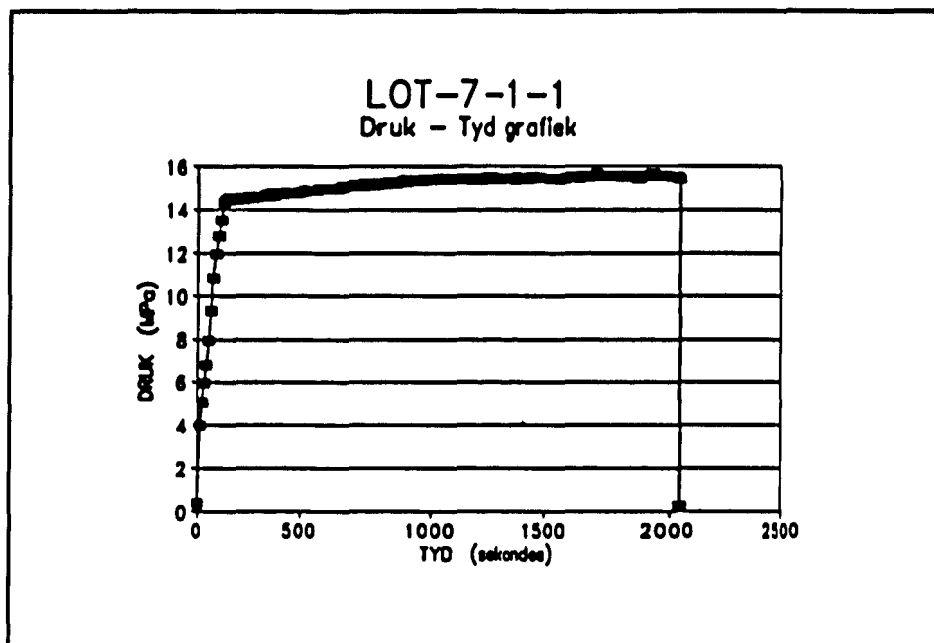
TABEL 4.7 Toetsresultate van LOT-7-1.

<b>VOOR TOETS</b>	<b>Gem. Diameter (mm)</b>		<b>Gem. Wanddikte (mm)</b>
LOT-7-1	76,2		1,146
<b>NA TOETS</b>	<b>Nuwe Gem. Dia. (mm)</b>	<b>Maks. Diameter (mm)</b>	<b>Gem. Wanddikte (mm)</b>
LOT-7-1-1	100,03	104,6	0,8413
LOT-7-1-2	99,25	105,0	0,7908
LOT-7-1-3	97,27	106,4	0,804
Gemiddeld	98,85	105,33	0,812

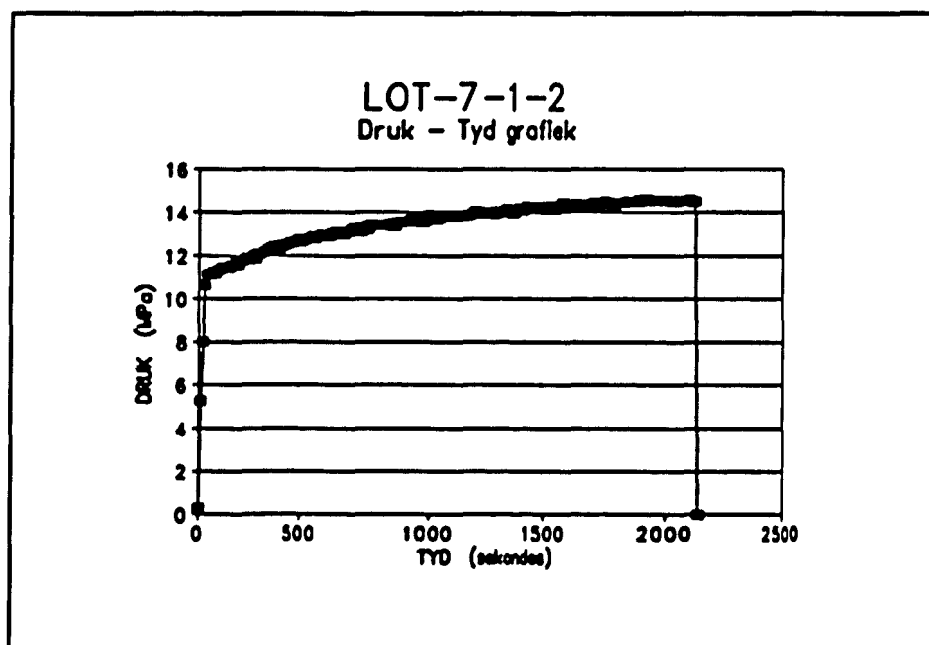
Die gemiddelde diametertoename van LOT-7-1 was 29,7% terwyl 'n maksimum toename van 38,2% bereik is in sekere gedeeltes van die pyp. Die wanddikte het met 29,1% afgeneem voordat faling plaasgevind het.

LOT-7-1-1 en LOT-7-1-3 het nie op die sweisnaat gefaal nie terwyl LOT-7-1-2 wel op die sweisnaat gefaal het. Die toetsmonsters het almal in die C-vormige modus gefaal met falingslengtes van 300 mm, 325 mm en 310 mm in die longitudinale rigting. Die falingslengtes in die omtreksrigting was 50 mm, 70 mm en 60 mm onderskeidelik.

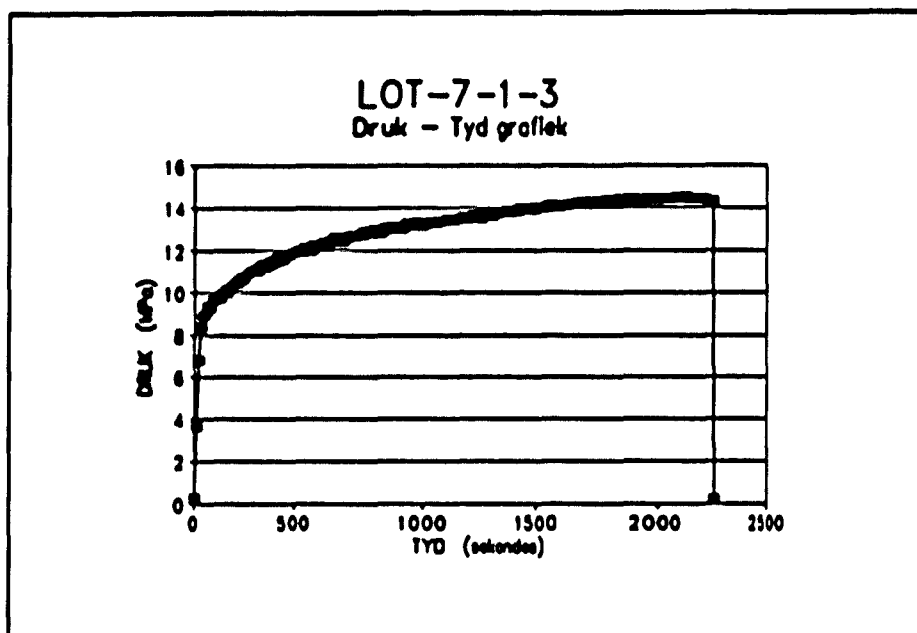
Die druk-tyd grafieke toon aan dat al die pype tussen 14 MPa en 16 MPa gefaal het. Die tyd wat die pype geneem het om te faal was redelik konstant tussen 2050 en 2300 sekondes.



FIGUUR 4.23 Druk-tyd grafiek van LOT-7-1-1.



FIGUUR 4.24 Druk-tyd grafiek van LOT-7-1-2.



**FIGUUR 4.25** Druk-tyd grafiek van LOT-7-1-3.

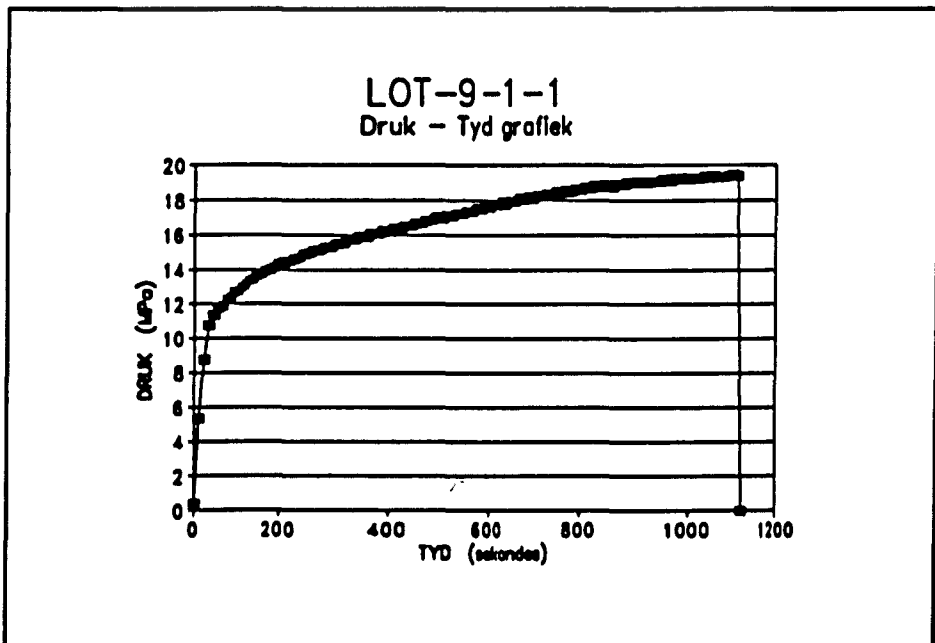
**TABEL 4.8** Toetsresultate van LOT-9-1.

<b>VOOR TOETS</b>	<b>Gem. Diameter (mm)</b>		<b>Gem. Wanddikte (mm)</b>
LOT-9-1	76,2		1,635
<b>NA TOETS</b>	<b>Nuwe Gem. Dia (mm)</b>	<b>Maks. Diameter (mm)</b>	<b>Gem. Wanddikte (mm)</b>
LOT-9-1-1	99,95	106,3	1,210
LOT-9-1-2	97,42	102,0	1,249
LOT-9-1-3	100,75	103,1	1,234
Gemiddeld	99,37	103,8	1,231

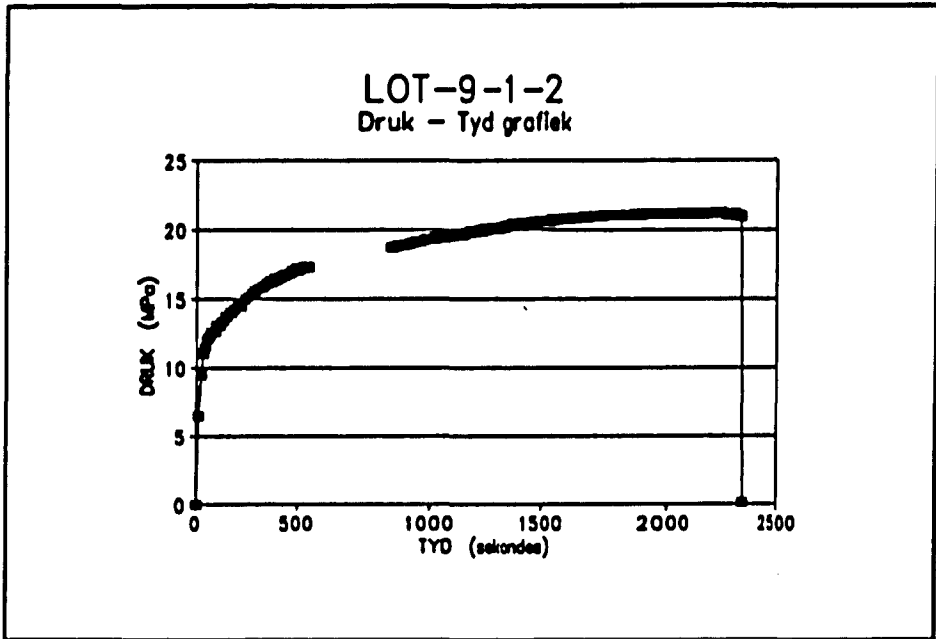
LOT-9-1 het gemiddeld 30,4% en 'n maksimum van 36,2% in diameter vervorm, terwyl die wanddikte met 24,7% afgeneem het. LOT-9-1-1 het nie op die sweisnaat gefaal nie terwyl LOT-9-1-2 en LOT-9-1-3 wel op die sweisnaat gefaal het.

LOT-9-1-1 en LOT-9-1-2 het in die C-vormige modus gefaal soos gesien kan word in Foto 4.7, met falingslengtes van 280 mm en 290 mm in die longitudinale rigting. Die falingslengtes in die omtreksrigting was 65 mm en 25 mm onderskeidelik vir elke pyp. LOT-9-1-3 het in 'n L-vorm gefaal, met 'n falingslengte van 345 mm in die longitudinale rigting en 20 mm in die omtreksrigting.

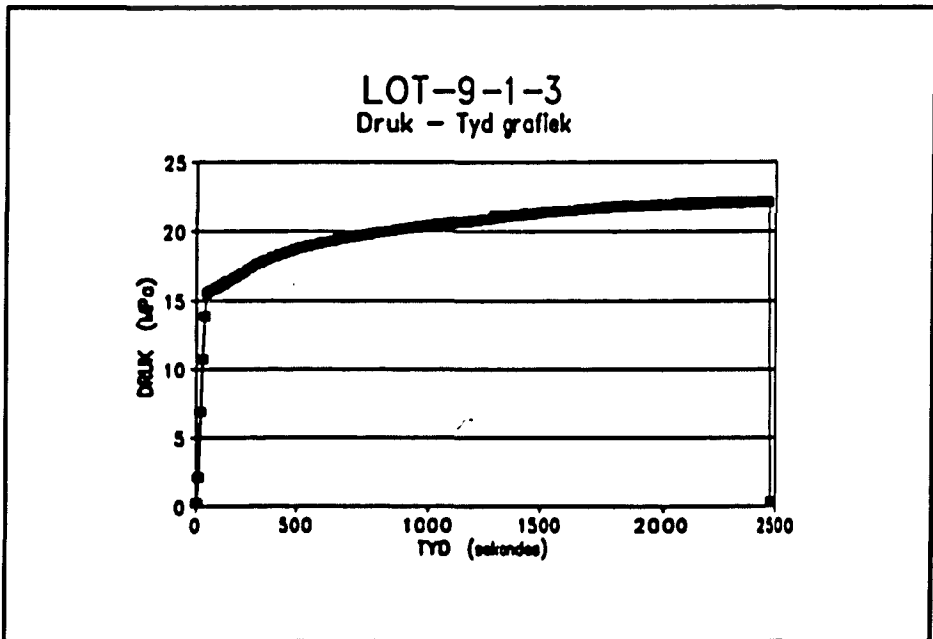
Uit die druk-tyd grafieke kan gesien word dat LOT-9-1-1 by 19 MPa gefaal het. Hierdie druk is laer as die falingsdrukke van LOT-9-1-2 teen 22 MPa en LOT-9-1-3 teen 23 MPa. LOT-9-1-1 het in 'n korter tydspan as die ander twee toetsmonsters gefaal.



FIGUUR 4.26 Druk-tyd grafiek van LOT-9-1-1.



**FIGUUR 4.27** Druk-tyd grafiek van LOT-9-1-2.



**FIGUUR 4.28** Druk-tyd grafiek van LOT-9-1-3.

#### **4.6 Bespreking van Resultate.**

Die druk-tyd grafiek dui aan dat LOT-1-1-1 by 'n heelwat laer druk (26 Mpa) as LOT-1-1-2 en LOT-1-1-3 (33 MPa) gefaal het. Uit die vervormings-data kan gesien word dat LOT-1-1-1 meer smeebaar was en meer vervorm het in plaas daarvan om druk op te bou. LOT-1-1-1 en LOT-1-1-3 het op die sweisnaat gefaal en daarom die langer falingslengte as LOT-1-1-2. Langer falingslengtes word verkry indien faling op sweisnate voorkom.

LOT-2-1-1 en LOT-2-1-2 het teen hoër drukke as LOT-2-1-3 gefaal. Die minste vervorming en die kortste falingslengte was op LOT-2-1-3 waargeneem terwyl faling ook baie vinnig plaasgevind het. Die oorsaak van die faling kan toegeskryf word aan 'n swak plek op die sweislas.

Die falingstye en falingsdrukke van alle toetsmonsters van LOT-3-1 was baie naby aan mekaar wat goeie gemiddeldes vir die spesifieke pype gelewer het. Hoë persentasies vervorming was verkry terwyl geen falings op die sweislas voorgekom het nie. Hierdie twee eienskappe dui op goeie kwaliteit pype.

LOT-4-1-1, LOT-4-1-2 en LOT-4-1-3 het almal baie vinnig en teen lae drukke gefaal. Die persentasie vervorming in beide die wanddikte en diameter was klein. Die toetsmonsters moes eers by drukke in die omgewing van 35 MPa gefaal het. Nadere ondersoek van die pype het aangetoon dat die sweislas deffektief was vir die totale lengte van die pyp, wat dan ook die faling van al die monsters op die sweislas verduidelik.

Alle toetsmonsters van LOT-5 het tussen 20 MPa en 22 MPa gefaal soos uit die druk-tyd grafieke gesien kon word. Die langste falingslengte stem ooreen met die toetsmonster wat by die hoogste druk gefaal het terwyl die vervormingspersentasie goed vergelyk. Slegs een van die toetsmonsters het op die sweisnaat gebars.

Daar is gevind dat indien genoegsame vervorming plaasvind, faling op die sweisnaat as reglynig begin waarna die endpunte in die omtreksrigting inskeur om kenmerkende J, L, en T falingsvorme te veroorsaak. Toetsmonsters van LOT-6-1 het almal op amper dieselfde druk en tydsduur gefaal, wat hoë kwaliteit pype aandui.

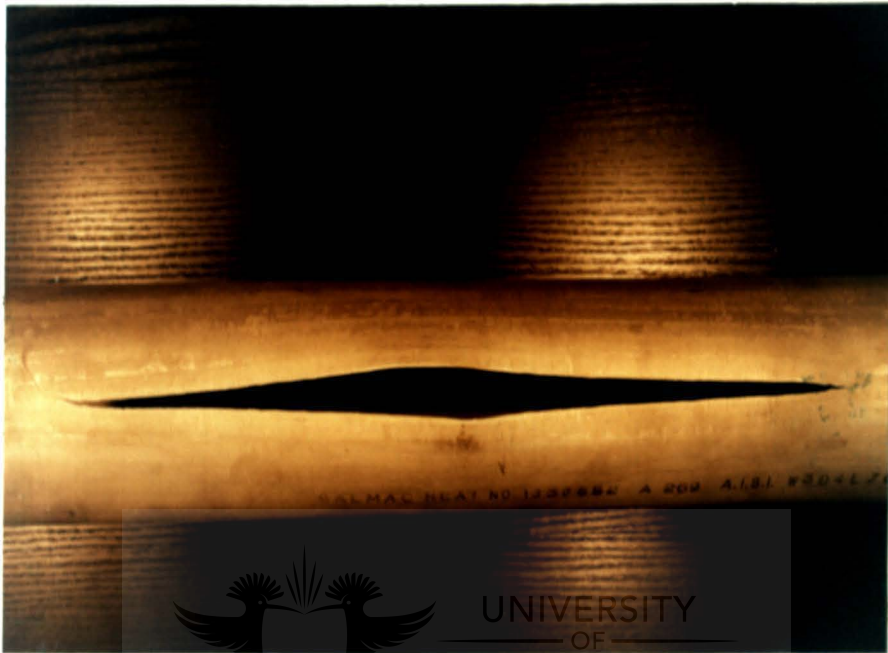
Toetsmonsters van LOT-7-1 het op drukke baie na aan mekaar gefaal, terwyl goeie vervorming verkry is. Daar is gevind dat C-vormige faling op die sweisnaat en op die gewone materiaal voorgekom het. Dit bevestig die stelling wat in bostaande paragraaf gemaak is oor die falingsvorm en die hoeveelheid vervorming. Kenmerkende C, J, L en T falingsvorme kan in die onderstaande foto's gesien word.



**FOTO 4.4** J-Vormige falingsmodus.

Uit die resultate van LOT-9-1 kan gesien word dat alle falings tussen 19 MPa en 23 MPa voorgekom het. Die monster wat op 19 MPa gefaal het, het baie vroeër gefaal as die ander twee monsters terwyl die monster heelwat meer vervorming getoon het.

Hierdie resultate stem goed ooreen met die stelling wat gemaak is deur Chater<sup>87</sup> dat indien die verplasing beperk word, falings onder afnemende druk sal voorkom teen baie hoë vervormingsvlakke.



**FOTO 4.5** L-Vormige falingsmodus.



**FOTO 4.6** T-Vormige falingsmodus.





**FOTO 4.7** C-Vormige falingsmodus.

**TABEL 4.9** Verwagte- en werklieke barsdrukke.

EKSPERIMENT 1			
	VERWAG (MPa)	WERKLIK (MPa)	WERKLIK/VERWAG (MPa)
LOT-1	31,7	33	1,04
LOT-2	40,6	43	1,06
LOT-3	25,1	28	1,12
LOT-4	30,3	24	0,79
LOT-5	18,5	21	1,14
LOT-6	23,8	27	1,13
LOT-7	14,6	15,5	1,06
LOT-9	20,8	22	1,06

Die volume materiaal waaruit die toetsmonster bestaan kan nie vermeerder of verminder nie, maar slegs van vorm verander. Die volume van die materiaal moet dus konstant bly, wat daartoe lei dat vergroting van die diameter 'n afname in wanddikte tot gevolg sal hê. Dit beteken dat die diametervergroting ook 'n afname in lengte van die toetsmonster veroorsaak. Indien die endpunte van die pyp verhoed word om te beweeg induseer die interne druk, deur middel van die vervorming, 'n aksiale belasting in die toetsmonster.

Die aksiale spanning word nie groter as helfte van die tangensiale spanning nie. Dit beteken dat die som van die spannings wat veroorsaak is deur die interne druk en die aksiale belasting steeds kleiner sal wees as die tangensiale spanning. Faling sal plaasvind as gevolg van die tangensiale spanningskomponent wat te groot raak, sodat Barlow se Vergelyking 3.5 en 4.5 gebruik word om die verwagte falingsdruk te bepaal. Die waarde van die uiterste trekspanning van Tipe 304L vlekvrystaal word gebruik as 485 MPa en in Barlow se vergelyking gebruik om die verwagte falingsdruk te bepaal. Die onderskeie verwagte- en werklike falingsdrukke, tesame met 'n verhouding tussen die werklike- en verwagte falingsdruk vir elke LOT, word in Tabel 4.9 gegee. Die onderskeie toetsopstellings se eksperimentele resultate word in Hoofstuk 8 met mekaar vergelyk.

## HOOFTUK 5

### PYP ONDER INTERNE DRUK EN PUNTBELASTING

#### 5.1 Inleiding.

Pype wat gebruik word om vloeistowwe of gasse van baie hoë- of lae temperature te vervoer ondergaan veranderinge in hul lengtes as gevolg van termiese uitsetting of inkrimping. In die praktyk word uitsettingslusse of buigdele gebruik sodat die spanning in die pyp nie te hoog word nie. 'n Tweede vereiste is dat die vervorming nie groter mag wees as die waarvoor die pypstelsel of die ankersisteem ontwerp is nie.<sup>66</sup> Die evalueering van risiko en die ontwerp vir uiterste toestande benodig 'n kennis van die gedrag van die strukture en hul komponente in die plastiese gebied. Hierdie kennis is nodig vir die ontwerp van pype waar ovaalvorming en knik moontlik kan voorkom tesame met interne druk.<sup>69</sup>

In hierdie hoofstuk word die tweede tipe eksperimentele opstelling en eksperimentele resultate bespreek. Die tweede eksperimentele opstelling bestaan uit gekombineerde interne druk en puntbelasting. Hierdie spesifieke geval word ondersoek om die effek van verskillende kombinasies van gekombineerde spannings op pype te ondersoek en met mekaar te vergelyk.

Die belastingstoestand kom voor in pypnetwerkstelsels waar 'n T-aansluiting voorkom. Die inkomende pyp in die T-aansluiting veroorsaak 'n puntbelasting op die pyp as gevolg van die gewig van die pyp of kragte opgewek deur termiese uitsetting. Die puntbelasting veroorsaak dat die pyp deurbuig terwyl die konsentriese vorm van die pyp verloor word as gevolg van ovaalvorming wat plaasvind. Ovaalvorming het 'n invloed op die snitmodulus van die pyp wat saam met die interne druk en eksterne belasting, faling van die pyp aanhelp. Wanddikteafname, lengteafname en diametertoename veroorsaak spanningstoestande wat tot faling lei.

## 5.2 Teoretiese agtergrond.

Daar is gevind dat pype wat aan puntbelasting en interne druk onderwerp word, deur sekere stappe gaan voordat faling plaasvind. Reguit pype ondervind verskillende spanningstoestande as wat gebuigde pype ondervind, daarom word die buiging van reguit pype eerste ondersoek. Die aangewende puntbelasting veroorsaak lokale ovaalvorming van die pyp wat 'n invloed op die pypsterkte het. Daarna begin die pyp deurbuig wat veroorsaak dat nuwe spannings in die pypwande opgewek word. Elkeen van die voorafgenoemde afdelings word apart bespreek waarna die spesiale geval van gekombineerde puntbelasting en interne druk bespreek word.

Die falingsbuigmoment  $M_f$  van 'n reguit pyp word benodig vir die bepaling van die boonste limiet vir die ontwerp van pyp inklemming. In kernkrag-pypstelsels word  $M_f$  beperk tot pype met sekere buitenediameter tot wanddikte verhoudings,  $\gamma = D/t$ . Daar bestaan ook beperkings op materiale met werkverhardende eienskappe sodat die verhouding van uiterste treksterkte teenoor swigsterkte van die materiaal,  $s = S_u/S_y$ , van belang is. Eksakte analise van  $M_f$  hang af van die materiaal nie-lineariteite, wat van  $s$  afhanklik is, en die geometriese nie-lineariteite wat van  $\gamma$  afhanklik is.

Gebaseer op eksperimentele resultate, het Belke<sup>90</sup> gevind dat die spannings-  
vervormingskurwes van ferritiese stale aantoon dat die uiterste treksterkte bereik word wanneer die vervorming omtrent 10% is. Vir austenitiese stale is daar gevind dat die uiterste sterkte ooreenstem met vervormings van 40% en hoër. Daar kan dus gesê word dat  $m = s$  vir ferritiese stale en dat  $m < s$  vir austenitiese stale waar  $m = M_{exp}/M_y$ .  $M_{exp}$  was die eksperimentele falingsmoment van die toetsmonsters en  $M_y$  die swigmoment.

Gebaseer op bogenoemde word die volgende benaderings gemaak: Daar word aangeneem dat die spanningsverspreiding konstant is oor die deursnit en dat die spanningsintensiteit as 'n funksie van  $\gamma$  en  $s$  sodanig is dat:

$$s \geq 2: \quad \begin{aligned} M_x &= M_y (4.3) \gamma^{-\frac{1}{3}} \\ M_x &= 2M_y, \quad \gamma \leq 10 \end{aligned} \quad (5.1)$$

waar  $M_x$  = falingsbuigmoment

$M_y$  = swigmoment

$\gamma$  = geometriese verhouding

$s$  = spanningsverhouding

en

$$s < 2: \quad M_x = M_y \left[ (1-s) \frac{\gamma}{80+s} \right], \quad \gamma \leq 100 \quad (5.2)$$

Die evalueering van meer as 100 toetsmonsters het aangetoon dat die falingsbuigmoment van 'n reguit pyp 'n funksie van Vergelyking 5.1 en 5.2 is. Die eenvoudige benadering van Vergelykings 5.1 en 5.2 lewer bevredigende resultate vir die volledige reeks van  $\gamma$  wat beskou was.

Axelrad en Emmerling<sup>91</sup> het aangetoon dat die spanning- en vervormingsresultante minder varieer langs die pyp af as wat dit in die omtreksrigting varieer. 'n Toestand ontstaan waar slegs wandspannings langs die lengte van die pyp voorkom terwyl volledige buigspanningstoestande in die omtreksrigting voorkom.

Indien 'n pyp met 'n eksterne belasting belas word, verander die vorm van die pyp sodanig dat dit ovaalvormig word soos gesien kan word in Foto 5.1. Sodra die interne druk verhoog word, word die pyp weer tot 'n mate sirkelvormig, indien alle momente en eksterne kragte in ewewig is. Hierdie aksie word herronding genoem en lewer 'n verhoging in spannings, effens meer as dié deur Lamè verkry.<sup>92</sup>

'n Gevorderde stadium van ovaalvorming kom voor sodra die pyp plat gedruk word. Die plat druk van 'n pyp deur buiging is vir die eerste maal deur Brazier<sup>93</sup> ondersoek en word daarom die Brazier effek genoem.



FOTO 5.1 Ovaalvorming.

Zhang en Yu<sup>94</sup> maak van energiemetodes gebruik om vergelykings af te lei vir pypverplattung van silindriese buise met een simmetriese vlak wat onderwerp is aan suiwer elasties-plastiese buiging. Uitdrukkings vir die buigmoment en die verplattingsverhouding van 'n pyp word in terme van sy radius en deursnee verkry.

Die belangrikheid van gebuigde pype in pypnetwerkstelsels is reeds wel bekend as gevolg van die inherente buigbaarheid en komplekse interne spanningsverspreidings. Die klassieke vervormingsenergie-analise deur Von Karman in 1911 was reeds die basis van die ontwikkeling van teoretiese werk oor die jare.<sup>95</sup> Die Von Karman model vir gebuigde pyp bestaan uit die defleksievergelyking:

$$\Delta \alpha \theta = \frac{MR_m}{KEI} \alpha \theta \quad (5.3)$$

waar  $K$  = ovaalvormigheidsfaktor

$I$  = traagheidstraal.

Die spanningsverspreiding volg deur:

$$\sigma_c = \frac{Mx}{KI} \left( 1 - \beta \frac{x^2}{d_o^2} \right) \quad (5.4)$$

waar  $k = (tR_m/d_o^3)$

$d_o$  = buite diameter

$x$  = afstand vanaf die senterlyn na die wand.

Die twee konstantes word gegee deur:

$$K = 1 - \frac{9}{10 + 12k} \quad (5.5)$$

en

$$\Gamma = \frac{6}{5 + 6k} \quad (5.6)$$

Vanuit Vergelyking 5.4 volg dat die maksimum spanning voorkom op 'n afstand  $d_o/\sqrt{3\Gamma}$  vanaf die buis se neutrale as. Die maksimum spanning is dan:

$$(\sigma_c)_{maks} = \frac{2}{3K\sqrt{3\Gamma}} \frac{Md_o}{I} \quad (5.7)$$

Daar is reeds bewys dat die Von Karman model nie heeltemal korrek is vir kernkrag hittedruerbuise nie omdat die afstand vanaf die sentrale as na die punt van maksimum spanning nie aan die beperking  $\Gamma > 1/3$  voldoen nie.<sup>96</sup>

Kraakgroeiprosesse wat deur González<sup>97</sup> ondersoek is het aangetoon dat faling van buise in die omgewing van 'n oorspronklike defek gewoonlik begin in die omgewing van die sweislas. Dit beteken dat faling 'n elasties-plastiese proses is wat plaasvind in areas met heterogene eienskappe. Die kompleksiteit daarvan word verder beïnvloed deur die residuele spanning in die sweislas wat moeilik evalueerbaar is. Faling word ook geassosieer met die verlies van sirkelvormigheid en die ovaalvorming wat plaasvind. Daar is gevind dat fouting voorkom deur gebruik te maak van die

Kanninen vergelyking, juis omdat die kraakgroeiproses geignoreer word, wat lei tot 'n berekende falingsmoment wat hoër is as die werklike falingsmoment. Dit is as gevolg van die foutiewe aanname van 'n groter lasdraende area as wat werklik die geval is na faling.

Verskeie werk is gedoen op gebuigde pype wat aan verskillende lastoestande onderwerp word<sup>98</sup> terwyl die buiging van gebuigde pype<sup>99</sup> en die bepaling van die kritieke buigmoment ook reeds ondersoek is.<sup>100</sup> Watanaba en Ohtsubo<sup>101</sup> het die onelastiese fleksibiliteit en vervormingskonsentrasie van pyp buigstukke in die kruipgebied met plastiese effekte beskou, terwyl ondersoeke oor radiale puntbelasting deur Calladine<sup>102</sup> gelei het tot die gebruik van die Rayleigh metode vir die oplos van dunwandige elastiese buise. 'n Studie deur Thompson en Spence<sup>103</sup> het die invloed van geflensde endbeperkings op gladde gebuigde buise wat onderwerp is aan buiging, aan die liggebring terwyl Corona en Kyriakides<sup>104</sup> onelastiese buise wat onderwerp is aan buig en eksterne druk ondersoek het.

Deur alle bogenoemde werk in ag te neem het Darlaston en Harrison<sup>105</sup> die smeebare faling van dunwandige pype met defekte, wat aan gelyktydige interne druk en puntbelasting onderwerp was, ondersoek. Daar is gevind dat lineêre elastiese falingsmetodes nie meer geldig is vir strukture met defekte of nie-homogene insetsels, in die sweisarea nie.

Studie is gedoen op die plastiese faling van pype van verskillende groottes met aksiale defekte wat onderwerp was aan kombinasies van interne druk en buiging. Die doel van die studie was om die beperkings van buig en interne druk as onafhanklike falingsmeganismes te bepaal, waarna dit in 'n gekombineerde stelsel ondersoek kan word om sodanig 'n ontwerpprocedure te ontwikkel.

Die falingsdruk vir die onafhanklike druktoetse was bepaal vanuit 'n vergelyking en benadering soos deur Kiefner et al<sup>78</sup> voorgestel, waar die



falingsdruk gegee word deur:

$$P_f = \frac{\sigma_u t}{R_m} \left[ \frac{\frac{t}{d_f} - 1}{\frac{t}{d_f} - \frac{1}{m}} \right] \quad (5.8)$$

waar  $t$  = wanddikte,

$R_m$  = gemiddelde radius,

$d_f$  = defekdiepte

$\sigma_u$  = vloeispanning is en gedefinieer word as:

$$\sigma_u = 0.5 (\sigma_{swig} + \sigma_{uiterske}) \quad (5.9)$$

Die "Folias" uitsettingsfaktor  $m$ , word gegee deur:

$$m = \left( 1 + 1.05 \frac{c^2}{R_m t} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (5.10)$$

waar  $2c$  = lengte van defek

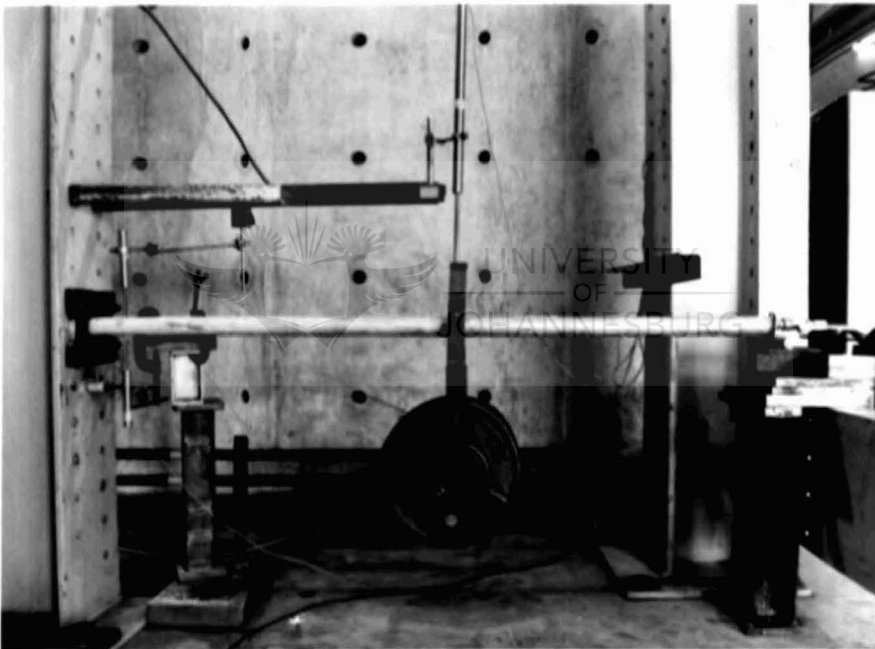
Daar is gevind dat vir die lasdefleksie karakteristieke van die struktuur as geheel, die posisie van die defek ten opsigte tot die vlak van buiging, 'n klein effek op die resultate gehad het. Die gekombineerde druk en buigtoetse het gelei tot die volgende postulaat vir ontwerp, naamlik dat indien die aksiale spanning as gevolg van buiging nie helfte van die berekende tangensiale spanning oorskry nie, die faling as gevolg van interne druk bereken kan word deur Vergelyking 5.8.

### 5.3 Eksperimentele opstelling.

Die eksperimentele opstelling verskil slegs in enkele opsigte van die eksperimentele opstelling in Hoofstuk 4. Die druklewerende gedeelte sowel as die dataregisterder bly presies dieselfde maar verskille kom voor by die vashegting en die eksterne belastingstoestand op die toetsmonster. Die geslote endplaat word aan die kolom vasgebout deur middel van vashegtingsplate terwyl die oop kant van die toetsmonster op 'n roller geplaas word sodat die ent vry kan beweeg.

'n Lasraam word in die middel van die pyp geplaas waardeur die puntbelasting angewend kan word soos in Foto 5.2 aangetoon word. Verskillende belastings word vir verskillende pypgroottes gebruik soos bereken was deur die rekenaarprogramatuur CREASER wat in die praktyk gebruik word om pypnetwerke mee te ontwerp. Die verskeie puntbelastings vir elke toetsmonster grootte was soos volg:

38,1 mm x 1,2 mm --- 343 N	38,1 mm x 1,6 mm --- 441 N
50,8 mm x 1,2 mm --- 637 N	50,8 mm x 1,6 mm --- 834 N
63,5 mm x 1,2 mm --- 981 N	63,5 mm x 1,6 mm --- 1226 N
76,2 mm x 1,2 mm --- 1471 N	76,2 mm x 1,6 mm --- 1717 N

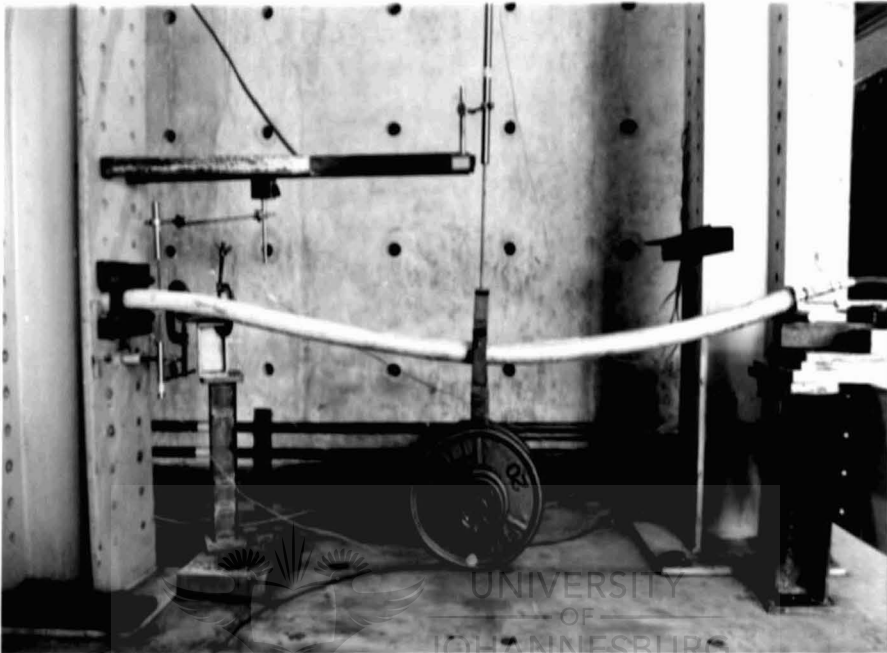


**FOTO 5.2** Eksperimentele opstelling.

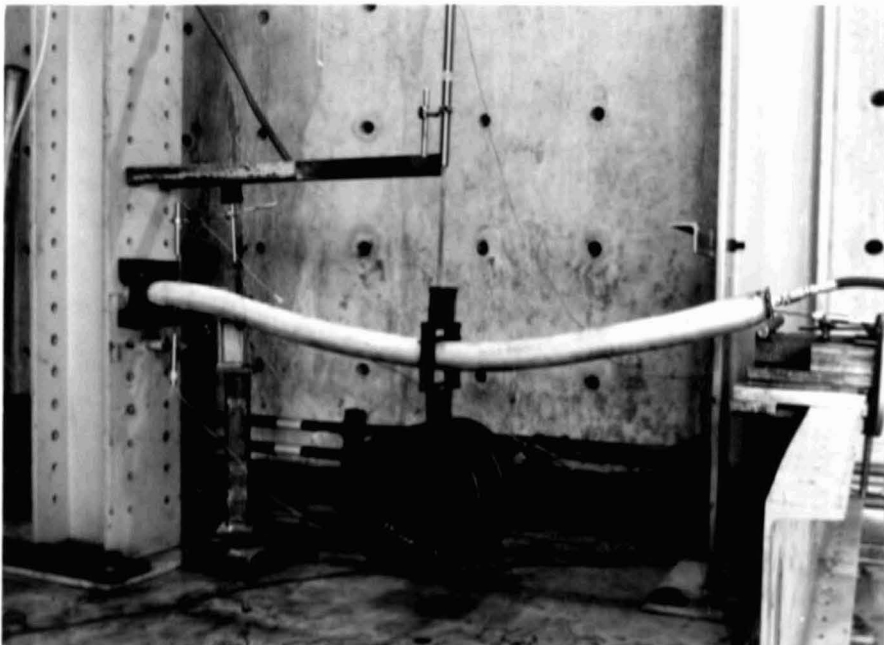
#### **5.4 Eksperimentele prosedure.**

Toetsmonsters word met behulp van klemplate aan die kolom vasgebout waarna 'n lasraam oor die pyp geskuif word. Die oop kant van die pyp word deur 'n roller ondersteun. Gewigte word op die lasraam geplaas afhangende van die pypafmetings. Die druklewerende pyp word aan die monster gekoppel waarna die rekenaarprogramatuur in gereedheid gebring word en die meettoerusting opgestel en nagegaan word. Aktivering van die

dataregisteerder word gevolg deur druklewering vanaf die hidrouliese pomp wat die toets begin. Druklewering teenoor tyd word gemonitor sowel as die beweging van die toetsmonster soos in Foto 5.3 en 5.4 gesien kan word.



**FOTO 5.3** Eksperimetele opstelling.



**FOTO 5.4** Eksperimetele opstelling.

### 5.5 Resultate.

Die volgende pygroottes en ooreenkomstige nommerstelsel word gebruik ter verduideliking van die eksperimentele resultate.

LOT-1-2	38,1 mm x 1,2 mm
LOT-2-2	38,1 mm x 1,6 mm
LOT-3-2	50,8 mm x 1,2 mm
LOT-4-2	50,8 mm x 1,6 mm
LOT-5-2	63,5 mm x 1,2 mm
LOT-6-2	63,5 mm x 1,6 mm
LOT-7-2	76,2 mm x 1,2 mm
LOT-8-2	76,2 mm x 1,6 mm

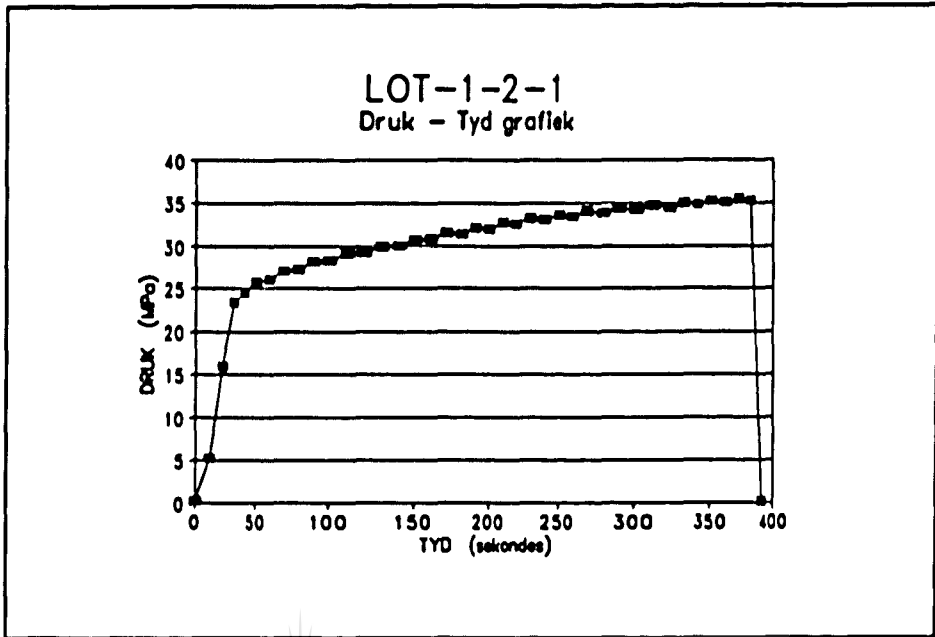
Die onderskeie eksperimentele resultate en grafieke volg:

**TABEL 5.1** Toetsresultate van LOT-1-2.

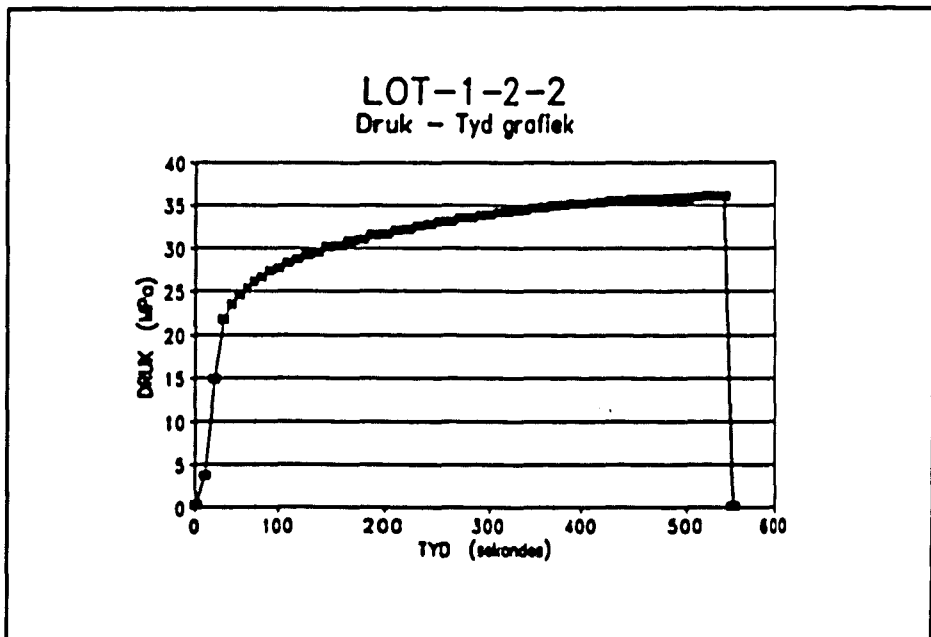
VOOR TOETS	Gem. Diameter (mm)		Gem. Wanddikte (mm)
LOT-1-2	38,1		1,198
NA TOETS	Nuwe Gem. Dia. (mm)	Maks. Diameter (mm)	Gem. Wanddikte (mm)
LOT-1-2-1	44,90	45,7	1,039
LOT-1-2-2	47,40	51,45	0,940
LOT-1-2-3	46,72	50,20	0,942
Gemiddeld	46,34	49,12	0,974

Alle toetsmonsters van LOT-1-2 het op die sweisnaat gefaal. LOT-1-2-1 het reglynig gefaal met 'n falingslengte van 85 mm. LOT-1-2-2 en LOT-1-2-3 het beide C-vormige falingsmodusse getoon met 'n longitudinale falingslengte van 95 mm en 105 mm onderskeidelik. Tangensiale falingslengtes was 15 mm en 25 mm onderskeidelik. Faling het voorgekom teen 'n maksimum druk tussen 35 MPa en 36 MPa. Gemiddelde diameter-

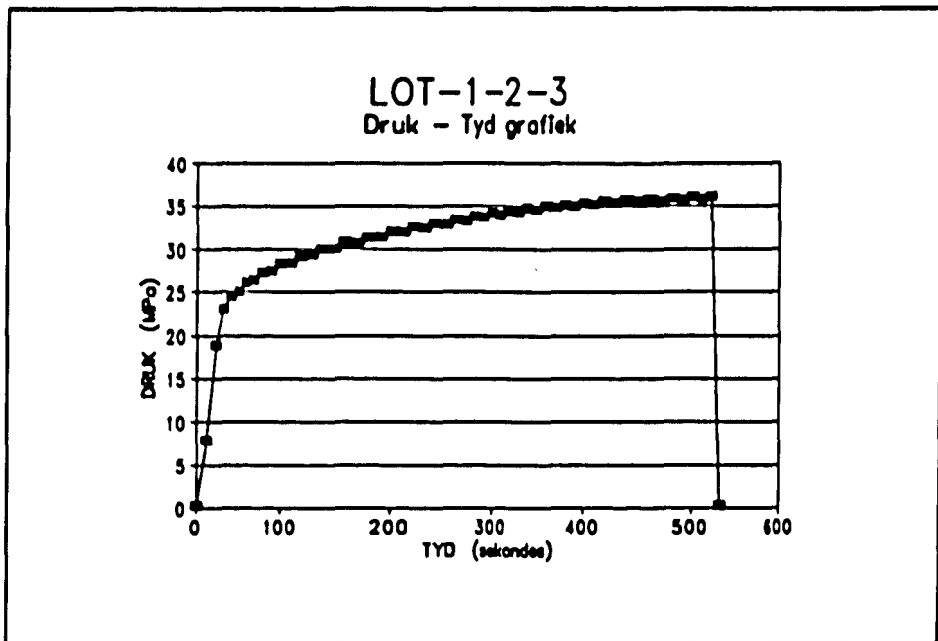
vergroting van 21,6% en 'n maksimum gemiddelde diametervervorming van 28,9% het gepaard gegaan met 18,7% vermindering in wanddikte.



**FIGUUR 5.1** Druk-tyd grafiek van LOT-1-2-1.



**FIGUUR 5.2** Druk-tyd grafiek van LOT-1-2-2.



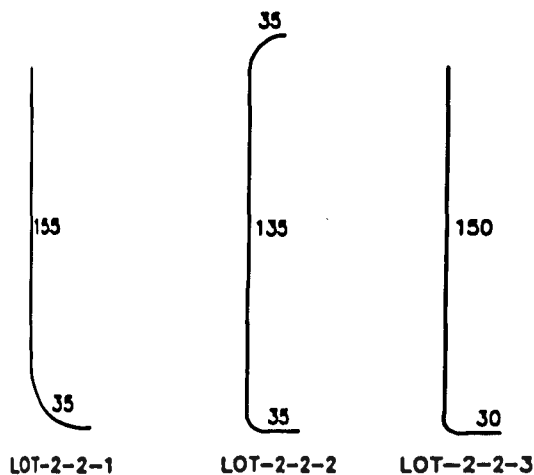
**FIGUUR 5.3** Druk-tyd grafiek van LOT-1-2-3.

**TABEL 5.2** Toetsresultate van LOT-2-2

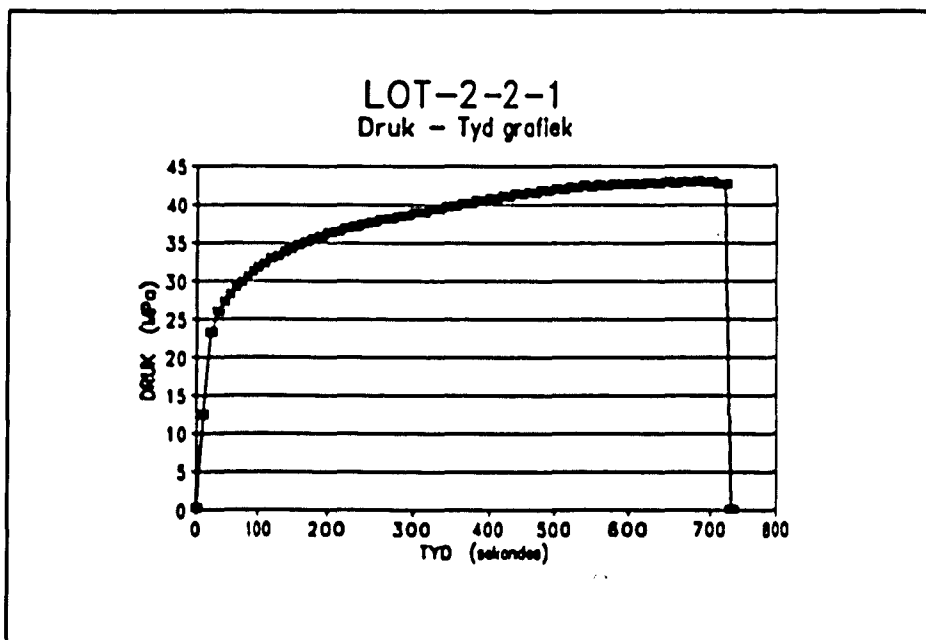
<b>VOOR TOETS</b>	<b>Gem. Diameter (mm)</b>		<b>Gem. Wanddikte (mm)</b>
LOT-2-2	38,1		1,514
<b>NA TOETS</b>	<b>Nuwe Gem. Dia. (mm)</b>	<b>Maks. Diameter (mm)</b>	<b>Gem. Wanddikte (mm)</b>
LOT-2-2-1	50,42	54,10	1,119
LOT-2-2-2	51,01	55,26	1,089
LOT-2-2-3	50,87	54,65	1,106
Gemiddeld	50,76	54,67	1,105

LOT-2-2-1 en LOT-2-2-3 het L-vormige falingsmodus getoon terwyl LOT-2-2-2 in 'n C-vormige modus gefaal het. Nie een van die toetsmonsters het op die sweisnaat gefaal nie. 'n Gemiddelde diametervergroting van 33% is

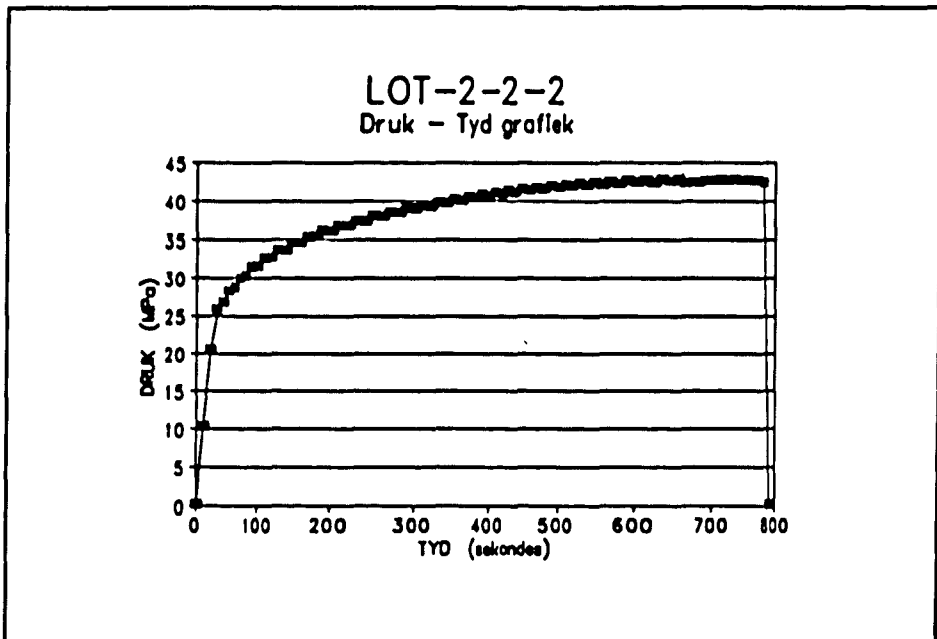
verkry tesame met 'n 27% verandering in wanddikte. 'n Maksimum gemiddelde diametervergrotning van 43,5% is verkry. Die falingsdruk van al die monsters was redelik konstant op 44 MPa.



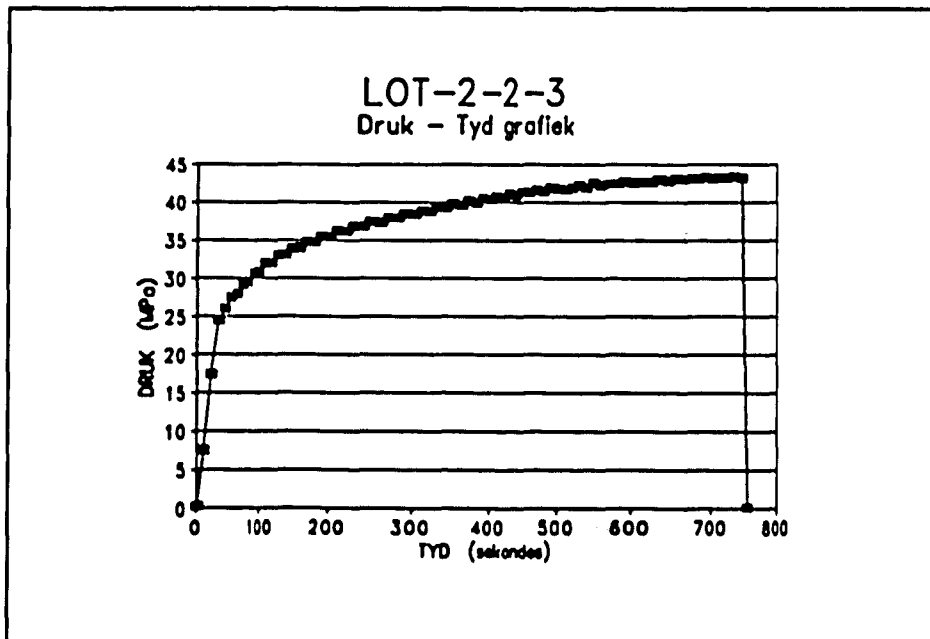
FIGUUR 5.4 Falingsmodusse van LOT-2-2.



FIGUUR 5.5 Druk-tyd grafiek van LOT-2-2-1.



FIGUUR 5.6 Druk-tyd grafiek van LOT-2-2-2.



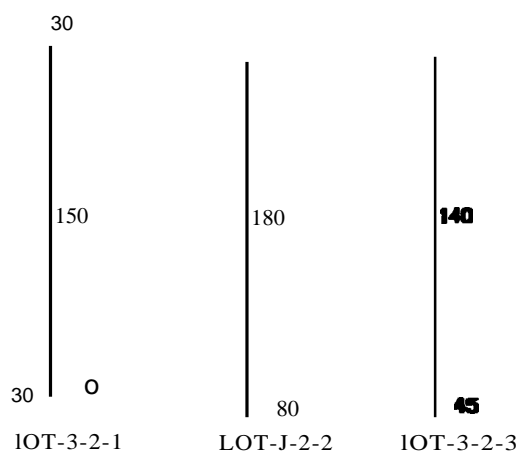
FIGUUR 5.7 Druk-tyd grafiek van LOT-2-2-3.



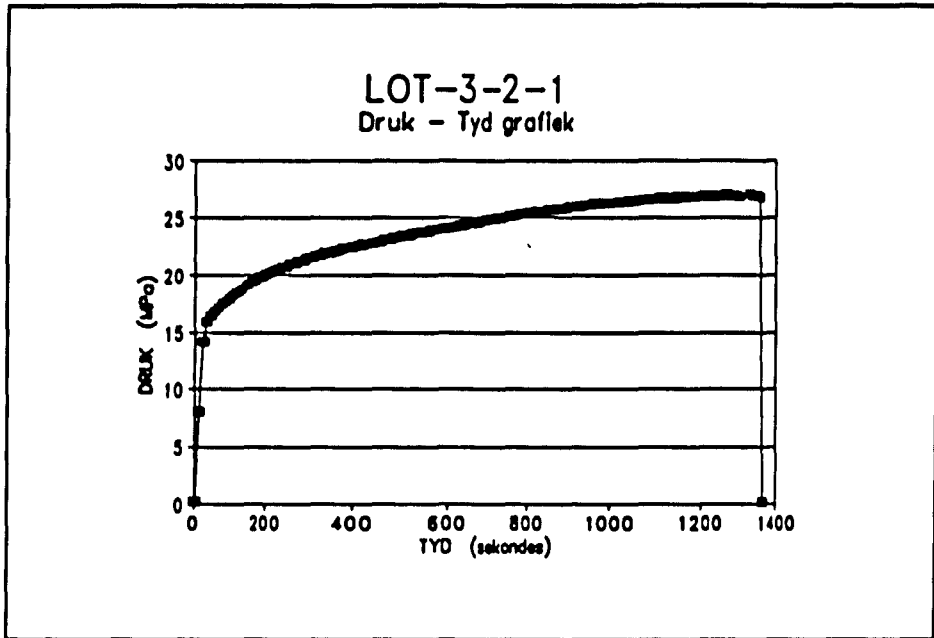
TABEL 5.3 Toetsresultate van LOT-3-2

LOT-3-2	50,8		1,288
<b>NA TOETS</b>			
LOT-3-2-1	68,85	72,45	0,926
LOT-3-2-2	68,02	72,80	0,942
LOT-3-2-3	67,43	70,00	0,941
Gemiddeld	68,10	71,75	0,936

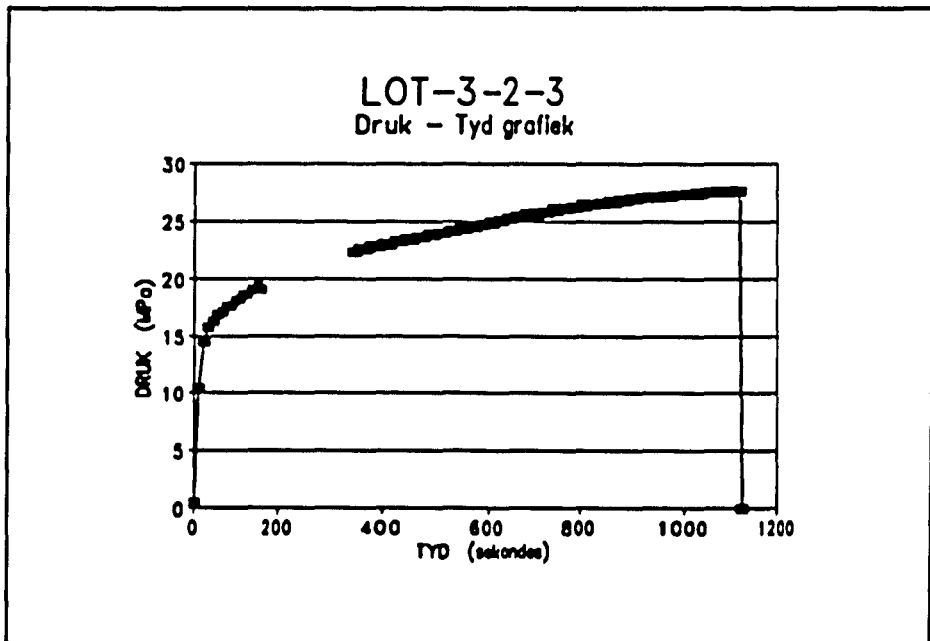
LOT-3-2 het gefaal op drukke tussen 27 MPa en 28 MPa. Die gemiddelde diametervervorming was 34,1% terwyl die gemiddelde maksimum diametervervorming 41,2% 'n wanddiktevermindering van 27,3% gelewerhet. Faling het nie direk op die sweislas plaasgevind nie maar in die hittegeaffekteerde gedeelte net langs die sweisnaat. LOT-3-2-2 en LOT-3-2-3 het beide in die C-vormige falingsmodus gefaal, terwyl LOT-3-2-1 in die J-vormige modus gefaal het. Reglynige falingslengtes in die longitudinale rigting was in die omgewing van 140 mm tot 180 mm.



FIGUUR 5.8 Falingsmodusse van LOT-3-2.



FIGUUR 5.9 Druk-tyd grafiek van LOT-3-2-1.

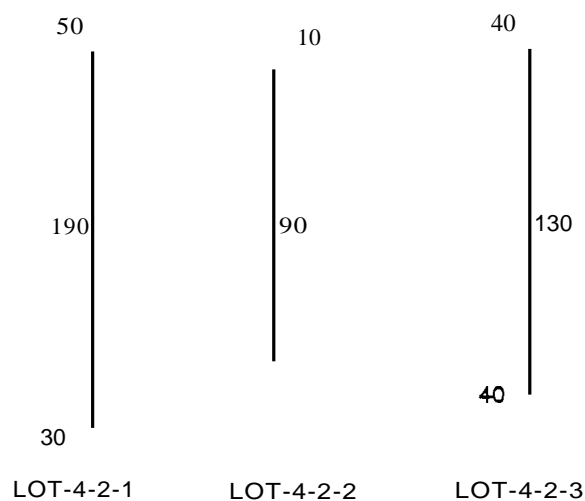


FIGUUR 5.10 Druk-tyd grafiek van LOT-3-2-3.

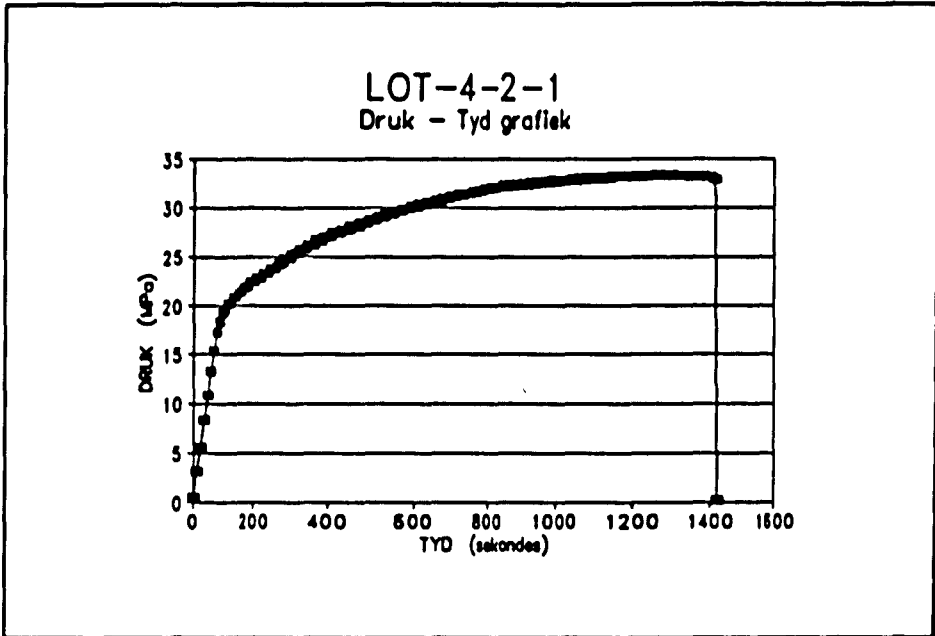
TABEL 5.4 Toetsresultate van LOT-4-2.

LOT-4-2	50,8		1,617
LOT-4-2-1	67,13	70,70	1,145
LOT-4-2-2	56,02	56,90	1,424
LOT-4-2-3	65,17	70,55	1,181
Gemiddeld	62,77	66,05	1,250

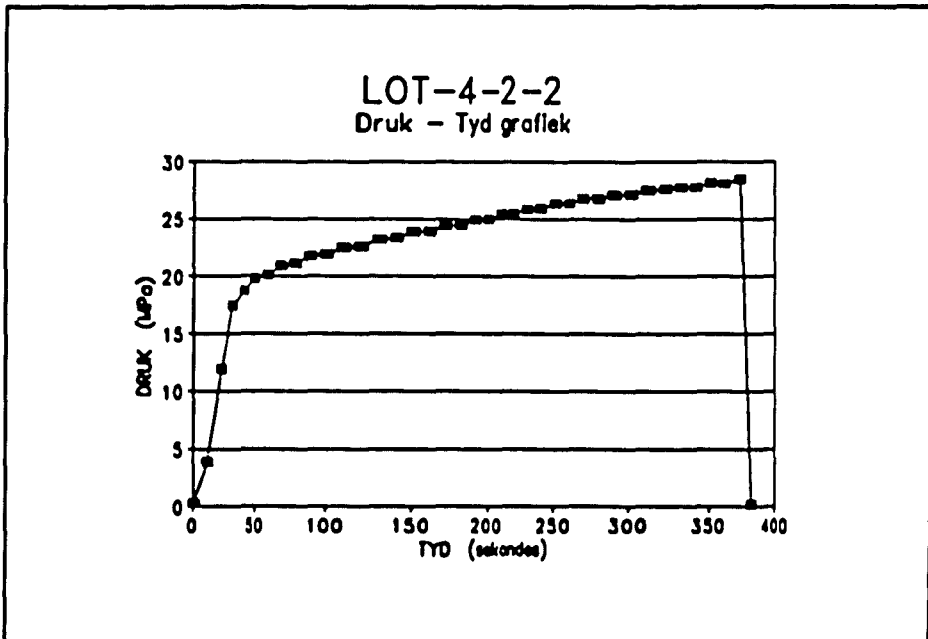
Alle monsters van LOT-4-2 het op die sweisnaat gefaal in die L- of C-vormige falingsmodus. Falingslengtes van 130 mm en 190 mm het in die longitudinale rigting voorgekom. Die gemiddelde wanddiktevermindering was 22,7% tesame met 'n gemiddelde diametertoename van 23,6%. 'n Gemiddelde maksimum diametervervorming van 30% is verkry teen barsdrukke van 34 MPa. LOT-4-2-2 het baie vroeg en teen 'n heelwat laer druk gefaal soos uit die druk-tyd grafiek gesien kan word.



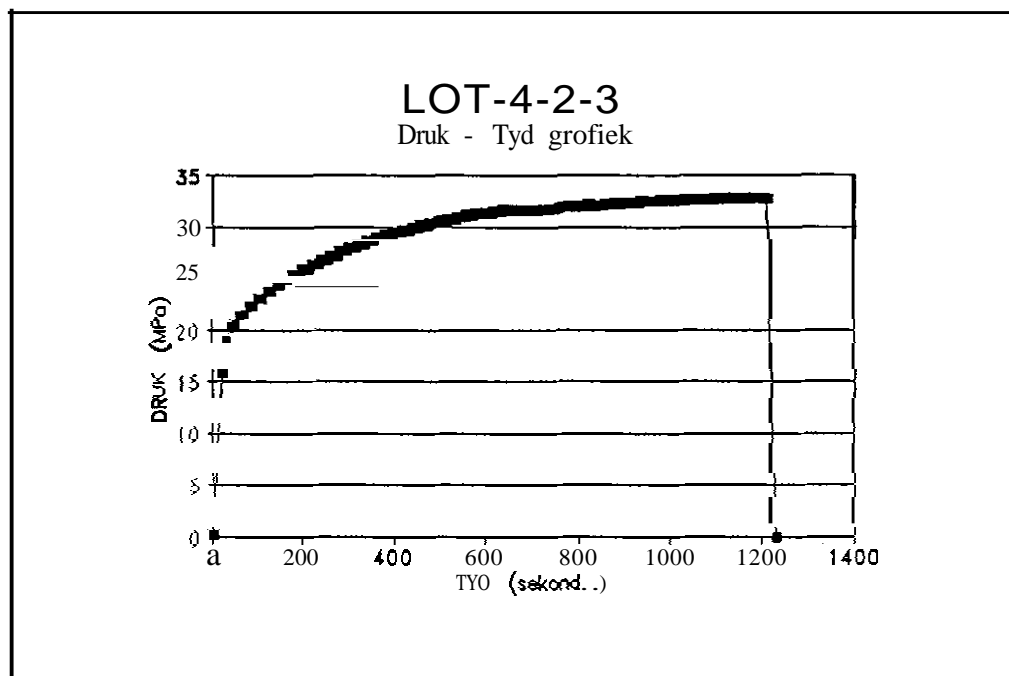
FIGUUR 5.11 Falingsmodusse van LOT-4-2.



FIGUUR 5.12 Druk-tyd grafiek van LOT-4-2-1.



FIGUUR 5.13 Druk-tyd grafiek van LOT-4-2-2.

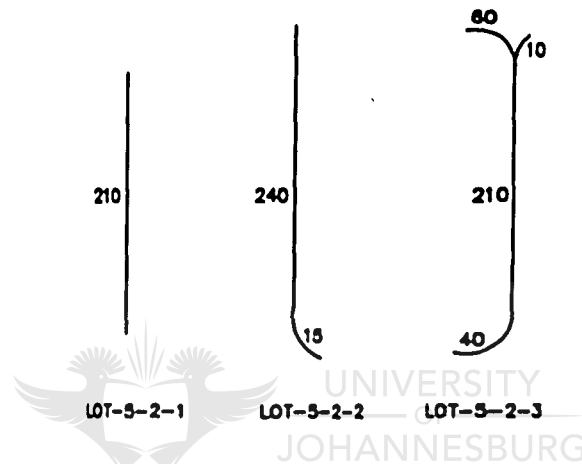


FIGUUR 5.14 Druk-tyd grafiek van LOT-4-2-3.

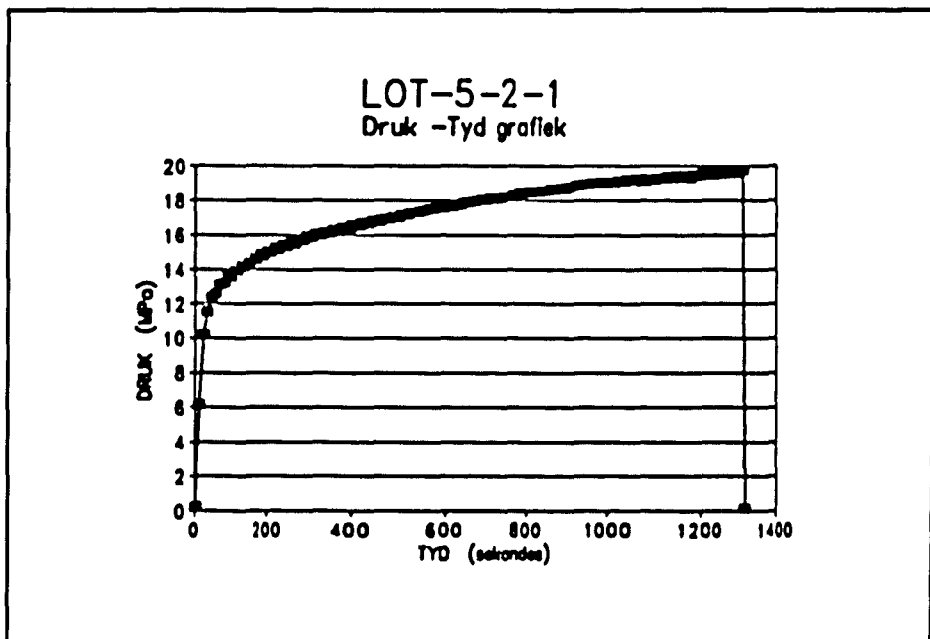
TABEL 5.5 Toetsresultate van LOT-5-2.

	Gem. Diameter (mm)		Gem. Wanddikte (mm)
LOT-5-2	63,5		1,209
NA TOETS	Nuwe Gem. Dia. (mm)	Maks. Diameter (mm)	Gem. Wanddikte (mm)
LOT-5-2-1	78,18	86,75	0,898
LOT-5-2-2	80,05	86,65	0,905
LOT-5-2-3	83,62	87,95	0,917
Gemiddeld	80,62	87,12	0,907

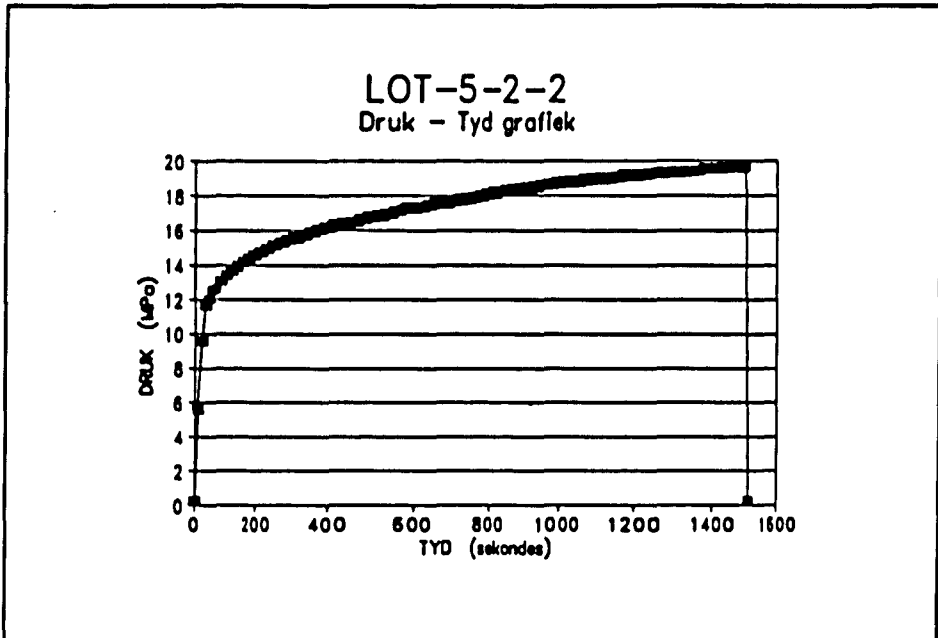
Toetsmonsters van LOT-5-2 het almal op 19 MPa gefaal na 'n tydperk tussen 1300 en 1700 sekondes. Die falingsmodus was reglynig, L-vormig en J-vormig vir LOT-5-2-1, LOT-5-2-2 en LOT-5-2-3 onderskeidelik. Faling het op die sweisnaat plaasgevind en falingslengtes het gewissel tussen 210 mm en 240 mm in die longitudinale rigting. Die gemiddelde diametervervorming was 26,9% met 'n wanddiktevermindering van 24,9%. Die gemiddelde maksimum diametervergroting was 37,2%.



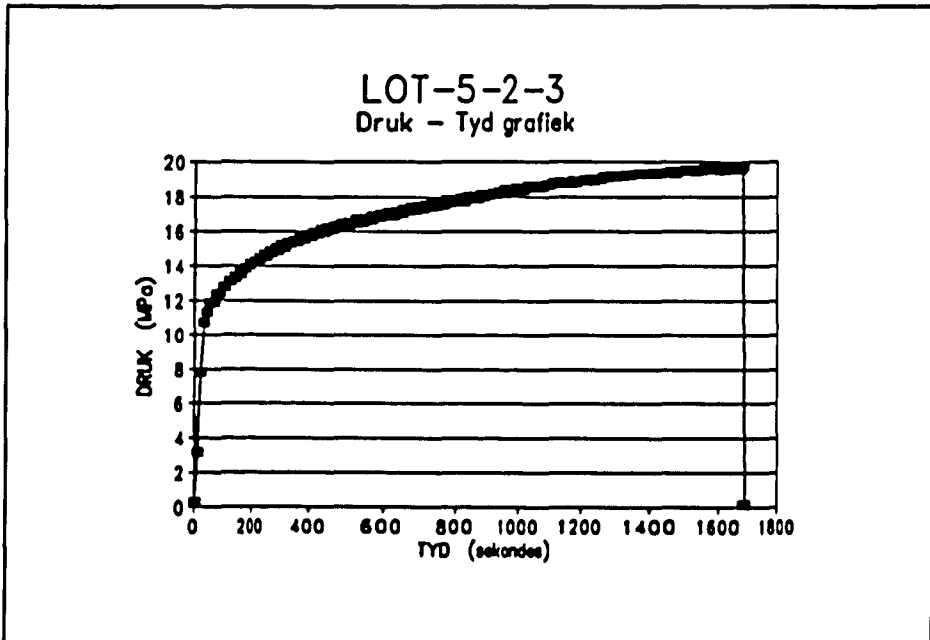
FIGUUR 5.15 Falingsmodusse van LOT-5-4.



FIGUUR 5.16 Druk-tyd grafiek van LOT-5-2-1.



FIGUUR 5.17 Druk-tyd grafiek van LOT-5-2-2.

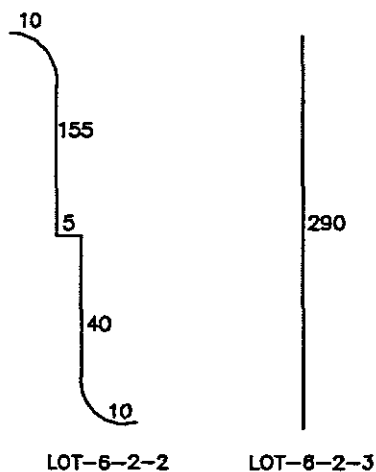


FIGUUR 5.18 Druk-tyd grafiek van LOT-5-2-3.

TABEL 5.6 Toetsresultate van LOT-6-2.

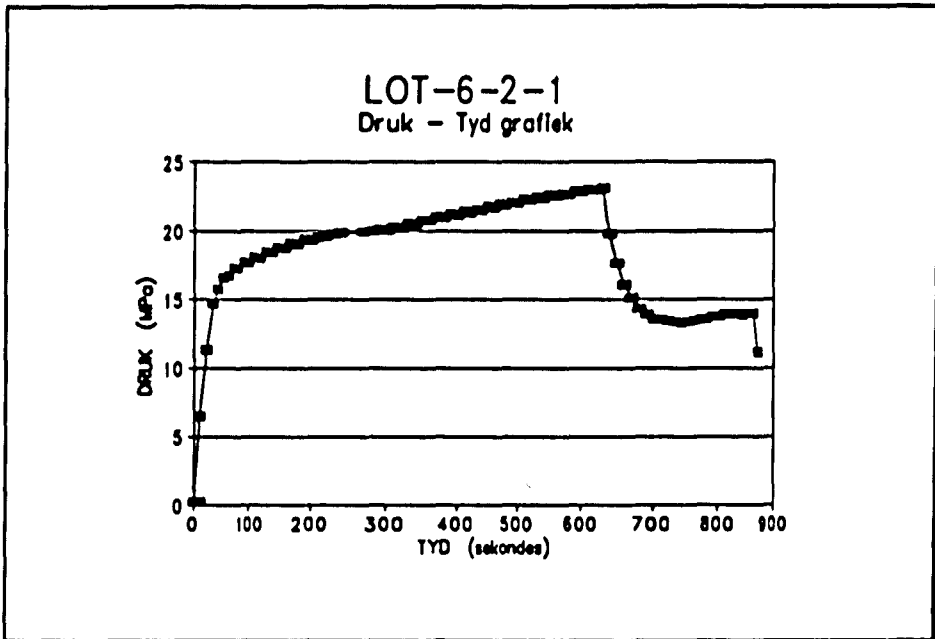
VOOR TOETS	Gem. Diameter (mm)		Gem. Wanddikte (mm)
LOT-6-2	63,5		1,586
NA TOETS	Nuwe Gem. Dia. (mm)	Maks. Diameter (mm)	Gem. Wanddikte (mm)
LOT-6-2-1	70,58	71,35	1,385
LOT-6-2-2	79,07	82,25	1,248
LOT-6-2-3	80,62	84,75	1,168
Gemiddeld	76,76	79,45	1,267

LOT-6-2-1 toon 'n ongewone druk-tyd grafiek as gevolg van die feit dat falings nie skielik plaasgevind het nie maar geleidelik in die vorm van 'n gaatjie op die sweisnaat. Die gaatjie het 'n stadige drukverlies tot gevolg gehad. Die oorblywende toetsmonsters het 'n maksimum barsdruk van 26 MPa behaal. Die gemiddelde maksimum diametervervorming was 25,1%. Die gemiddelde diametervervorming van 20,7% het 'n wanddiktevermindering van 20,1% tot gevolg gehad. Die falingsmodus van LOT-6-2-2 en LOT-6-2-3 was onderskeidelik gebroke C-vormig en reglynig.



FIGUUR 5.19 Falingsmodusse van LOT-6-2.

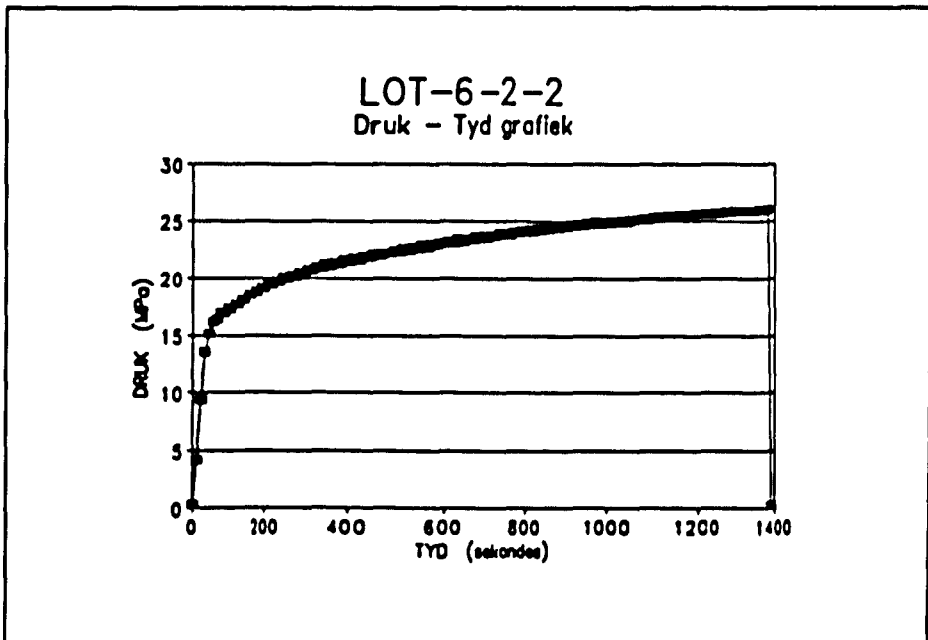




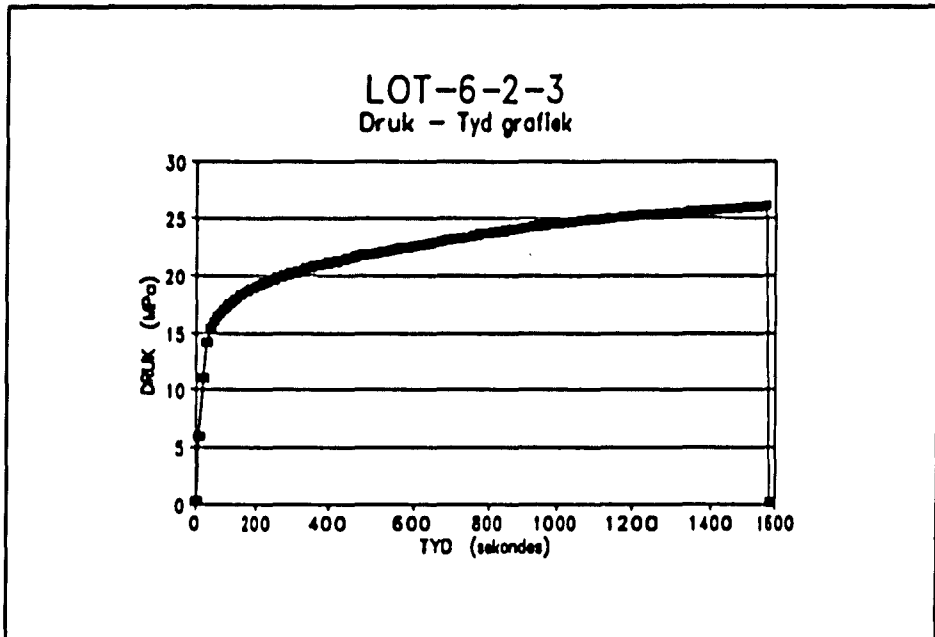
**FIGUUR 5.20** Druk-tyd grafiek van LOT-6-2-1.



UNIVERSITY  
OF  
JOHANNESBURG



**FIGUUR 5.21** Druk-tyd grafiek van LOT-6-2-2.



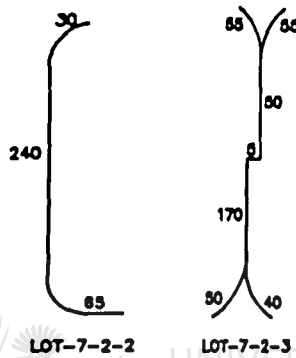
**FIGUUR 5.22** Druk-tyd grafiek van LOT-6-2-3.



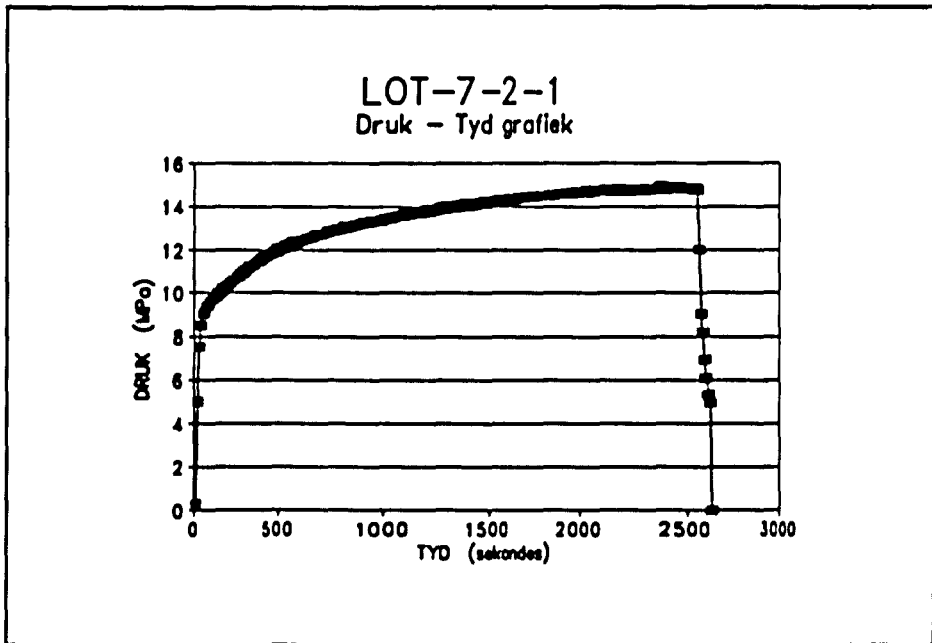
**TABEL 5.7** Toetsresultate van LOT-7-2.

<b>VOOR TOETS</b>	<b>Gem. Diameter (mm)</b>		<b>Gem. Wanddikte (mm)</b>
LOT-7-2	76,2		1,305
<b>NA TOETS</b>	<b>Nuwe Gem. Dia. (mm)</b>	<b>Maks. Diameter (mm)</b>	<b>Gem. Wanddikte (mm)</b>
LOT-7-2-1	102,07	107,60	0,786
LOT-7-2-2	101,07	105,65	0,860
LOT-7-2-3	98,48	107,05	0,803
Gemiddeld	100,54	106,77	0,816

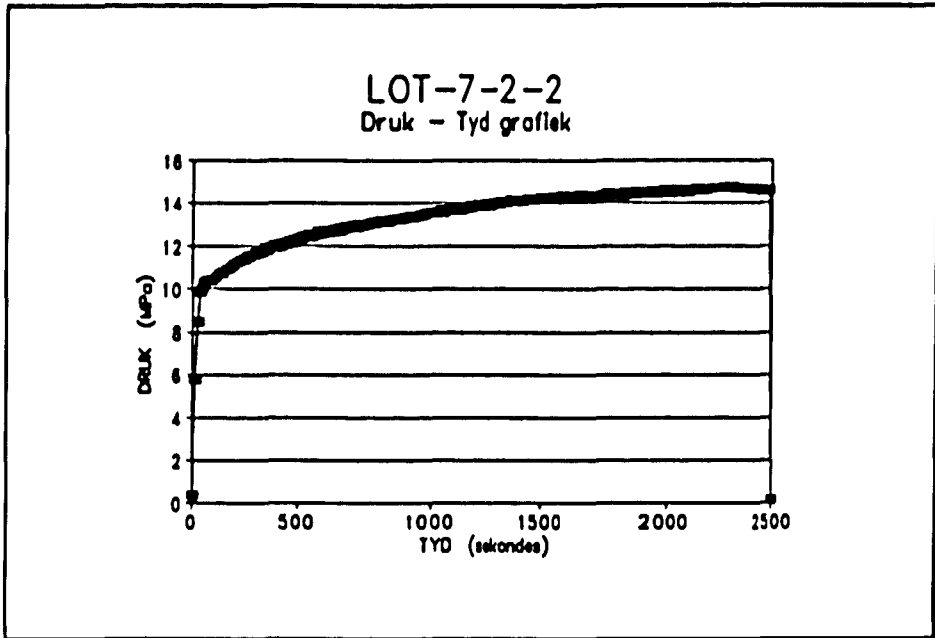
Faling van LOT-7-2 het plaasgevind teen 'n maksimum druk van 15 MPa terwyl die gemiddelde diameter met 31,9% toegeneem het en die wanddikte met 37,5% afgeneem het. 'n Maksimum gemiddelde diametervergroting van 40,1% is verkry. LOT-7-2-1 het 'n gaatjie op die sweisnaat ontwikkel terwyl LOT-7-2-2 in 'n C-vormige modus ook op die sweisnaat gefaal het. Die longitudinale falingslengte was 240 mm vir LOT-7-2-2 en 220 mm vir LOT-7-2-3 wat volgens die gebroke dubbel C-vormige modus, nie op die sweislas gefaal het nie.



FIGUUR 5.23 Falingsmodusse van LOT-7-2.



FIGUUR 5.24 Druk-tyd grafiek van LOT-7-2-1.



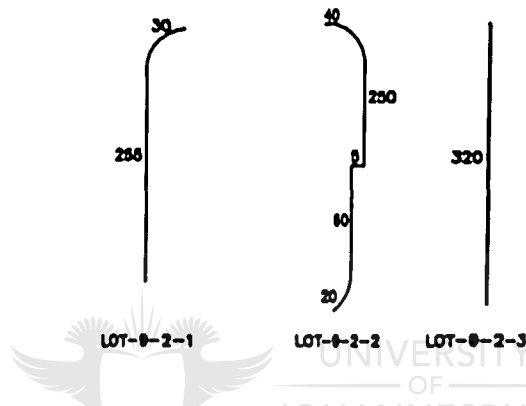
**FIGUUR 5.25** Druk-tyd grafiek van LOT-7-2-2.



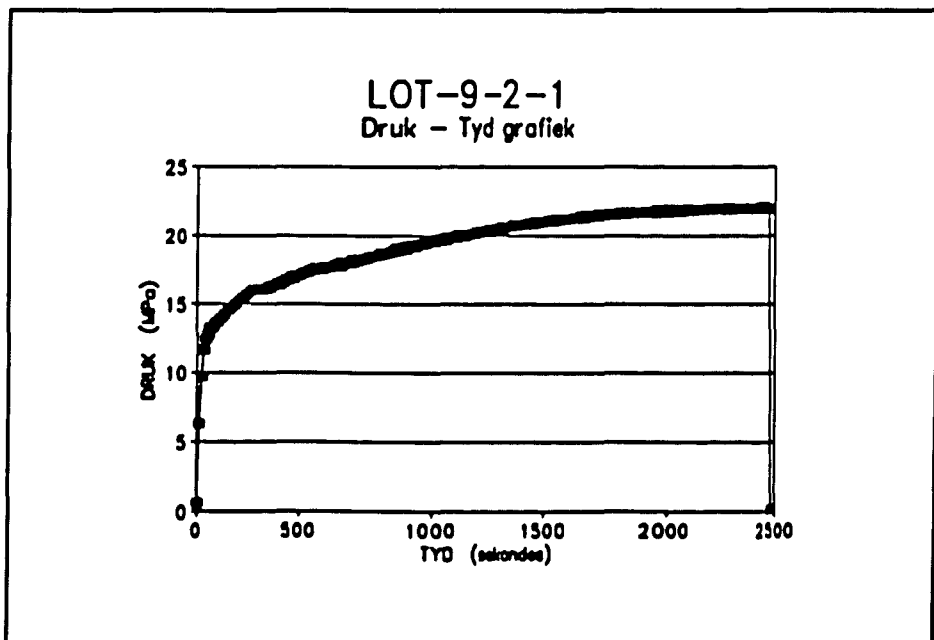
**TABEL 5.8** Toetsresultate van LOT-9-2.

<b>VOOR TOETS</b>	<b>Gem. Diameter (mm)</b>		<b>Gem. Wanddikte (mm)</b>
LOT-9-2	76,2		1,664
<b>NA TOETS</b>	<b>Nuwe Gem. Dia. (mm)</b>	<b>Maks. Diameter (mm)</b>	<b>Gem. Wanddikte (mm)</b>
LOT-9-2-1	98,42	101,65	1,232
LOT-9-2-2	96,95	103,25	1,224
LOT-9-2-3	97,13	103,95	1,207
<b>Gemiddeld</b>	<b>97,50</b>	<b>102,95</b>	<b>1,221</b>

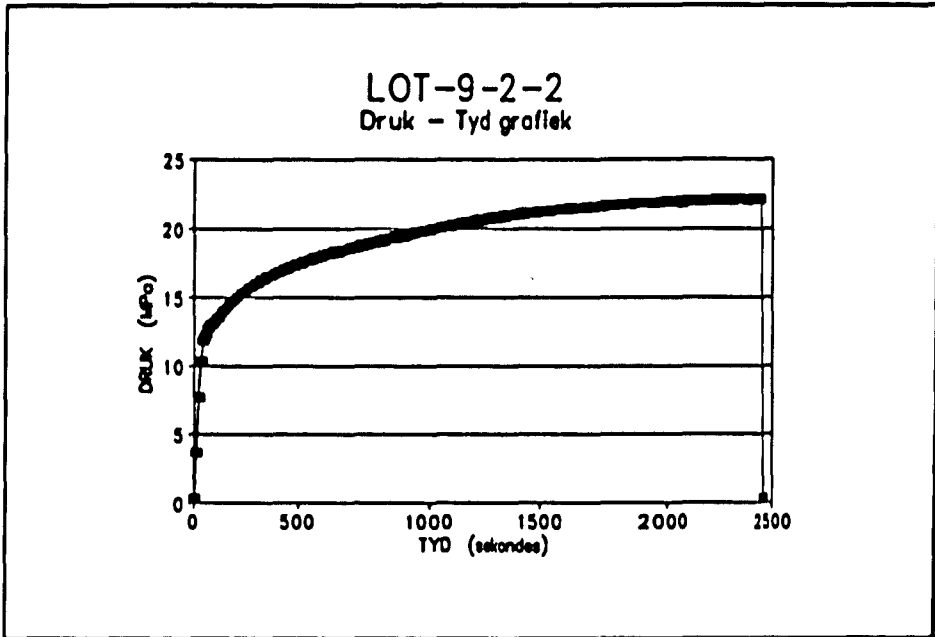
Faling van LOT-9-2-1 het net langs die sweisnaat plaasgevind terwyl LOT-9-2-2 en LOT-9-2-3 op die sweisnaat gefaal het. Falingsmodusse was onderskeidelik C-vormig, gebroke C-vormig en reglynig vir die onderskeie toetsmonsters. Figure 5.19, 5.23 en 5.26 toon die gebroke C-vormige falingsmodus van LOT-6-2-2, LOT-7-2-3 en LOT-9-2-2 aan. 'n Maksimum gemiddelde diametervergroting van 35,1% en 'n gemiddelde diametervergroting van 28% is verkry terwyl die wanddikte met 26,6% afgeneem het. Faling van alle monsters het konstant op 22 MPa plaasgevind.



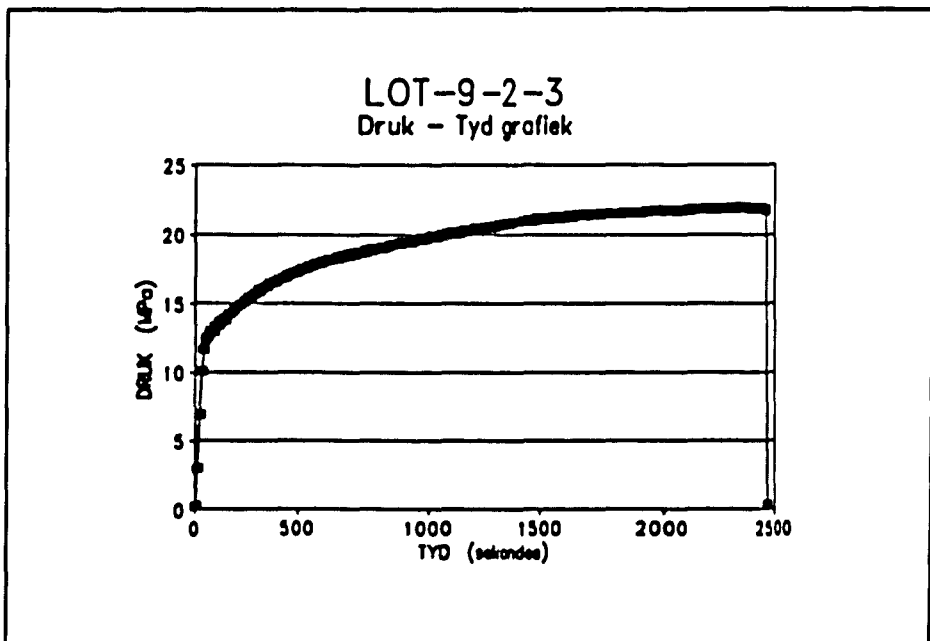
FIGUUR 5.26 Falingsmodusse van LOT-9-2.



FIGUUR 5.27 Druk-tyd grafiek van LOT-9-2-1.



**FIGUUR 5.28** Druk-tyd grafiek van LOT-9-2-2.



**FIGUUR 5.29** Druk-tyd grafiek van LOT-9-2-3.

### **5.6 Bespreking van resultate.**

Uit die falingsmodus, die falingslengte, vervorming en die druk-tyd grafiek van LOT-1-2-1 kan gesien word dat die toetsmonster nie van dieselfde gehalte as die res van LOT-1-2 se toetsmonsters was nie. Die gemiddelde persentasie vervorming is laer as die verwagte 30% verkry in vorige toetse.<sup>3</sup> Falingsdrukke was redelik konstant alhoewel die falingstye verskil het.

Die falingsdruk en die falingslengte van LOT-2-2 was redelik konstant. Die persentasie vervorming was ook redelik konstant en geen falings het op die sweisnaat voorgekom nie wat op goeie kwaliteit pype dui.

Goeie vervorming is verkry op toetsmonsters van LOT-3-2. Vanuit die resultate volg dat faling in die hittegeaffekteerde sone langs die sweisnaat plaasgevind het waar die materiaal die swakste was. Konstante barsdruk en falingslengte dui goeie eenvormigheid aan wat belangrik is vir hoë kwaliteit pype.

Die druk-tyd grafieke dui aan dat LOT-4-2-2 teen laer druk as die ander toetsmonsters van LOT-4-2 gefaal het. Die 10,2% vervorming van LOT-4-2-2 in vergelyke met die 30% gemiddeld van die ander toetsmonsters, dui aan dat faling vroeg voorgekom het voordat die monster volledig kon vervorm. Falingslengte van LOT-4-2-2 was ook heelwat korter as die van die ander toetsmonsters.

Gemiddelde diametervervorming van LOT-5-2 was minder as die gemiddelde vervorming wat verwag was. Faling op die sweisnaat en vroeër faling van die monsters het aangetoon dat die monsters nie van goeie gehalte was nie.

Faling het op die sweisnaat plaasgevind vir alle toetsmonsters van LOT-6-2. Vervorming was redelik konstant vir alle toetsmonsters maar omtrent 10% te laag. Dit wil voorkom asof LOT-6-2 ook te vroeg gefaal het.

LOT-7-2-1 het 'n gaatjie op die sweisnaat ontwikkel wat 'n geleidelike drukverlies tot gevolg gehad het. Die gaatjie op die sweislas dui 'n defek op die sweislas aan, maar karakteriseer nie die hele sweislas as 'n defek nie. Die gemiddelde persentasie vervorming wat verkry is vir al die toetsmonsters was aanvaarbaar.

Faling van LOT-9-2 het op 'n konstante druk van 22 MPa plaasgevind. Daar is gevind dat waar faling nie op die sweislas voorgekom het nie, die persentasie vervorming groter was as vir gevalle waar faling wel op die sweislas voorgekom het. Die gebroke C-vormige falingsmodus verskil van die gewone C-vormige falingsmodus deurdat die materiaal in die torsionele rigting geskeur word. Dit gebeur omdat die materiaal se wanddikte soveel afneem en die materiaal nie meer genoegsame weerstand teen torsie kan bied nie.



UNIVERSITY  
OF  
JOHANNESBURG

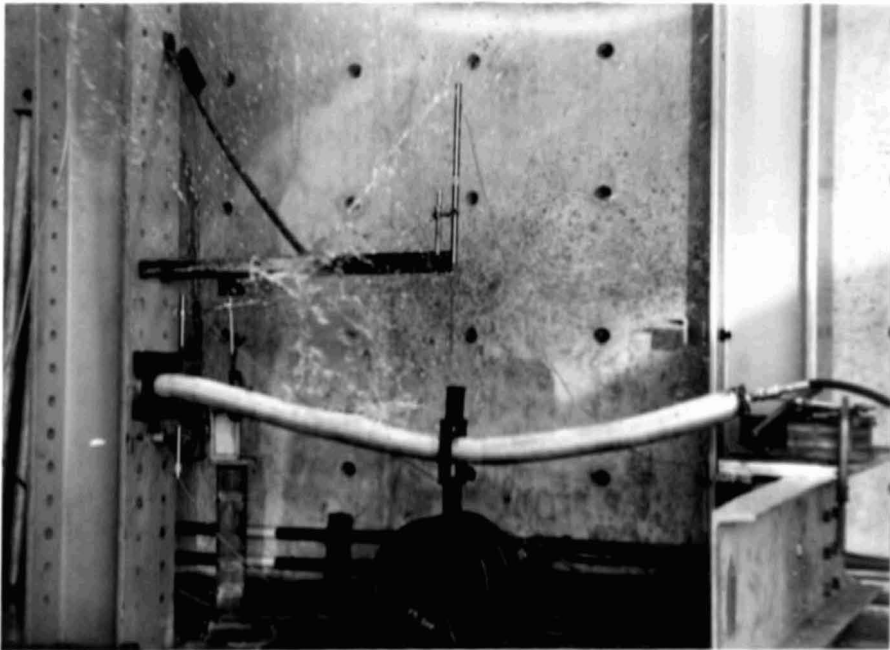


FOTO 5.5 Barsoomblik van LOT-6-2.





FOTO 5.6 Faling op die sweisnaat van LOT-7-2-1.

TABEL 5.9 Verwagte- en werklike barsdrukke.

EKSPERIMENT 2			
	VERWAG (MPa)	WERKLIK (MPa)	WERKLIK/VERWAG (MPa)
LOT-1	30,5	36	1,18
LOT-2	38,5	44	1,14
LOT-3	24,6	27	1,10
LOT-4	30,9	34	1,10
LOT-5	18,5	20	1,08
LOT-6	24,2	26	1,07
LOT-7	16,6	15	0,90
LOT-9	21,2	23	1,08

Indien buiging in pype voorkom kan Vergelyking 5.8 soos deur Kiefner et al<sup>76</sup> voorgestel was, gebruik word. Gebruik van die vergelyking was daarop toegespits om falingsdrukke te bepaal vir strukture met sekere defekte. Daar word aangeneem dat die toetsmonsters vir hierdie spesifieke opstelling geen defekte het nie, waarna Kiefner se vergelyking reduceer na die bekende Barlow vergelyking. Verder geld dat indien die geïnduseerde aksiale spanning as gevolg van buiging nie die helfte van die berekende tangensiale spanning oorskry nie, faling steeds deur die tangensiale spanning bepaal word. Dit beteken dat Barlow se vergelyking gebruik kan word vir die berekening van die verwagte barsdrukke, omdat die puntbelasting nie groot genoeg is om aksiale spannings groter as die helfte van die tangensiale spanning, op te wek nie.



## HOOFSTUK 6

### PYP ONDER INTERNE DRUK EN TORSIE

#### 6.1 Inleiding.

Pype in pypnetwerke beweeg as gevolg van verskeie faktore soos termiese uitsetting, windbelasting, eie gewig en die beweging van hoofkomponente wat 'n invloed op die pypnetwerk het. Hierdie beweging van pype in die pypnetwerk of gedeeltes van die pypnetwerk veroorsaak eksterne belastingstoestande wat op gekombineerde of enkel pypgedeeltes inwerk. In groot pypnetwerkstelsels word beweging as gevolg van termiese uitsetting beperk deur gebruik te maak van uitsettingslusse. Daar bestaan steeds gevalle waar beweging 'n torsionele eksterne las op 'n pyp veroorsaak. 'n Kombinasie van die torsionele eksterne las en gelyktydige interne drukpieke kan katastrofiese gevolge hê.

Die doel van hierdie hoofstuk is om soortgelyke torsionele belastings-  
toestande te simuleer terwyl die interne druk verhoog word totdat faling voorkom. Die effek van die gekombineerde torsionele las en die interne druk word vanuit die resultate verkry deur 'n vergelyking te tref met resultate uit vorige hoofstukke.

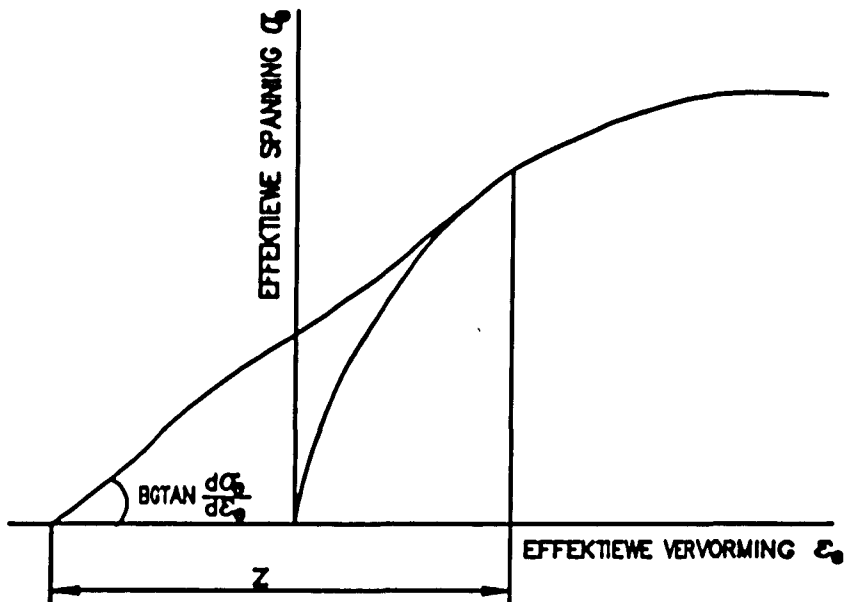
Maksimum torsionele belastingswaardes is verkry vanaf rekenaarsimulasies wat in die praktyk gebruik word in die ontwerp van pypnetwerke. Hierdie waardes is met 'n faktor verklein sodat die interne druk die hoofkomponent is wat faling sal veroorsaak en nie die torsionele belasting nie. Die torsie veroorsaak dus nie direk die faling nie, maar het 'n invloed op die falingsdruk. Dit is omdat die spanningskomponente wat die torsionele las opwek die totale spanning in die pypwande verhoog.

## 6.2 Teoretiese agtergrond.

Die spanningstoestand by onstabilditeit vir 'n dunwandige silinder wat onderwerp word aan interne druk en eksterne torsie word ondersoek. Die interne druk en eksterne torsie is onafhanklik van mekaar en die stabiliteit kan oorgaan na onstabilditeit sonder dat enige van die waardes afsonderlik 'n maksimum bereik. Draai van die dunwandige silinder wat onderwerp is aan eksterne belastings kan die grootte van die aksiale- en die omtrekspanning laat varieer.

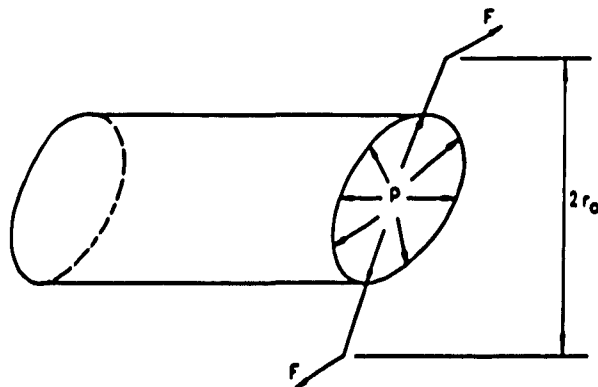
Die finale faling van 'n struktuur wat groot plastiese vervorming ondergaan as gevolg van belasting, kan voorafgegaan word deur 'n periode waarin die vervorming verander vanaf homogeen na heterogeen. Die begin van plastiese onstabilditeit hang nie net af van die sterkte van die materiaal nie maar ook van die geometrie van die struktuur, die belastingstoestand en die spannings-vervormingskarakteristieke van die materiaal. Falingskriteria vir die geval van groot plastiese vervormings moet nie slegs op die spanningstoestand gebaseer word nie maar 'n analise van die struktuur moet gedoen word om te bepaal wanneer plastiese onstabilditeit vir die spesifieke belastingstoestand sal voorkom.<sup>8</sup>

Onstabilditeit sal voorkom in 'n struktuur wat slegs aan een belasting onderwerp word, sodra die belasting 'n maksimum waarde bereik. Sodra meer as een onafhanklike veranderlike las op die struktuur toegepas word, word die probleem meer kompleks. Vorige werk deur Mellor<sup>9</sup> is gebaseer op die aanname dat onstabilditeit bereik sal word indien gekose laswaardes maksimum waardes bereik. Logies word verskillende resultate verkry omdat die spanningstoestand by onstabilditeit sal verskil, afhangend van watter veranderlike laswaardes gekies is. Die algemene manier om die resultaat van onstabilditeitsberekening voor te stel is om die grootte van die kritieke waarde van die subtangens  $\alpha$ , aan die spannings-vervormingskurwe van die materiaal te gee soos gedefinieer word in Figuur 6.1.



FIGUUR 6.1 Subtangens van die spannings-vervormingskurwe.

Indien 'n buis soos aangetoon in Figuur 6.2 beskou word met radius  $r$ , geslote ente, lengte  $l$  en wanddikte  $t$  onderwerp aan interne druk  $p$ , word 'n moment  $M_x$  veroorsaak deur 'n kragkoppel  $2Fr_0$  waar  $r_0$  konstant gehou word. Daar word aangeneem dat  $t \ll r$  en dat die verhouding van die lengte tot die radius van so aard is dat endeffekte weglaatbaar is. Elastiese vervorming word weggelaat om die berekeninge te vereenvoudig.



FIGUUR 6.2 Buis onderwerp aan aangewende kragte.

Die ware- en afgeleide spannings in die buis word gegee as:

$$\begin{aligned}\sigma_r &= 0 \\ \sigma_c &= \frac{pr}{t} \\ \sigma_a &= \frac{pr}{2t} \\ \tau_{ca} &= \tau_{ac} = \frac{Fr_0}{\pi r^2 t}\end{aligned}\tag{6.1}$$

$$\begin{aligned}S_r &= -\frac{pr}{2t} \\ S_a &= \frac{pr}{2t} \\ S_c &= 0 \\ S_{ca} &= S_{ac} = \frac{Fr_0}{\pi r^2 t}\end{aligned}\tag{6.2}$$

waar  $F$  = eksterne belasting.

Vervormingsinkremente word gedefinieer as:

$$\begin{aligned}de_r &= \frac{dr}{r} \\ de_c &= \frac{dc}{c} \\ de_a &= \frac{da}{a} \\ de_{ca} &= de_{ac} = \frac{r d\phi}{2l}\end{aligned}\tag{6.3}$$

Wanneer die buis deur 'n hoek  $\phi$  gedraai word onder die belastings  $p$  en  $F$  word 'n eksterne effek  $\delta p$  en  $\delta F$  ingestel. Indien die versteurings klein is sal stabiliteit vir klein deeltjies behoue bly indien:

$$dp dl \pi r^2 + dp dr 2\pi r l + dF 2r_0 d\phi > 0\tag{6.4}$$

Deur gebruik te maak van Von Mises se vloei-reël en vervanging daarvan in Vergelykings 6.1, 6.2, 6.3 en 6.4 volg dat:

$$\left( dp \pi r^2 - dp 2\pi r l \frac{r}{2l} + dF 2r_0 \frac{6Fr_0}{r} \right) dl > 0\tag{6.5}$$

Deur die vergelyking in terme van die spannings te skryf volg dat:

$$\frac{2}{3} \sigma_{\theta\theta} d\sigma_{\theta\theta} = \left(\frac{pr}{t}\right)^2 \frac{dr}{r} + \frac{1}{2} \left(\frac{pr}{t}\right) \frac{dl}{l} - 2 \left(\frac{Fr_0}{\pi r^2 t}\right)^2 \left(\frac{dr}{r} - \frac{dl}{l}\right) \quad (6.6)$$

by onstabyliteit.<sup>8</sup>

Die fundamentele verwantskappe vir die teoretiese analise van plastiese vervorming bestaan uit relatiewe eenvoudige uitdrukkings in vergelyking met die ingewikkelde aard vir die gedrag van werklike materiale. Ohashi en Tokuda<sup>106</sup> het spanningstensore gebruik om die presiese plastiese vervorming te ondersoek van dunwandige silinders wat onderwerp word aan verskeie belastingkombinasies. Eksperimentele resultate het getoon dat die aanwending van die torsionele las en interne druk en die tydperk van aanwending ten opsigte van mekaar, verskillende spanningstoestande lewer.

Toetse deur Chaudhuri en Abu-Arja<sup>107</sup> vergelyk die gevolge van aparte torsionele las en interne druk met die effek van gekombineerde interne druk en torsionele las. Daar is gevind dat wanneer die torsionele las en interne druk apart inwerk op 'n boron/aluminium toetsmonster, 'n uniforme spanningsveld in die middel van die toetsmonster voorkom. Die gekombineerde belastingsgeval het grenslaageffekte getoon, terwyl die toetsmonster gelyktydig swig wat die dominante rol van die torsionele komponent, vir die spesifieke belastingstoestand, uitlig.

Daar is gevind dat die verhouding van die hoofspannings goed benader word deur die Levy-Von Mises vergelykings vir buise onderwerp aan kombinasies van interne druk en aksiale belasting. Kruipfalingsstudies het aangetoon dat daar nie 'n eenvoudige kriterium bestaan vir die lewensvoorspelling van buise wat aan multi-aksiale spannings onderwerp word nie. Falingsleef tyd word bepaal deur beide effektiewe spannings en maksimum trekspanning, waar die effektiewe spanning die begin van faling bepaal terwyl die groei van die falingsmodus van die maksimum trekspanning afhang.<sup>108</sup> Indien

die falingsmodus van die maksimum trekspanning afhang.<sup>108</sup> Indien die torsionele las siklies van aard is sal 'n nie-omkeerbare aksiale plastiese vervormingsinkrement plaasvind met elke siklus van plastiese afskuifvervorming. Die kumulatiewe effek kan lei tot faling as gevolg van oormatige vervorming in plaas van vermoeidheid. Klein sikliese vervormings en hoë aksiale las veroorsaak 'n sikliese verharding van die materiaal terwyl die swigoppervlak aanhoudend langs die sikliese spanningsas groei.<sup>109</sup>

Ondersoeke<sup>110</sup> het aangetoon dat die afname van vervormingsweerstand van die materiaal toegeskryf kan word aan 'n skielike verandering in die spanningstoestand wat voorkom sodra die torsionele spanning gesuperponeer word op die trekspanning. Die torsionele vervorming neem toe aan die begin van die siklus waarna sikliese verharding plaasvind na 'n aantal siklusse en die torsionele vervorming begin afneem.

Verdere werk deur Neale en Schroeder<sup>111</sup> op die plastiese knik van dun buise wat onderwerp is aan sikliese torsionele belastings het aangetoon dat onstabieleit voorkom namate die vervorming akkumuleer. Die verskynsel kom voor wanneer metale siklies belas word in die plastiese gebied. Sikliese vervormingsakkumulاسie het 'n progressiewe destabiliserings-effek sodat knik voorkom na 'n aantal torsionele siklusse. Die bepaling van spanningsintensiteitsfaktore vir krake in buise wat onderwerp is aan torsionele belasting was ondersoek deur Srinath, Srinivasa en Hareesh<sup>112</sup> deur gebruik te maak van die foto-elastiese-effek.

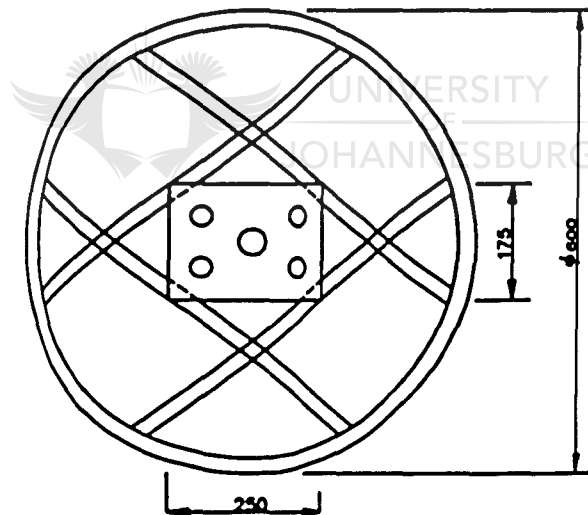
### 6.3 Eksperimentele opstelling.

Die basiese eksperimentele opstelling bly dieselfde soos vir vorige eksperimente, deurdat die druklewerende gedeelte en die dataregistreerder onveranderd bly. Die toetsmonsteropstelling verskil deurdat veranderinge aangebring moes word vir die spesifieke belastingstoestand.



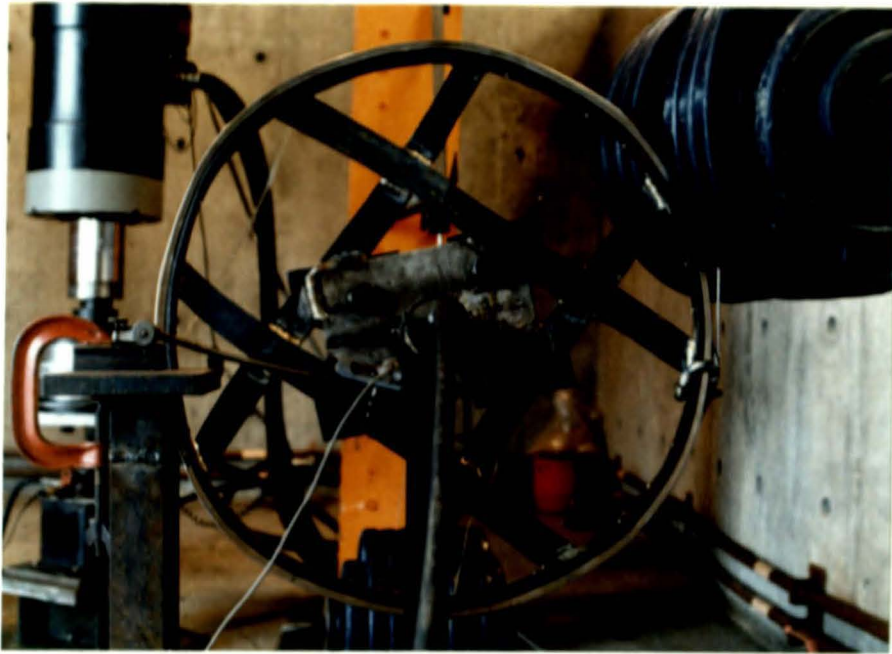
Die geslote ent van die toetsmonster word ingeklem deur die endplaat aan die kolom vas te bout deur middel van vashegtingsplate. Die endplaat aan die oop kant van die pyp word aan 'n torsionele lasraam vasgebout. Die pyp rus op 'n roller aan die kant waar die torsionele las toegepas word sodat die pyp vry kan beweeg sonder om enige spanning as gevolg van vervorming in die lengte op te wek.

Die torsionele lasraam bestaan uit 'n speeklose fietswiel waarvan die velling versterk was met 'n 25,4 mm x 4,5 mm sagtestaal strook wat rond gerol is en aan die velling vasgebout was. Vier 25,4 mm x 4,5 mm speke sentreer die 250 mm x 175 mm x 10 mm vashegtingsplaat in die raam, sodat die oop kant van die toetsmonster daaraan gekoppel kan word soos aangetoon in Figuur 6.3. Endplate word direk aan die vashegtingsplaat vasgebout sodat die torsionele las direk aan die toetsmonsters oorgedra kon word.



**FIGUUR 6.3** Torsionele lasraam.

'n Staal kabel word aan die fietswiel vasgeheg, om die wiel gedraai en oor 'n katrol gehang om aan 'n lasraam gekoppel te word. Hierdie opstelling kan duidelik in Foto 6.1 gesien word. Verskillende hoeveelhede gewigte word op die lasraam geplaas na gelang van die toetsmonstergrootte.



**FOTO 6.1** Eksperimentele opstelling.

Die onderskeie torsionele las vir elke toetsmonstergrootte was soos volg:

38,1 mm x 1,2 mm	--- 103 Nm	38,1 mm x 1,6 mm	--- 132 Nm
50,8 mm x 1,2 mm	--- 191 Nm	50,8 mm x 1,6 mm	--- 250 Nm
63,5 mm x 1,2 mm	--- 294 Nm	63,5 mm x 1,6 mm	--- 368 Nm
76,2 mm x 1,2 mm	--- 441 Nm	76,2 mm x 1,6 mm	--- 515 Nm

#### **6.4 Eksperimentele prosedure.**

Toetsmonsters word met behulp van klemplate aan die kolom vasgebout waarna die torsionele lasraam aan die oop endplaat kant gekoppel word. Die oop endplaat kant van die pyp rus op 'n roller sodat beweging in die aksiale rigting vrylik kan geskied. Die druklewerende pyp word aan die monster gekoppel waarna die rekenaarprogrammatuur in gereedheid gebring word. Gewigte word op die lasraam geplaas na gelang van die belasting wat benodig word vir die spesifieke pypgrootte waarna die katrol gelig word om die belasting toe te pas. Aktivering van die dataregistreerder word gevolg deur druklewering vanaf die hidrouliese pomp wat die toets begin. Druklewering teenoor tyd word gemonitor sowel as beweging van die toetsmonster.

### 6.5 Resultate.

Die volgende pygroottes en ooreenkomstige nommerstelsel word gebruik ter verduideliking van die eksperimentele resultate.

LOT-1-3	38,1 mm x 1,2 mm
LOT-2-3	38,1 mm x 1,6 mm
LOT-3-3	50,8 mm x 1,2 mm
LOT-4-3	50,8 mm x 1,6 mm
LOT-5-3	63,5 mm x 1,2 mm
LOT-6-3	63,5 mm x 1,6 mm
LOT-7-3	76,2 mm x 1,2 mm
LOT-9-3	76,2 mm x 1,6 mm

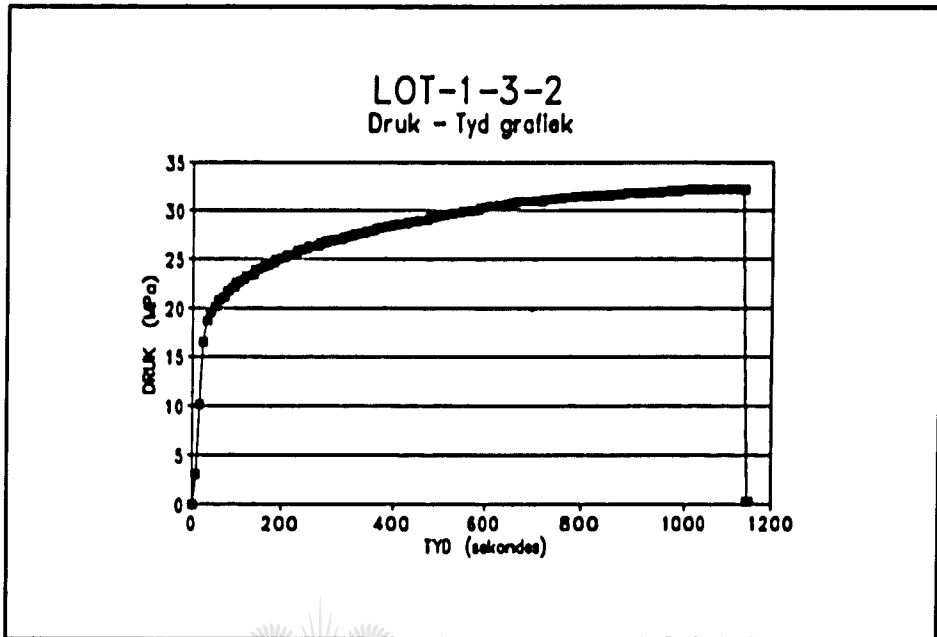
Die onderskeie eksperimentele resultate en grafieke volg:

**TABEL 6.1** Toetsresultate van LOT-1-3.

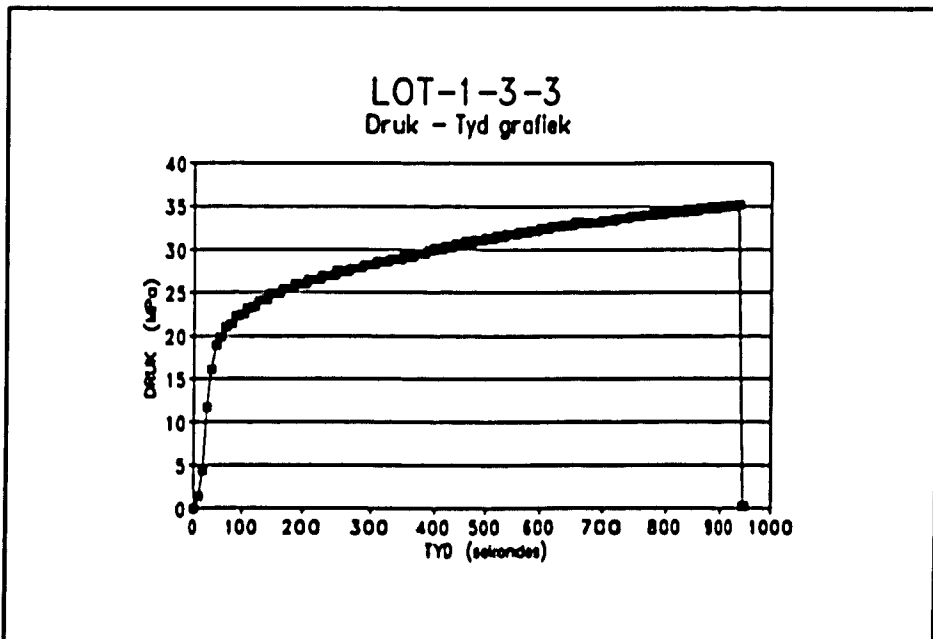
<b>VOOR TOETS</b>	<b>Gem. Diameter (mm)</b>		<b>Gem. Wanddikte (mm)</b>
LOT-1-3	38,1		1,272
<b>NA TOETS</b>	<b>Nuwe Gem. Dia. (mm)</b>	<b>Maks. Diameter (mm)</b>	<b>Gem. Wanddikte (mm)</b>
LOT-1-3-1	50,36	53,45	0,883
LOT-1-3-2	51,08	53,25	0,868
LOT-1-3-3	49,00	52,85	0,881
Gemiddeld	50,15	53,18	0,877

Bostaande resultate toon 'n gemiddelde diametervergroting van 31,6% aan terwyl die maksimum diametervergroting 39,6% was. Die wanddikte het met 31% afgeneem terwyl falings van alle toetsmonsters nie op die sweisnaat plaasgevind het nie. Falingsmodusse het bestaan uit 'n dubbel C-vormige, J-vormige en 'n S-vormige falingsmodus vir LOT-1-3-1, LOT-1-3-2 en LOT-

1-3-3 onderskeidelik. Die barsdruk van LOT-1-3-1 en LOT-1-3-3 was tussen 33 MPa en 35 MPa soos aangetoon in die druk-tyd grafieke.



FIGUUR 6.4 Druk-tyd grafiek van LOT-1-3-2.

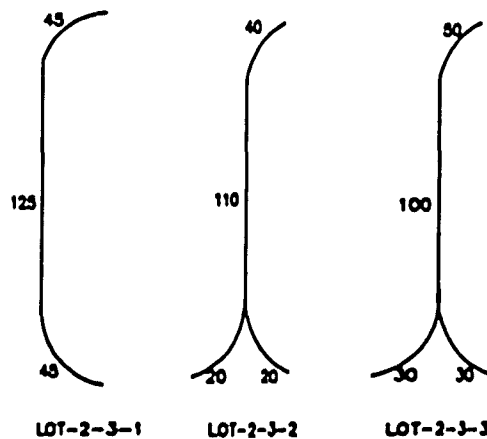


FIGUUR 6.5 Druk-tyd grafiek van LOT-1-3-3.

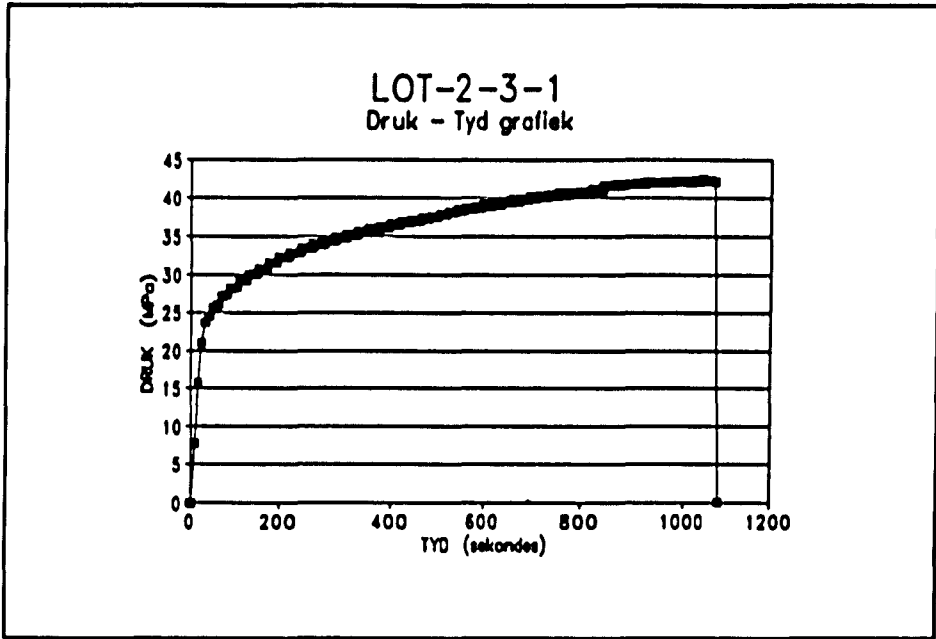
TABEL 6.2 Toetsresultate van LOT-2-3.

VOOR TOETS	Gem. Diameter (mm)		Gem. Wanddikte (mm)
LOT-2-3	38,1		1,490
NA TOETS	Nuwe Gem. Dia. (mm)	Maks. Diameter (mm)	Gem. Wanddikte (mm)
LOT-2-3-1	49,90	53,20	1,085
LOT-2-3-2	50,13	54,50	1,117
LOT-2-3-3	50,35	53,00	1,114
Gemiddeld	50,13	53,57	1,105

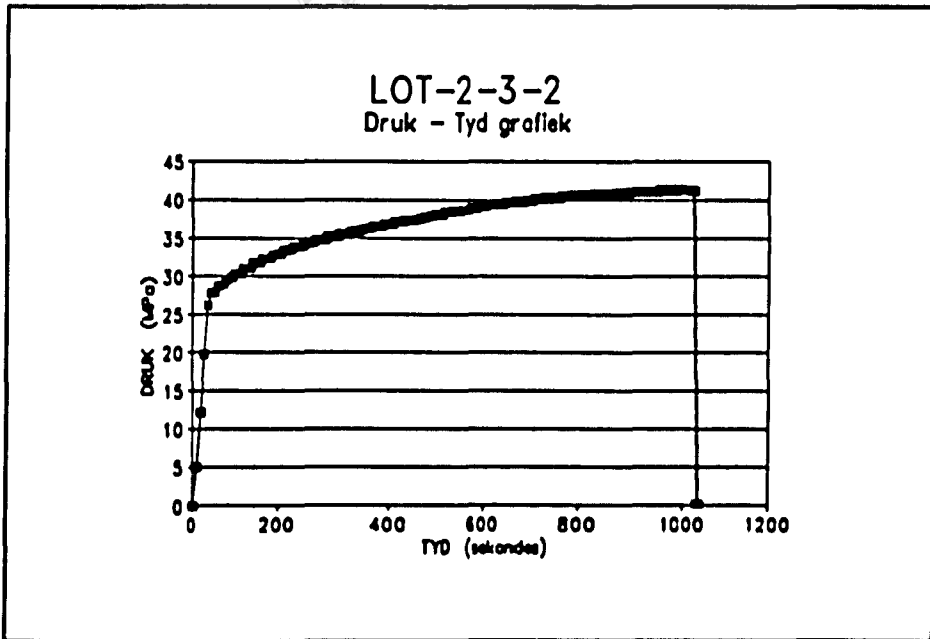
Faling van LOT-2-3 het voorgekom teen maksimum drukke van tussen 41 MPa en 43 MPa. Gemiddelde diametervervorming was 31,6% terwyl die maksimum gemiddelde diametervervorming 40,6% was wat gepaard gegaan het met 'n wanddiktevermindering van 25,8%. LOT-2-3-1 het op die sweisnaat gefaal in 'n C-vormige falingsmodus. LOT-2-3-2 en LOT-2-3-3 het nie op die sweisnaat gefaal nie en beide het in die J-vormige falingsmodus gefaal. Falingsmodusse word in Figuur 6.6 aangetoon.



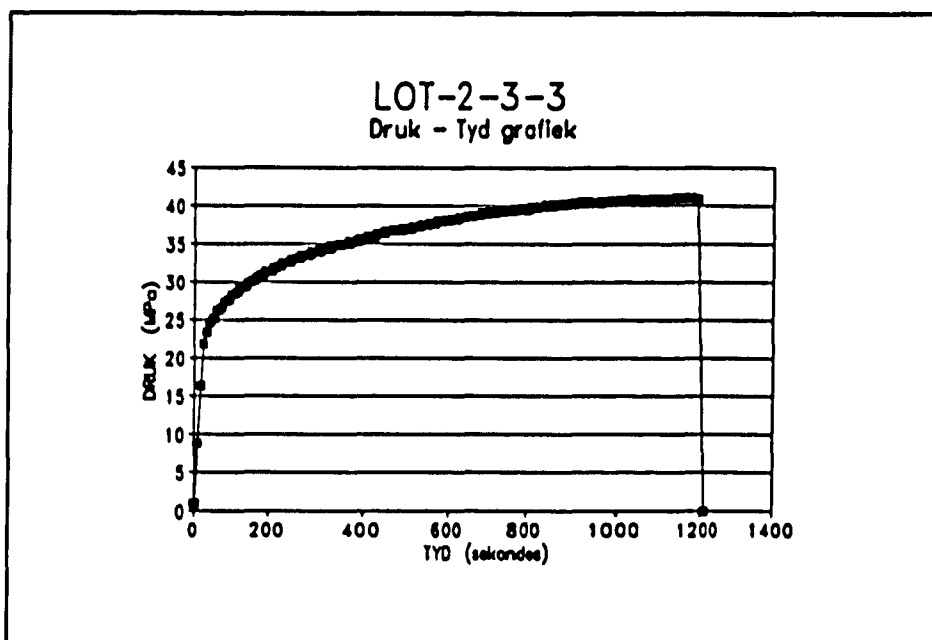
FIGUUR 6.6 Falingsmodus van LOT-2-3.



**FIGUUR 6.7** Druk-tyd grafiek van LOT-2-3-1.



**FIGUUR 6.8** Druk-tyd grafiek van LOT-2-3-2.



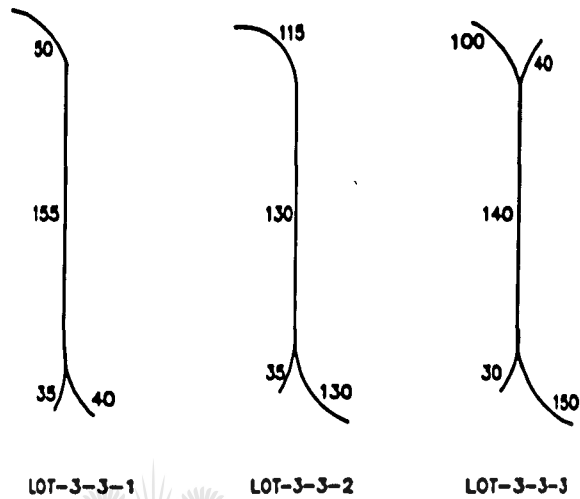
FIGUUR 6.9 Druk-tyd grafiek van LOT-2-3-3.

TABEL 6.3 Toetsresultate van LOT-3-3.

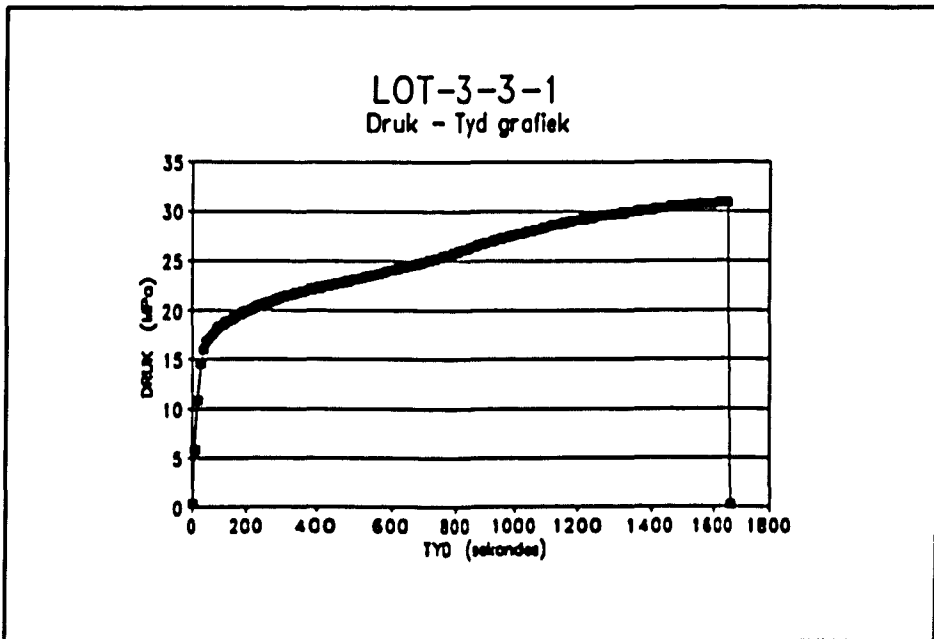
VOOR TOETS	Gem. Diameter (mm)		Gem. Wanddikte (mm)
LOT-3-3	50,8		1,348
NA TOETS	Nuwe Gem. Dia. (mm)	Maks. Diameter (mm)	Gem. Wanddikte (mm)
LOT-3-3-1	66,65	69,65	0,971
LOT-3-3-2	65,96	67,00	0,988
LOT-3-3-3	66,25	68,25	0,936
Gemiddeld	66,28	68,30	0,965

Faling van LOT-3-3-3 het nie op die swisnaat plaasgevind nie. LOT-3-3-1 en LOT-3-3-2 het beide op die swisnaat in die J-vormige falingsmodus gefaal. LOT-3-3-3 het op die dubbele C-vorm gefaal. Falingslengtes het

gewissel vanaf 130 mm tot 155 mm in die longitudinale rigting en tussen 30 mm en 150 mm in die transversale rigting. Gemiddelde wanddikte-afname was 28,4% terwyl die gemiddelde en gemiddelde maksimum diametertoename 30,5% en 34,4% onderskeidelik was. Falingsdruk was tussen 30 MPa en 34 MPa soos aangedui in die druk-tyd grafieke wat volg.

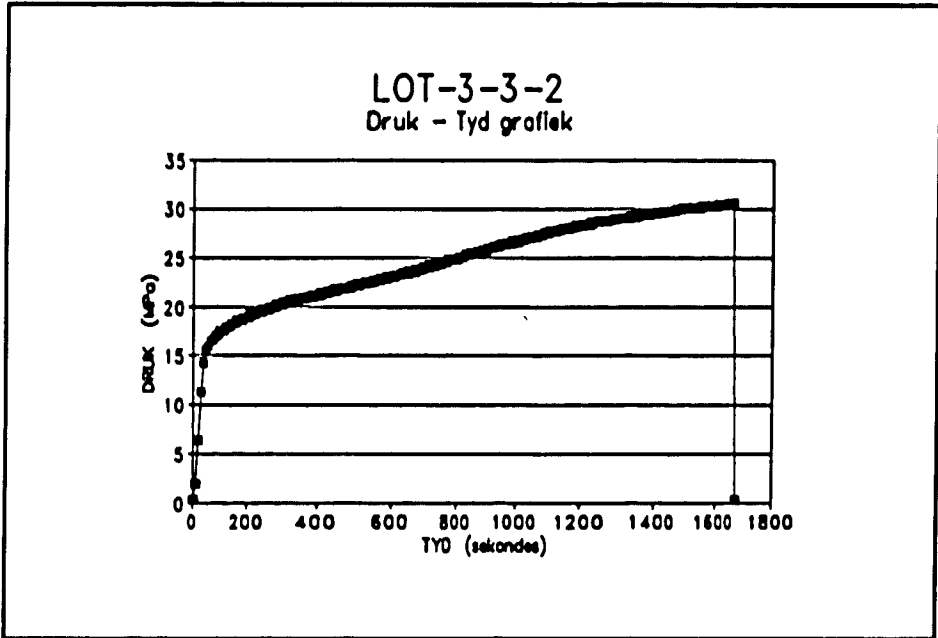


FIGUUR 6.10 Falingsmodusse van LOT-3-3.

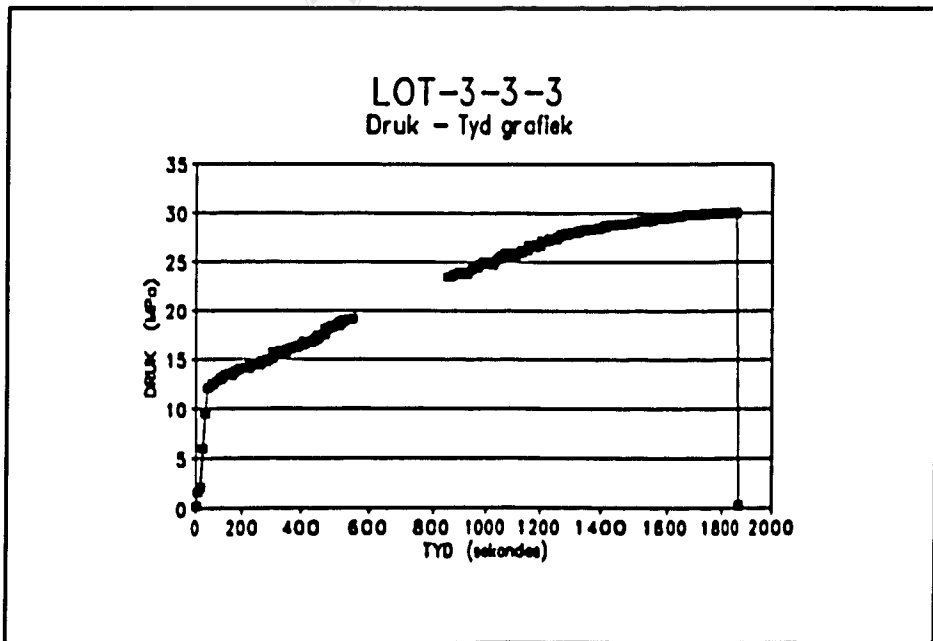


FIGUUR 6.11 Druk-tyd grafiek van LOT-3-3-1.





**FIGUUR 6.12** Druk-tyd grafiek van LOT-3-3-2.

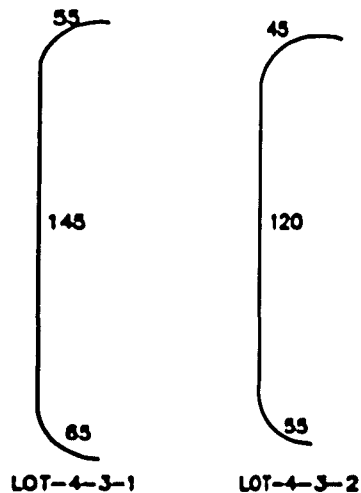


**FIGUUR 6.13** Druk-tyd grafiek van LOT-3-3-3.

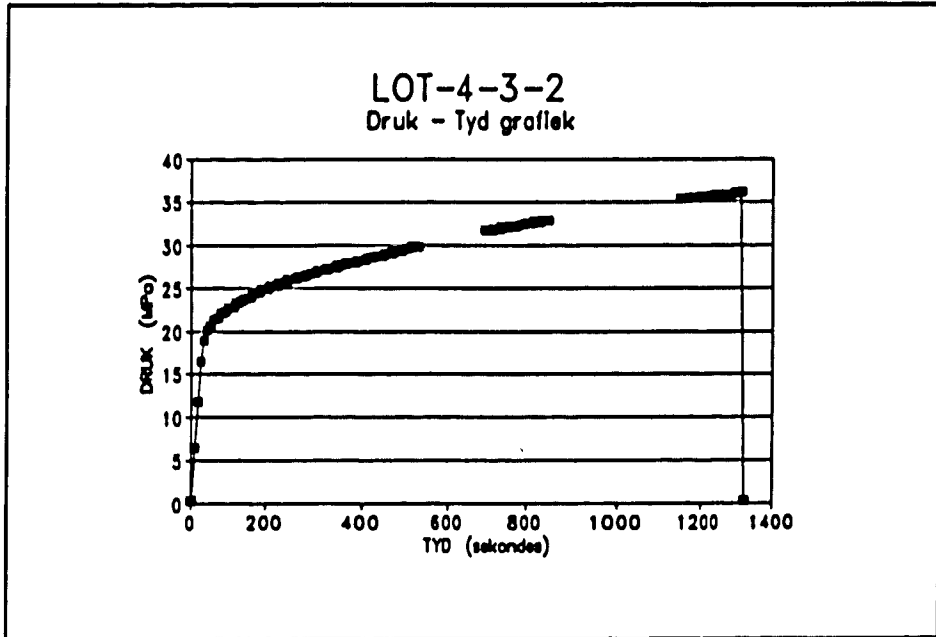
TABEL 6.4 Toetsresultate van LOT-4-3.

VOOR TOETS	Gem. Diameter (mm)		Gem. Wanddikte (mm)
LOT-4-3	50,8		1,688
NA TOETS	Nuwe Gem. Dia. (mm)	Maks. Diameter (mm)	Gem. Wanddikte (mm)
LOT-4-3-1	69,70	72,30	1,114
LOT-4-3-2	64,45	68,15	1,235
LOT-4-3-3	61,17	61,95	1,306
Gemiddeld	65,11	67,47	1,219

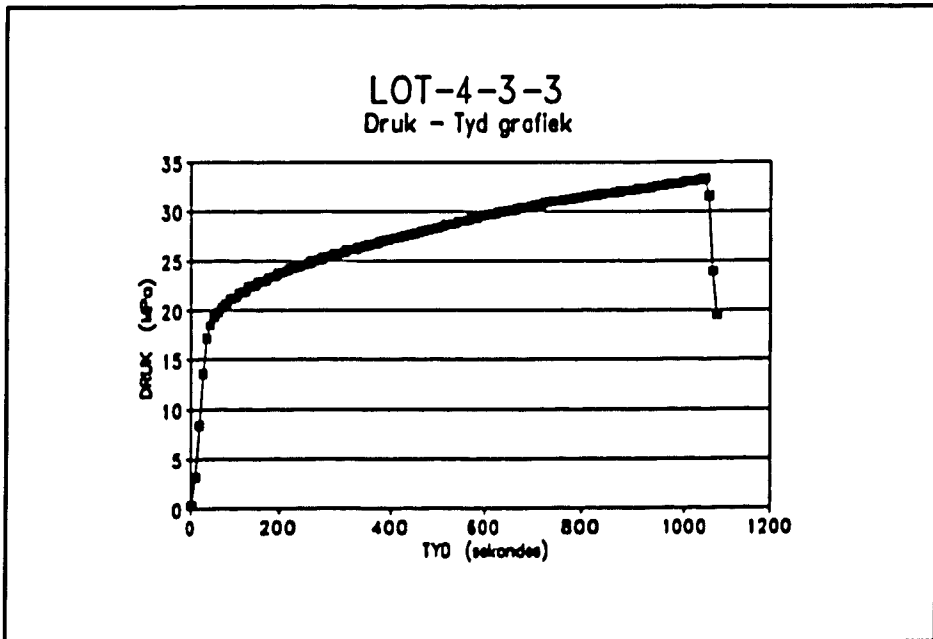
LOT-4-3-2 en LOT-4-3-3 het onderskeidelik by 36 MPa en 33 MPa gebars. Na faling is 'n gemiddelde diametervervorming van 28,2% en 'n gemiddelde maksimum vervorming van 32,8% verkry. Daarmeegepaardgaande was die wanddiktevermindering 27,8%. LOT-4-3-1 en LOT-4-3-2 het beide in die C-vormige falingsmodus gefaal terwyl LOT-4-3-3 'n klein gaatjie op die sweisnaat ontwikkel het. LOT-4-3-2- en LOT-4-3-3 het dus albei op die sweisnaat gefaal.



FIGUUR 6.14 Falingsmodusse van LOT-4-3.



**FIGUUR 6.15** Druk-tyd grafiek van LOT-4-3-2.

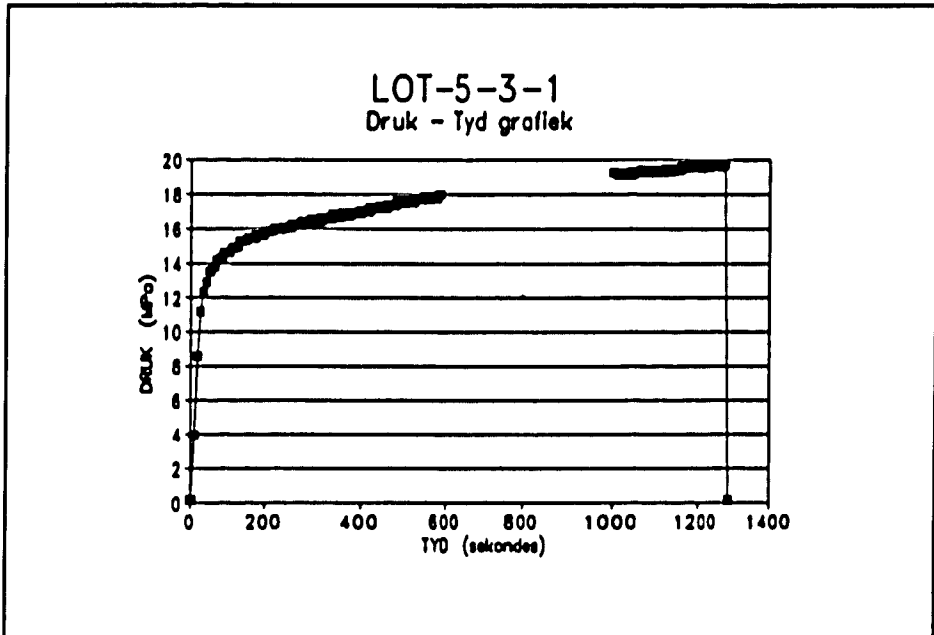


**FIGUUR 6.16** Druk-tyd grafiek van LOT-4-3-3.

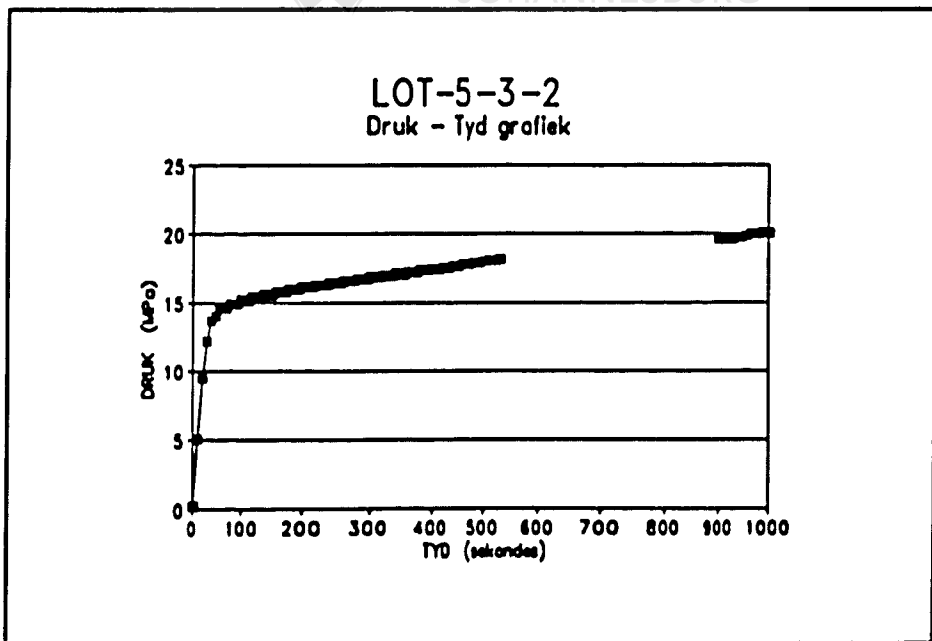
TABEL 6.5 Toetsresultate van LOT-5-3.

VOOR TOETS	Gem. Diameter (mm)		Gem. Wanddikte (mm)
LOT-5-3	63,5		1,208
NA TOETS	Nuwe Gem. Dia. (mm)	Maks. Diameter (mm)	Gem. Wanddikte (mm)
LOT-5-3-1	77,10	89,00	0,866
LOT-5-3-2	78,95	83,60	0,928
LOT-5-3-3	81,98	86,45	0,923
Gemiddeld	79,34	86,35	0,906

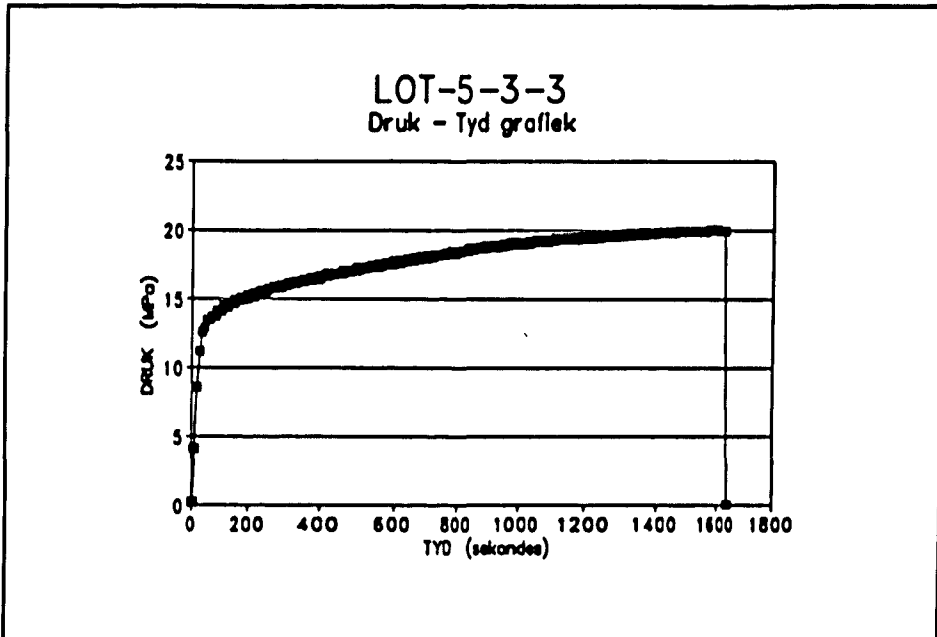
Faling het op die sweisnaat voorgekom vir alle toetsmonsters van LOT-5-3. LOT-5-3-1 en LOT-5-3-2 het in die C-vormige falingsmodus gefaal terwyl LOT-5-3-3 J-vormig gefaal het. Falingslengtes van LOT-5-3-1 en LOT-5-3-2 was 145 mm en 155 mm onderskeidelik in die longitudinale rigtings en tussen 35 mm en 60 mm in die tangensiale rigtings. Die falingslengte van LOT-5-3-3 in die longitudinale rigting was egter heelwat langer teen 225 mm. 'n Maksimum diametertoename van 36% en 'n gemiddeld van 24,9% is verkry. Gepaardgaande met die diametertoename was daar 'n afname in wanddikte van 25%. Faling het voorgekom op drukke tussen 19 MPa en 20 MPa soos aangetoon in die druk-tyd grafieke. Gapings in die druk-tyd grafieke dui verlore data aan as gevolg van foute wat voorgekom het tussen die rekenaar en die drukomsetter.



**FIGUUR 6.17** Druk-tyd grafiek van LOT-5-3-1.



**FIGUUR 6.18** Druk-tyd grafiek van LOT-5-3-2.



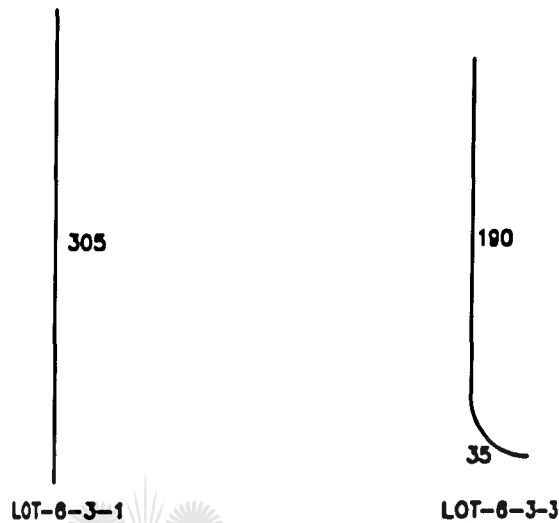
FIGUUR 6.19 Druk-tyd grafiek van LOT-5-3-3.

TABEL 6.6 Toetsresultate van LOT-6-3.

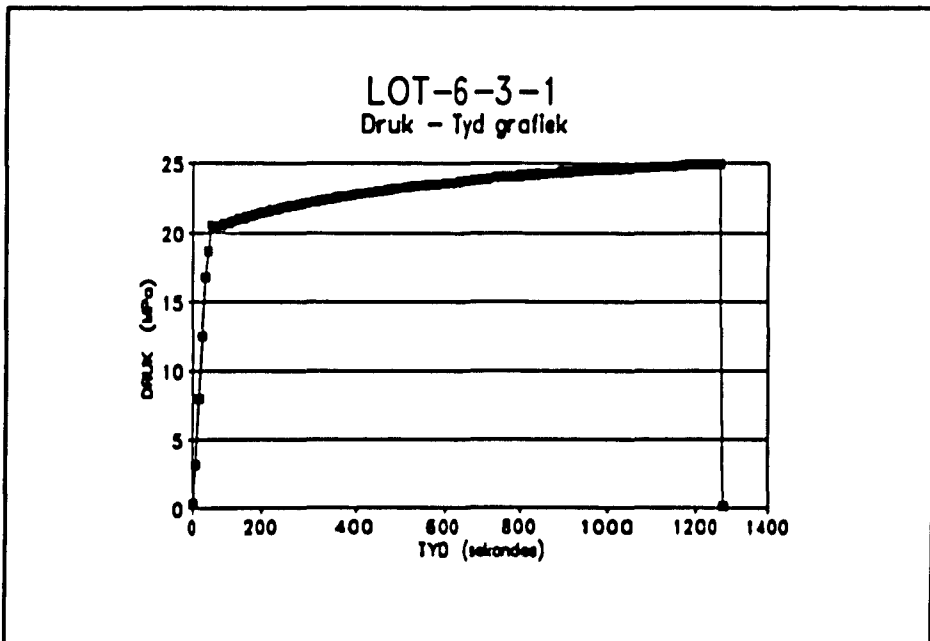
VOOR TOETS	Gem. Diameter (mm)		Gem. Wanddikte (mm)
LOT-6-3	63,5		1,595
NA TOETS	Nuwe Gem. Dia. (mm)	Maks. Diameter (mm)	Gem. Wanddikte (mm)
LOT-6-3-1	81,22	81,80	1,225
LOT-6-3-2	75,23	76,10	1,313
LOT-6-3-3	78,50	82,15	1,225
Gemiddeld	78,32	80,02	1,254

Toetsing van LOT-6-3 het 'n gemiddelde diameter-toename van 23,3% en 'n gemiddelde maksimum diameter-toename van 26% tot gevolg gehad. Die wanddikte het gemiddeld met 21,4% afgeneem voordat faling plansgevind

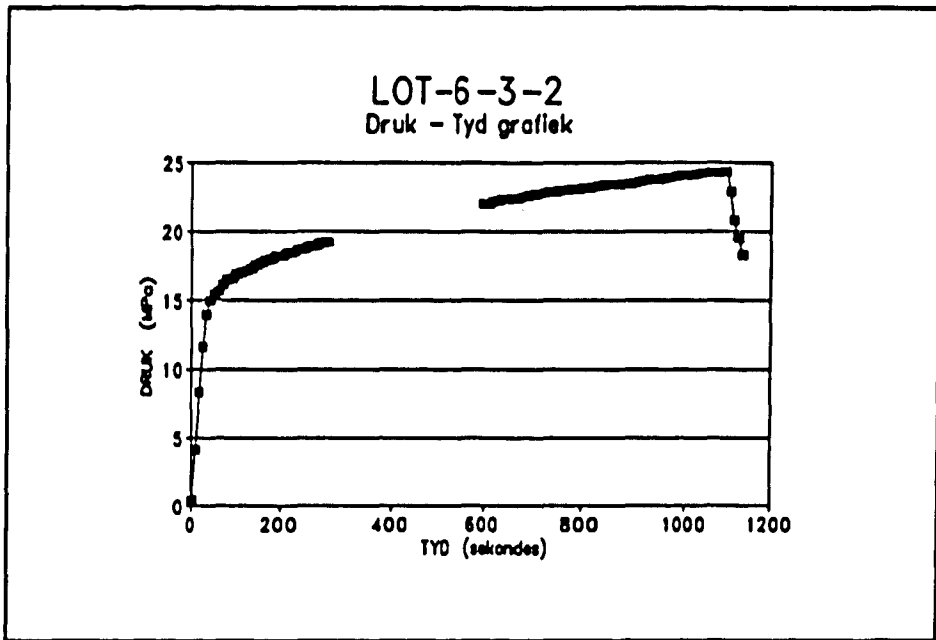
het. Faling het op die sweisnaat plaasgevind vir alle gevalle. Falingsmodusse vir LOT-6-3-1, LOT-6-3-2 en LOT-6-3-3 was onderskeidelik reglynig, 'n gaatjie op die sweisnaat en L-vormig met groot variasies in die longitudinale falingslengtes. Faling het op 'n konstante maksimum druk van 25 MPa voorgekom.



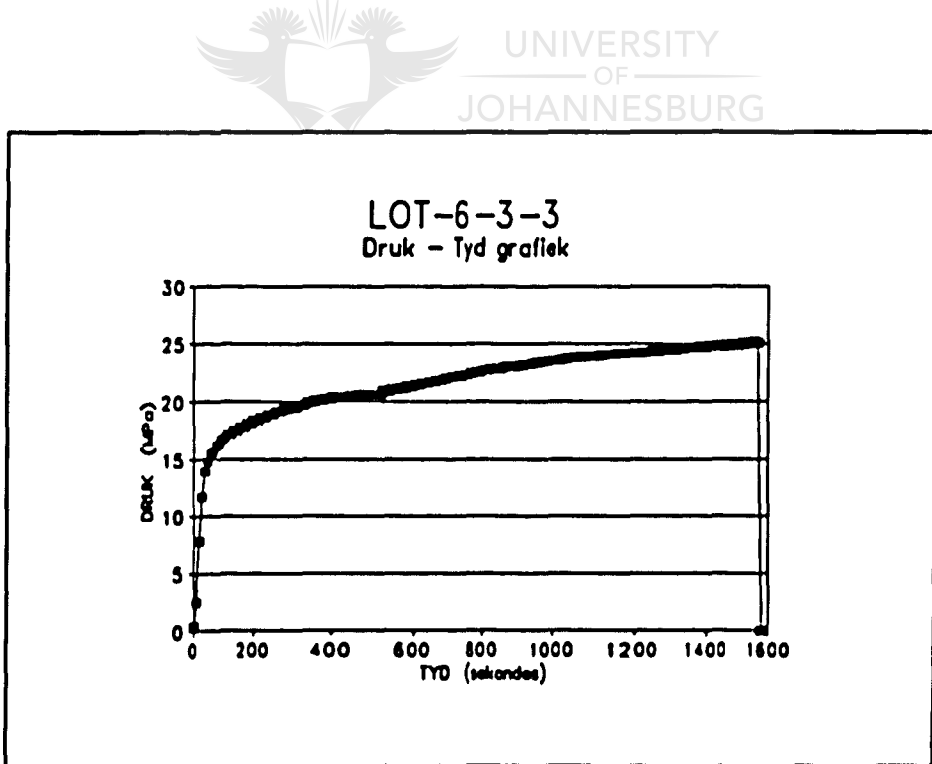
FIGUUR 6.20 Falingsmodusse van LOT-6-3.



FIGUUR 6.21 Druk-tyd grafiek van LOT-6-3-1.



FIGUUR 6.22 Druk-tyd grafiek van LOT-6-3-2.



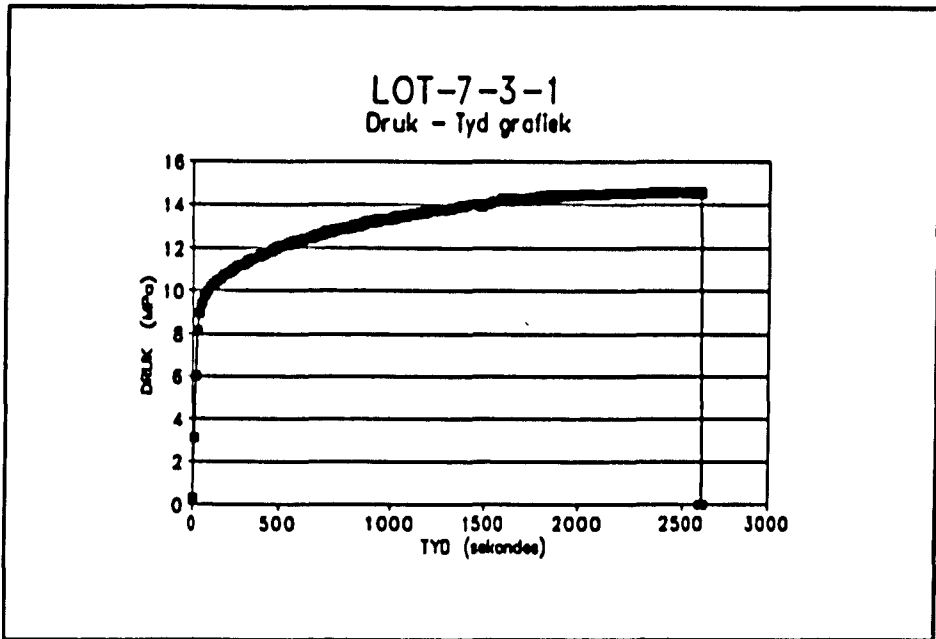
FIGUUR 6.23 Druk-tyd grafiek van LOT-6-3-3.



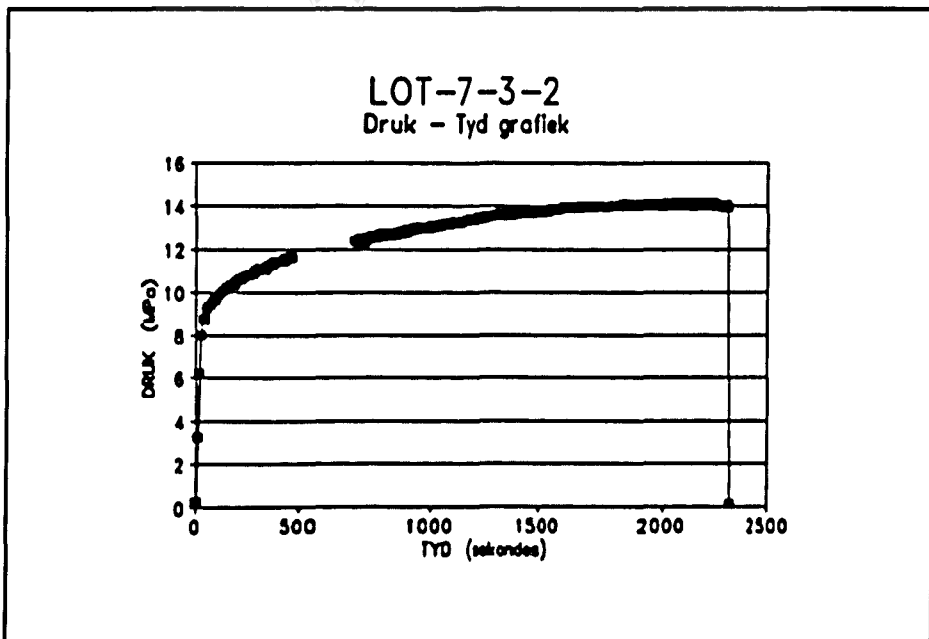
TABEL 6.7 Toets Resultate van LOT-7-3.

VOOR TOETS	Gem. Diameter (mm)		Gem. Wanddikte (mm)
LOT-7-3	76,2		1,149
NA TOETS	Nuwe Gem. Dia. (mm)	Maks. Diameter (mm)	Gem. Wanddikte (mm)
LOT-7-3-1	97,38	107,10	0,803
LOT-7-3-2	96,78	106,95	0,833
LOT-7-3-3	103,21	105,70	0,838
Gemiddeld	99,13	106,58	0,825

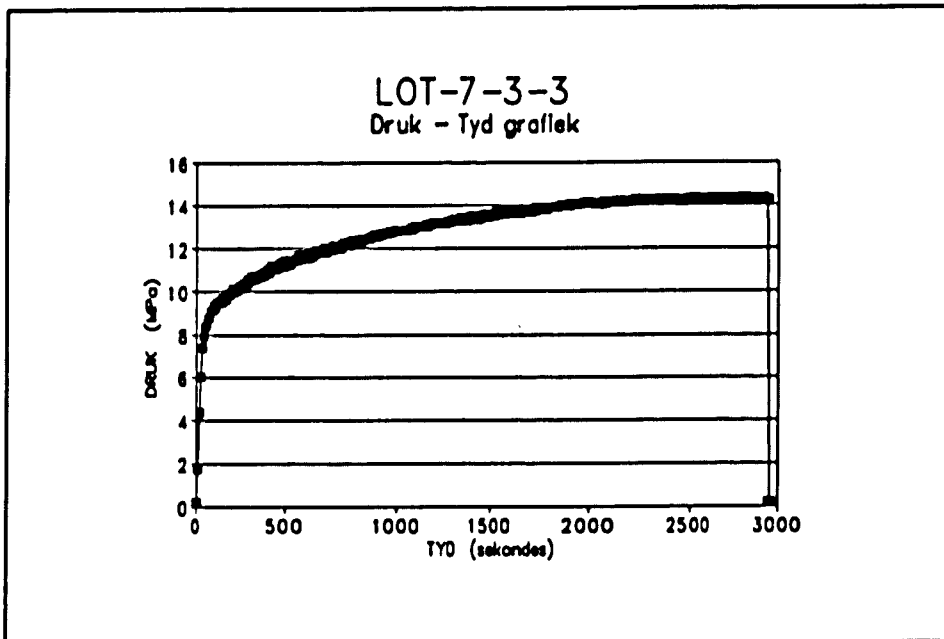
LOT-7-3 het 'n gemiddelde diametervergroting van 30,1% en 'n maksimum van 39,8% getoon terwyl die wanddikte met 28,2% afgeneem het. LOT-7-3-1 en LOT-7-3-2 het beide in die C-vormige falingsmodus gefaal terwyl LOT-7-3-3 in die J-vormige modus gefaal het. As gevolg van die wanddikte vermindering het skeuring van die materiaal in die omtreksrigting plaasgevind. Falingslengtes in die longitudinale rigting het gewissel vanaf 195 mm tot 265 mm terwyl skeuring in die transversale rigting byna om die omtrek gegaan het. Faling van LOT-7-3 het plaasgevind tussen 14 MPa en 15 MPa binne 'n tydsduur van 2300 sekondes tot 2900 sekondes. LOT-7-3-1 en LOT-7-3-2 het op die sweisnaat gefaal.



FIGUUR 6.24 Druk-tyd grafiek van LOT-7-3-1.



FIGUUR 6.25 Druk-tyd grafiek van LOT-7-3-2.

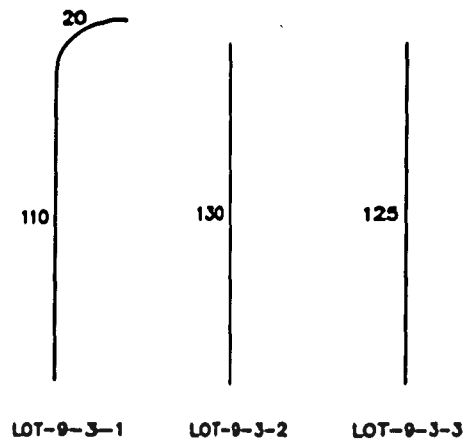


**FIGUUR 6.26** Druk-tyd grafiek van LOT-7-3-3.

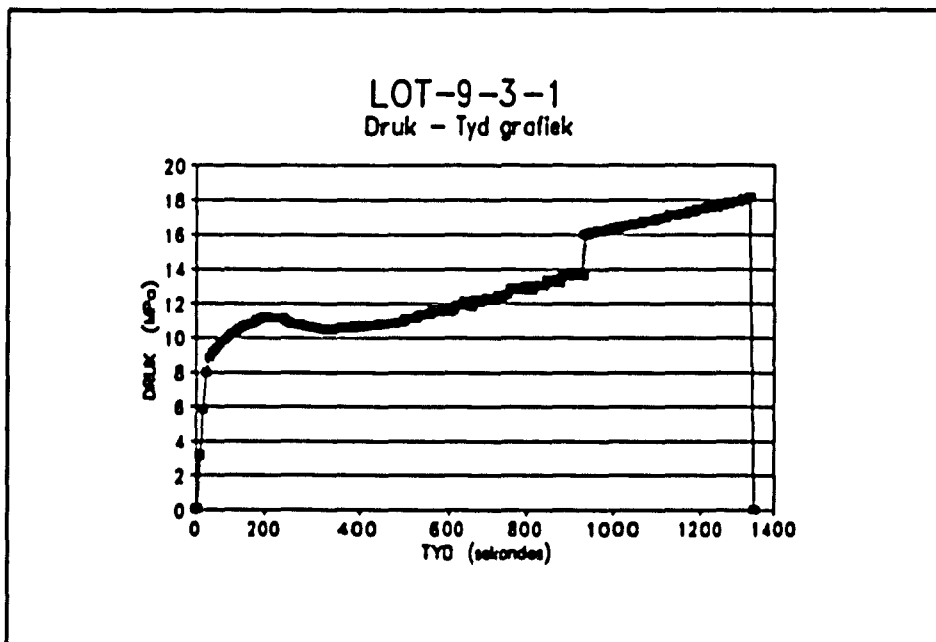
**TABEL 6.8** Toetsresultate van LOT-9-3.

<b>VOOR TOETS</b>	<b>Gem. Diameter (mm)</b>		<b>Gem. Wanddikte (mm)</b>
LOT-9-3	76,2		1,618
<b>NA TOETS</b>	<b>Nuwe Gem. Dia. (mm)</b>	<b>Maks. Diameter (mm)</b>	<b>Gem. Wanddikte (mm)</b>
LOT-9-3-1	83,93	84,50	1,485
LOT-9-3-2	80,66	81,30	1,499
LOT-9-3-3	78,85	79,7	1,496
Gemiddeld	81,15	81,83	1,493

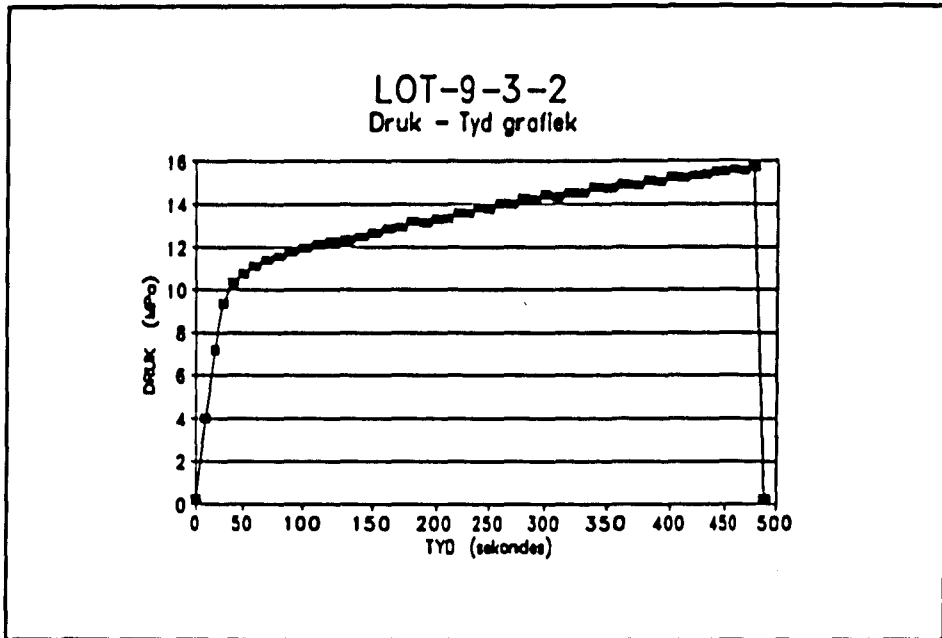
Alle toetsmonsters van LOT-9-3 het op die sweisnaat gefaal in 'n reglynige falingsmodus al langs die sweisnaat. Falingslengtes het gewissel vanaf 110 mm tot 130 mm. Die gemiddelde diametervervorming was 6,5% met 'n maksimum van 7,7%. Die wanddikte van die toetsmonsters het met 8,7% afgeneem. Falingsdruk het gewissel tussen 14.5 MPa en 18 MPa.



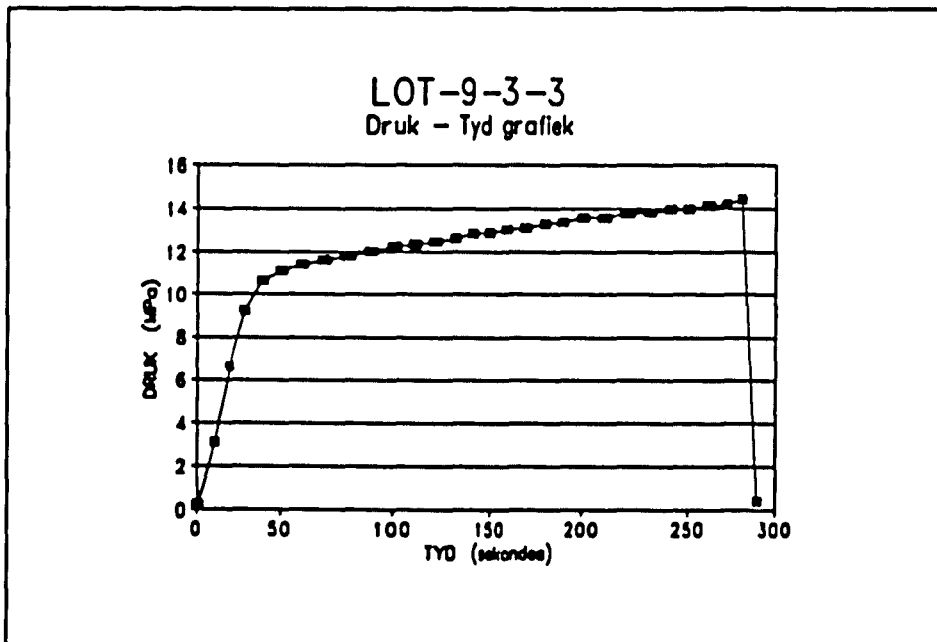
FIGUUR 6.27 Falingsmodusse van LOT-9-3



FIGUUR 6.28 Druk-tyd grafiek van LOT-9-3-1.



**FIGUUR 6.29** Druk-tyd grafiek van LOT-9-3-2.



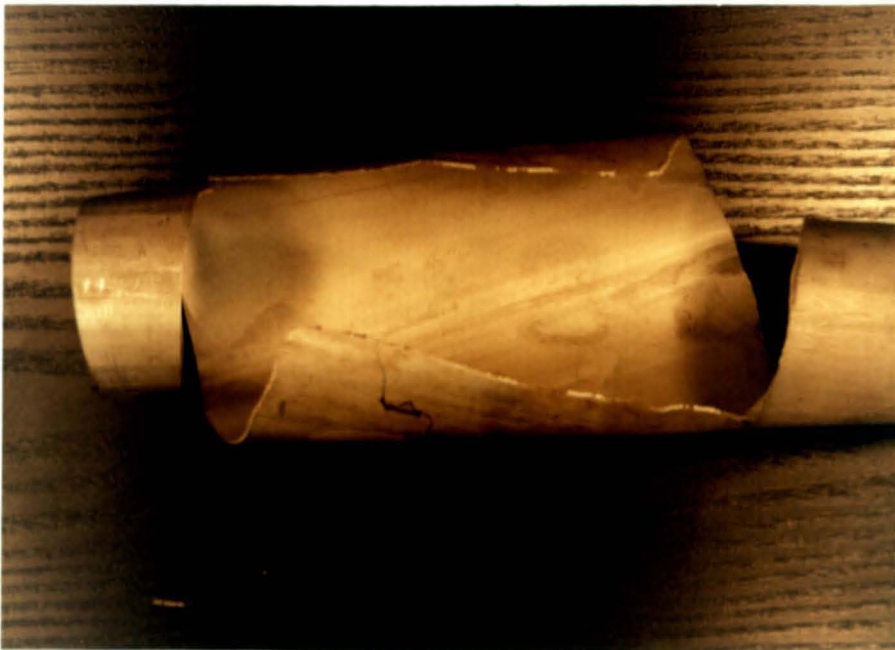
**FIGUUR 6.30** Druk-tyd grafiek van LOT-9-3-3.

## 6.6 Bespreking van Resultate.

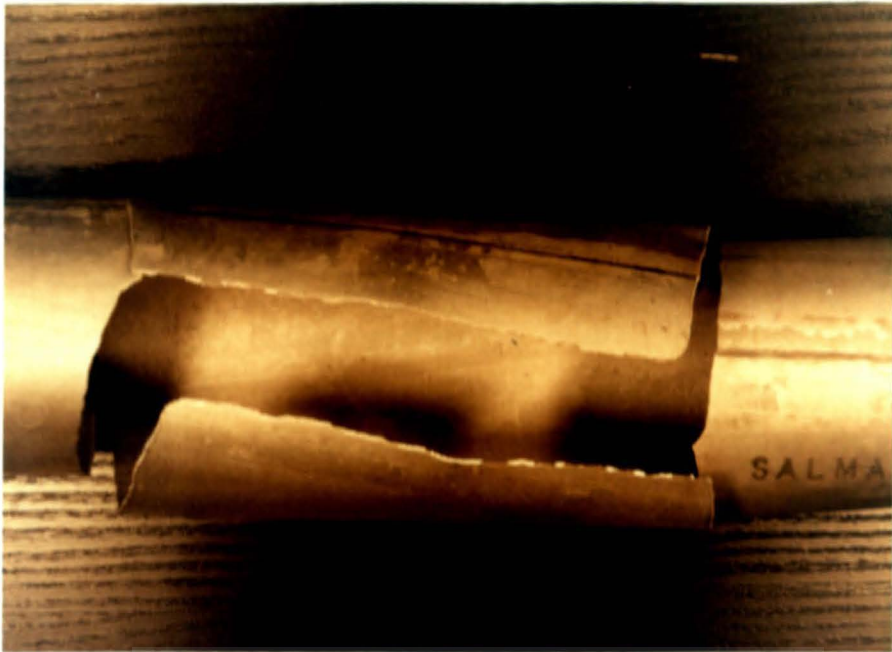
'n Kombinasie van konstante diametervervorming en konstante wanddikteafname tesame met faling wat nie op die sweisnaat plaasvind nie dui op goeie kwaliteit longitudinaal gesweisde pype. Hierdie punt word herbevestig deur die konstante falingsdruk soos vir LOT-1-3 verkry, te beskou.

Die groot persentasie vervorming wat verkry is vir LOT-2-3 en die konstante falingsdruk dui daarop dat toetsmonsters van LOT-2-3 van hoogstaande gehalte was. Die onderskeie pypdiameters voor en na toetsing beklemtoon ook die feit.

Vanuit die toetsresultate van LOT-3-3 volg dat hierdie reeks pype ook van hoë gehalte was as gevolg van die uniforme vervorming van al die toetsmonsters en die konstante falingsdruk wat verkry was. Foto's 6.2 en 6.3 toon duidelik die volledigheid van die falingsmodus van LOT-1-3-3 en LOT-3-3-3 onderskeidelik.



**FOTO 6.2** Falingsmodus van LOT-3-3-1.



**FOTO 6.3** Falingsmodus van LOT-3-3-3.

Die 37% diametervergrotting van LOT-4-3-1 was heelwat hoër as die vervorming van LOT-4-3-2 en LOT-4-3-3. LOT-4-3-1 was ook die enigste toetsmonster wat nie op die sweisnaat gefaal het nie. Die wanddikte van LOT-4-3-1 het ook heelwat meer as die van die ander toetsmonsters afgeneem, naamlik 34% teenoor 24%.

Faling van alle toetsmonsters op die sweislas dui ontoereikende swieslaste aan alhoewel LOT-5-3 genoegsame vervorming getoon het. Die langer falingslengtes van LOT-5-3-3 stem ooreen met die groter persentasie vervorming in beide die wanddikte en gemiddelde diameter-toename. Falingsdruk was redelik konstant vir alle toetsmonsters.

Lae persentasie vervorming en faling op die sweisnaat was kenmerkend vir die toetsmonsters van LOT-6-3. Uit die resultate volg dat 'n direkte verband bestaan tussen die vervorming en die faling op of weg vanaf die sweisnaat. Falingsdrukke was redelik konstant, maar LOT-6-3-1 het

heelwat meer as die ander toetsmonsters vervorm. Die groot variasie in die falingslengtes van die verskillende monsters dui onreëlmatighede aan.

Alhoewel LOT-7-3-1 en LOT-7-3-2 op die sweisnaat gefaal het was goeie vervorming verkry. Die relatiewe konstante falingsdruk en falingslengte toon pype van gemiddelde kwaliteit aan.

Faling van LOT-9-3 het aangetoon dat die toetsmonsters nie aan die nodige sterkte voldoen het nie deurdat alle monsters op die sweisnaat teen 'n heelwat laer druk as wat verwag was gefaal het. Byna geen vervorming het voor faling van die monsters voorgekom nie. Die toetsmonsters van LOT-9-3 word as van swak gehalte beskou.

**TABEL 6.9** Verwagte- en werklike barsdrukke.

EKSPERIMENT 3			
	VERWAG (MPa)	WERKLIK (MPa)	WERKLIK/VERWAG (MPa)
LOT-1	32,4	35	1,08
LOT-2	37,9	43	1,13
LOT-3	25,7	31	1,21
LOT-4	32,2	36	1,12
LOT-5	18,5	20	1,08
LOT-6	24,4	25	1,02
LOT-7	14,6	14,6	1,00
LOT-9	20,8	16	0,77



Buise wat onderwerp was aan gekombineerde torsie en interne druk het teen effens laer drukke gefaal as wat in die vorige twee toetsreekse verkry was. Die verduideliking daarvoor is dat die komponente van die longitudinale- en tangensiale spanning wat deur die torsie veroorsaak word, by die oorspronklike tangensiale- en longitudinale spannings gesommeer word. Die grootte van die tangensiale spanningskomponent wat veroorsaak word deur die torsie, neem af namate die rotasie van die toetsmonster toeneem. Die torsionele effek veroorsaak dat die materiaalwerkverharding meer effektief in alle rigtings plaasvind en kan duidelik gesien word deur die rotasihoeveelhede van die monsters te beskou. Rotasie het gewissel tussen  $90^{\circ}$  tot meer as  $360^{\circ}$  in sekere gevalle.



## HOOFSTUK 7

### PYP ONDER INTERNE DRUK, PUNTBELASTING EN TORSIE

#### 7.1 Inleiding.

Geïsoleerde belastingsgevalle kom baie selde in praktiese pypnetwerke voor. Met ander woorde, pype word gewoonlik aan 'n kombinasie van eksterne en interne kragte onderwerp. Die effek van hierdie gelyktydige belastingstoestand op pype word in hierdie hoofstuk ondersoek sodat die resultate vergelyk kan word met die resultate van die afsonderlike belastingstoestande soos in vorige hoofstukke bepaal.

Toetsmonsters word aan gelyktydige interne druk, eksterne puntbelasting en torsionele belasting onderwerp. Dieselfde belastingwaardes vir die puntbelasting en die torsionele belasting soos in Hoofstuk 5 en 6 gebruik was, word gekombineerd toegepas sodat die effek van die gekombineerde belasting met die afsonderlike belastingsgevalle vergelyk kan word.

Hierdie tipe eksperimentele opstelling simuleer naastenby werklike toestande wat in pypnetwerke voorkom as gevolg van verskillende soorte kragte en momente wat op pype in pypnetwerke inwerk. Die effek van die gekombineerde puntbelasting, torsie en interne druk in die pyp, op die falingsdruk word na afloop van die toetse ondersoek.

Die verskillende waardes van puntbelasting en torsionele belastings word gelyktydig op die toetsmonsters toegepas. Die puntbelasting veroorsaak dat die toetsmonster deurbuig en die torsionele belasting veroorsaak 'n rotasie van die pyp. Hierdie kombinasie van eksterne kragte en gelyktydige interne druk veroorsaak gekombineerde spanningstoestande in die pypwande. Dit beteken dat faling vroeër en teen laer drukke behoort voor te kom as dieselfde pype wat slegs aan interne druk, kombinasies van interne druk en puntbelasting of interne druk en torsie onderwerp word.

## 7.2 Teoretiese agtergrond.

'n Gebuigde buis is meer buigsaam in buiging as 'n reguit buis van dieselfde deursnit oppervlakte terwyl 'n dunwandige buis meer buigsaam is as wat deur eenvoudige gebuigde balkteorie voorspel word. Laterale buiging en draai van gebuigde buise toon aan dat dunwandige buise heelwat meer buigsaam is as wat voorspel word deur gebuigde balkteorie, indien die wanddikte tot deursnit oppervlakte klein is in vergelyking met die verhouding van die pyradius tot die buigstraal.<sup>113</sup>

'n Benaderde model vir die voorspelling van die elasties-plastiese vervorming van 'n buiselement wat onderwerp is aan gekombineerde belastingstoestande is deur Larson, Stokey en Franzen<sup>114</sup> voorgestel. Die ontwikkeling van die model begin met 'n uitdrukking vir die algehele swigtingstoestand van 'n buisdeursnee gemaak van 'n ideale plastiese materiaal. Die buis word onderwerp aan interne drukke, suiwer buigmoment, torsionele en aksiale las. Die model word ontwikkel in terme van veralgemeende spannings en vervormings terwyl verharding as gevolg van vervorming ook in ag geneem word.

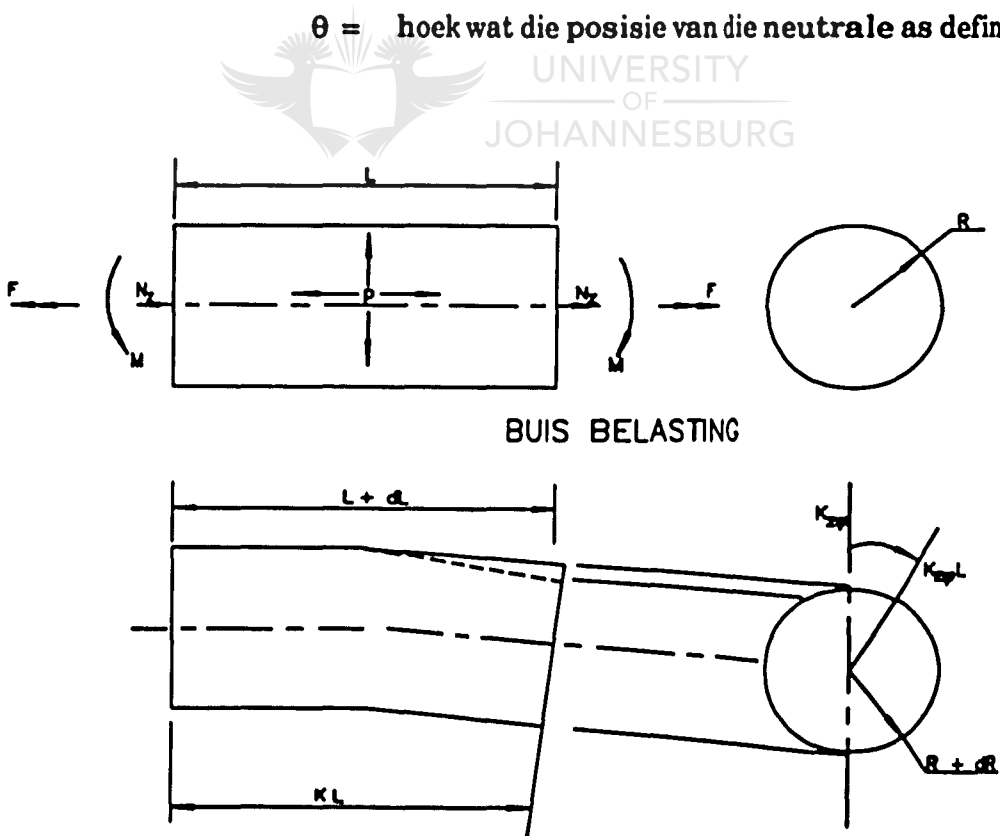
Die swigtingstoestand vir 'n buis wat gemaak is van 'n verstyfde plastiese materiaal en wat onderwerp word aan gekombineerde balastings soos aangetoon in Figuur 7.1, was ontwikkel vir die Von Mises materiaal swigkriteria waaruit die volgende vergelyking volg:

$$\Phi = \left[ \frac{m_v^2}{\cos^2 \theta_0} + \frac{3}{4} (n_\theta - n_r)^2 + b^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (7.1)$$

en

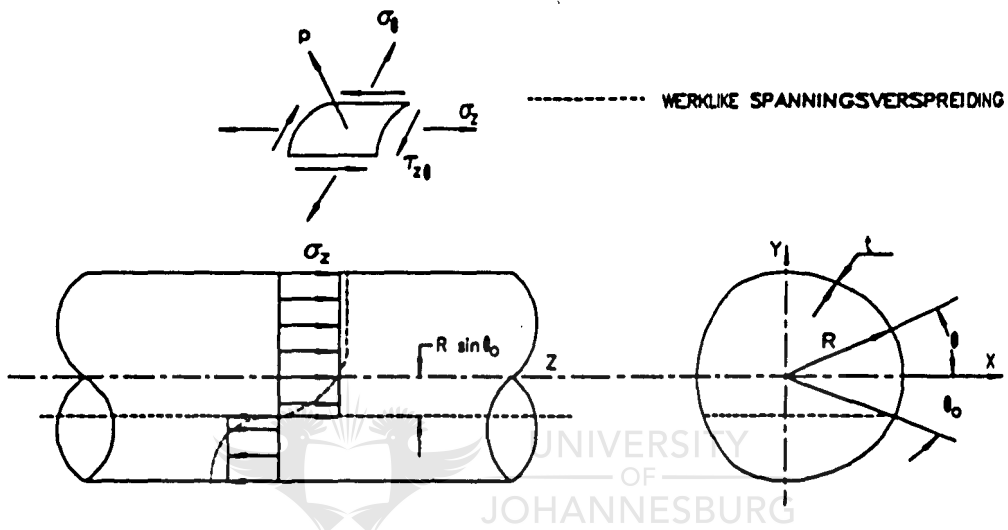
$$\theta_0 = \frac{[2n_r - n_\theta - n_r]}{\sqrt{1 - \frac{3}{4} (n_\theta - n_r)^2 - b^2}} \frac{\pi}{4} \quad |\theta_0| < \frac{\pi}{2} \quad (7.2)$$

- waar:  $m_v = M/4tR^2\sigma_s$  die toegepaste moment tot die limietmoment verhouding is.
- $n_0 = N_0/\sigma_s t$  die omtrekspanning tot swigspanning verhouding is.
- $n_r = N_r/2\pi R t \sigma_s$  die verhouding van aksiale las tot die beperkende las is.
- $b = \sqrt{3F/2\pi R^2 t \sigma_s}$  die verhouding tussen die aangewende torsie tot die torsielimiet is.
- $n_r = -p/2\sigma_s$  die verhouding tussen die gemiddelde radiale spanning tot swigspanning is.
- $\sigma_s =$  swigspanning.
- $N_0 =$  tangensiale spanningskomponent.
- $N_r =$  aksiale krag.
- $m_v, b, n_0$  en  $n_r =$  nie-dimensionele lasverhouding
- $\theta =$  hoek wat die posisie van die neutrale as definieer.



FIGUUR 7.1 Buisbelasting en vervorming.

Indien  $\Phi$  kleiner is as 1 is die buiselement in die elastiese gebied. Die plastiese gebied word gekenmerk deur  $\Phi = 1$  terwyl spanningstoestande waarvoor  $\Phi > 1$  nie toegelaat word nie. Vergelyking 7.1 is gebaseer op 'n spanningsveld waarin die omtrek-, radiale- en afskuifspannings uniform regdeur die buis is maar die aksiale spanning word verdeel in trek en druk soos aangetoon in Figuur 7.2



FIGUUR 7.2 Aangenome spanningsverspreiding.

Die hoek  $\theta_0$  definieer die oppervlakte wat die twee gedeeltes skei. Vergelyking 7.1 kan veralgemeen word om die effektiewe spanning voor te stel deur aan te neem dat alle punte van die buis op 'n gemeenskaplike swiglokus bly soos wat die swigoppervlakte vervorm. Hierdie aanname is nie heeltemal korrek wanneer buiging aanwesig is nie, maar gee 'n redelike goeie benadering vir die geval van 'n dunwandige buis. Figuur 7.2 illustreer die benadering wat gemaak word. Indien  $\Phi = 1$  in Vergelyking 7.1 gestel word en regdeur met die Von Mises effektiewe spanning vermenigvuldig word, volg dat deur  $Q_1$  te gebruik om die veralgemeende spannings te gee, die volgende veralgemeende swigfunksie geld:

$$\sigma_e = \left[ \left( \frac{\sigma_1}{\cos \theta_0} \right)^2 + \frac{3}{4} (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + \sigma_4^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (7.3)$$

met

$$\theta_0 = \frac{(2\sigma_3 - \sigma_2 - \sigma_1)}{\sqrt{\sigma_1^2 - \frac{3}{4} (\sigma_2 - \sigma_3)^2 - \sigma_4^2}} \frac{\pi}{4} \quad |\theta_0| < \frac{\pi}{2} \quad (7.4)$$

waar: $Q_1 = M/4R^2t$	veralgemeende buigspanning
$Q_2 = N/t$	veralgemeende tangensiale spanning
$Q_3 = -p/2$	veralgemeende radiale spanning
$Q_4 = \sqrt{3F}/2\pi R^2t$	veralgemeende afskuifspanning
$Q_5 = N/2\pi Rt$	veralgemeende longitudinale spanning
$Q_e =$	veralgemeende effektiewe spanning
$M =$	buigmoment
$t =$	wanddikte.

Vergelyking 7.3 word vervang met die Von Mises swigfunksie wanneer die buigspannings nul is. Vergelyking 7.4 gee die Von Mises swigfunksie wanneer  $\theta_0 = \pm \pi/2$ .

Daar word aangeneem dat die totale veralgemeende vervormingsinkremente ingedeel kan word in 'n elastiese en plastiese gebied voorgestel deur die volgende:

$$dq_i^T = dq_i^e + dq_i^p = [A_{ij} + B_{ij}] dq_j \quad (7.5)$$

waar $dq_i^T =$	veralgemeende totale vervormingskomponent
$dq_i^e =$	veralgemeende elastiese vervormingskomponent
$dq_i^p =$	veralgemeende plastiese vervormingskomponent
$A_{ij} =$	elastiese matrikskoeffisiënt
$B_{ij} =$	plastiese matrikskoeffisiënt wat afhanklik is van die spanningstoestand.

Die veralgemeende plastiese vervormingsinkremente word verkry vanaf Vergelyking 7.3 deur die toepassing van die vloiereël:

$$dq_{ij}^P = d\lambda \frac{\partial Q_e}{\partial Q_i} \quad (7.6)$$

waar  $d\lambda$  = positiewe skalaar

$Q_i$  = veralgemeende spanning.

Voltooiing van die vloeiende noodsaak die evaluering van  $d\lambda$ . Die effektiewe veralgemeende plastiese vervormings-inkrement in terme van plastiese werk word gedefinieer as:

$$\frac{dw^P}{2\pi R t L} = Q_e dq_e^P = Q_i dq_i^P \quad (7.7)$$

waar  $dw^P$  = plastiese werk

$dq_e^P$  = veralgemeende ekwivalente plastiese vervormingskomponent.

Vergelyking 7.3 word gebruik in Vergelyking 7.6 om die plastiese vervormingsinkremente te bepaal, wat dan vervang word in Vergelyking 7.7 om die volgende te lewer:

$$d\lambda = \frac{dq_e^P}{1 + \theta_o \tan \theta_o} \quad (7.8)$$

Daar word verder aangeneem dat die vervormingverhardingskurwe verkry kan word vanaf 'n eenvoudige materiaaltoets en weergegee word as:

$$Q_e^P = \left( \frac{Q_e}{C_1} \right)^{C_2} \quad (7.9)$$

sodat:

$$dq_e^P = \frac{C_2}{C_1} \left( \frac{Q_e}{C_1} \right)^{C_2-1} dQ_e = C dQ_e \quad (7.10)$$

Waar  $C_1, C_2$  = materiaalkonstantes.

Deur vervanging van Vergelyking 7.8 en 7.10 in Vergelyking 7.6 lewer dit:

$$dq_i^P = C \frac{dQ_e}{(1 + \theta_o \tan \theta_o)} \frac{\partial Q_e}{\partial Q_i} \quad (7.11)$$

Evaluering van  $dQ_e$  vanaf Vergelyking 7.3 en 7.4 en vervanging van die

resultaat in Vergelyking 7.7 lewer:

$$dq_i^P = \frac{c}{(1 + \theta_o \tan \theta_o)^2} \left( \frac{\partial Q_o}{\partial Q_i} \right) \left( \frac{\partial Q_o}{\partial Q_j} \right) \delta Q_j \quad (7.12)$$

of

$$dq_i^P = B_{ij} \delta Q_j \quad (7.13)$$

waar  $B_{ij}$  = plastiese matrikskoeffisiënt.

Die veralgemeende vervormings moet in verband gebring word met fisiese vervormings van die buise. Dit word verkry deur die berekening van die plastiese werk in terme van die veralgemeende spannings en vervormings sodat die vervormings in terme van die spanningsresultante geskryf kan word as:

$$\begin{aligned} dw^P &= (2\pi R t L) Q_1 dq_1^P \\ &= MLdK^P + N_o L 2\pi dR^P + \left(-\frac{P}{2}\right) L 2\pi R dt^P + FLdK_{\theta}^P + N_s dL^P \end{aligned} \quad (7.14)$$

waar  $dK^P$  = plastiese inkrement van die fisiese boogverandering

$dR^P$  = plastiese inkrement van radiusverandering

$dL^P$  = plastiese inkrement van lengteverandering

$dK_{\theta}^P$  = plastiese inkrement van draaiverandering en

$$\bar{dt}^P = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} dt d\theta$$

die gemiddelde plastiese inkrement van dikteverandering is.

Deur gebruik te maak van die vorige definisies van veralgemeende spannings, en gebruik te maak van bogenoemde word die volgende uitdrukkings verkry vir die veralgemeende buigvervorming:



$$dq_1^P = \left( \frac{M}{4R^2t} \right) \left( \frac{1}{Q_1} \right) \frac{2}{\pi} R dK^P = \frac{2}{\pi} R dK^P \quad (7.15)$$

Veralgemeende tangensiale vervorming:

$$dq_2^P = \left( \frac{N_0}{t} \right) \left( \frac{1}{Q_2} \right) \frac{dR^P}{R} = \frac{dR^P}{R} \quad (7.16)$$

Veralgemeende radiale vervorming:

$$dq_3^P = \frac{d\bar{t}^P}{t} \quad (7.17)$$

Veralgemeende torsionele vervorming:

$$dq_4^P = \left( \frac{\sqrt{3}F}{2\pi R^2 t} \right) \left( \frac{1}{Q_1} \right) \frac{R}{\sqrt{3}} dK_{x0}^P = \frac{R}{\sqrt{3}} dK_{x0}^P \quad (7.18)$$

Veralgemeende longitudinale vervorming:

$$dq_5^P = \left( \frac{N_x}{2\pi R t} \right) \left( \frac{1}{Q_3} \right) \frac{dL^P}{L} = \frac{dL^P}{L} \quad (7.19)$$

Vir die aanname van konstante volume moet die volgende geld:

$$dq_2^P + dq_3^P + dq_5^P = 0 \quad (7.20)$$

waaruit volg dat:

$$dq_3^P = -\frac{dR^P}{R} - \frac{dL^P}{L} \quad (7.21)$$

Soortgelyke werk deur Franzen en Stokey<sup>118</sup> was gedoen op statiese vlekvrre staal buise wat onderwerp was aan interne druk, torsie en aksiale belasting met verskeie kombinasies daarvan. Daar is gevind dat indien die aksiale krag wat veroorsaak is deur die interne druk, die enigste aksiale krag is, die materiaal nie veel vervorming toon in die rigting van die hoek wat die posisie van die neutrale as definieer nie.

Daar is ook gevind dat 'n dunwandige buis effektief in buig is. Dit is omdat

'n ideale verstyfde plastiese materiaal slegs 1,28 keer die momentgrootte nodig vir swigting in die buitenste vesels, benodig vir volledige swigting van die deursnit oppervlakte. Dit beteken dat die vorm van die moment-kurwe nie veel sal verskil van die vorm van die basiese spanning-vervormingskurwe nie.

Die definisie van die veralgemene spannings en vervormings wat verkry is vanaf die limiet las analise, verskaf die basis vir die formulering van 'n vergelyking in terme van die huidige swigtoestande. Hierdie vergelyking word in terme van die las wat op die deursnit oppervlakte inwerk geskryf in plaas van die lokale spannings en vervormings. Die akkuraatheid van die model hang af van hoe goed die aangenome buigspanningsverspreiding met die werklike ooreenstem. Die model wat afgelei is, is redelik akkuraat vir materiale met vervormingverharding wat met die mag wet voorgestel kan word.

Verdere werk van Larson en Stokey<sup>116</sup> op die onelastiese vervorming van vlekvrystaal buise onder interne druk, dinamiese buig en torsionele las, het aangetoon dat die bogenoemde teorie ook geldig is vir dinamiese belastings.

### **7.3 Eksperimentele opstelling.**

Die eksperimentele opstelling bestaan uit dieselfde basiese hoofkomponente naamlik die druktoevoer, die dataregistreerder, die torsionele lasraam en die lasraam vir die puntbelasting, soos in die vorige hoofstukke gebruik is. Die eksperimentele opstelling bestaan uit 'n kombinasie van belastingstoestande naamlik interne druk, 'n puntbelasting en 'n torsionele moment. Hierdie belastings word gelyktydig toegepas met die interne druk as die hoofbelasting om sodanig die effek van die eksterne belastings op die falingsdruk te kan ondersoek. Dieselfde belastingswaardes vir beide die puntbelasting en die torsionele las word dieselfde gehou soos voorheen.

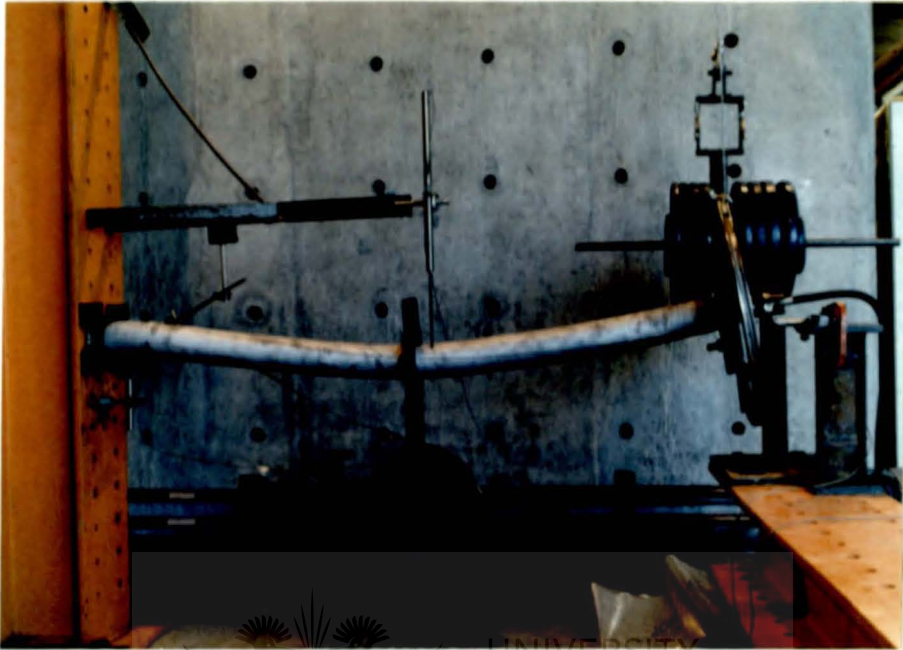


FOTO 7.1 Eksperimentele opstelling.

#### 7.4 Eksperimentele prosedure.

Toetsmonsters word na voorbereiding met water gevul waarna die koppelstuk ingeskroef word aan die oop endplaat kant. Die eksperimentele prosedure bestaan uit die gekombineerde eksperimentele prosedures van Hoofstukke 5 en 6. Die lasraam in die middel van die pyp word eerste op geplaas sonder belasting waarna die fietswiel opgekoppel word. Gewigte word dan op die puntbelastingslasraam geplaas waarna die torsionele wiel belas word deur die katrol met die hyskraan op te lig. Dit veroorsaak dat die torsionele lasraam in die lug hang terwyl die kabel aan die fietswiel gekoppel bly om sodanig die torsionele las aan die torsionele wiel oor te dra. Nadat alle belastings op die toetsmonster voltooi is word die rekenaarsagteware voorberei en die Instron aktueerder geaktiveer sodat druk in die stelsel begin opbou.

### 7.5 Resultate.

Die volgende pygroottes en ooreenkomstige nommerstelsel word gebruik ter verduideliking van die eksperimentele resultate.

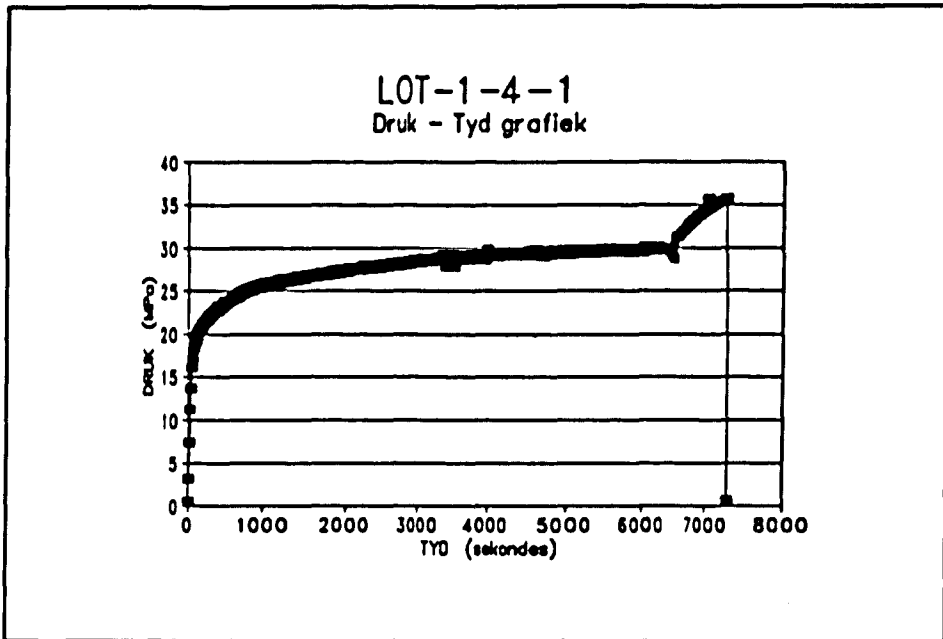
LOT-1-4	38,1 mm x 1,2 mm
LOT-2-4	38,1 mm x 1,6 mm
LOT-3-4	50,8 mm x 1,2 mm
LOT-4-4	50,8 mm x 1,6 mm
LOT-5-4	63,5 mm x 1,2 mm
LOT-6-4	63,5 mm x 1,6 mm
LOT-7-4	76,2 mm x 1,2 mm
LOT-9-4	76,2 mm x 1,6 mm

Die onderskeie eksperimentele resultate en grafieke volg:

**TABEL 7.1** Toetsresultate van LOT-1-4.

VOOR TOETS	Gem. Diameter (mm)		Gem. Wanddikte (mm)
LOT-1-4	38,1		1,170
NA TOETS	Nuwe Gem. Dia. (mm)	Maks. Diameter (mm)	Gem. Wanddikte (mm)
LOT-1-4-1	49,15	50,60	1,229
LOT-1-4-2	49,07	50,00	0,930
LOT-1-4-3	49,13	50,35	0,936
Gemiddeld	49,11	50,32	1,032

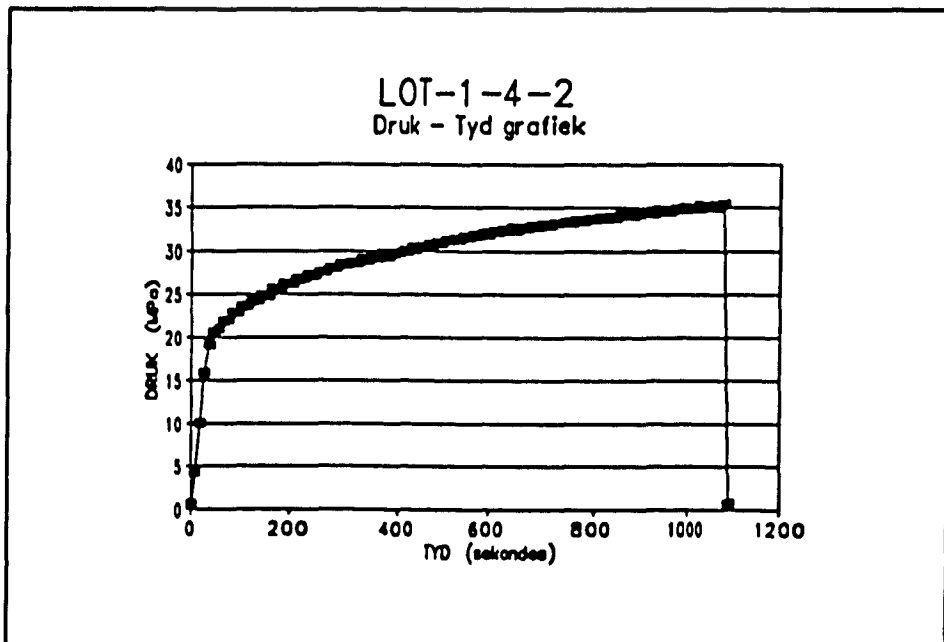
'n Gemiddelde vervorming van 28,9% en 'n gemiddelde maksimum vervorming van 32,1% is gevind vir toetsmonsters van LOT-1-4. Die wanddikte het afgeneem met 11,8%. Faling het voorgekom tussen 35 MPa en 36 MPa terwyl alle falings op die sweisnaat voorgekom het. Al die toetsmonsters het volgens die J-vormige falingsmodus gefaal met reglynige falingslengtes van 120 mm tot 190 mm in die longitudinale rigting.



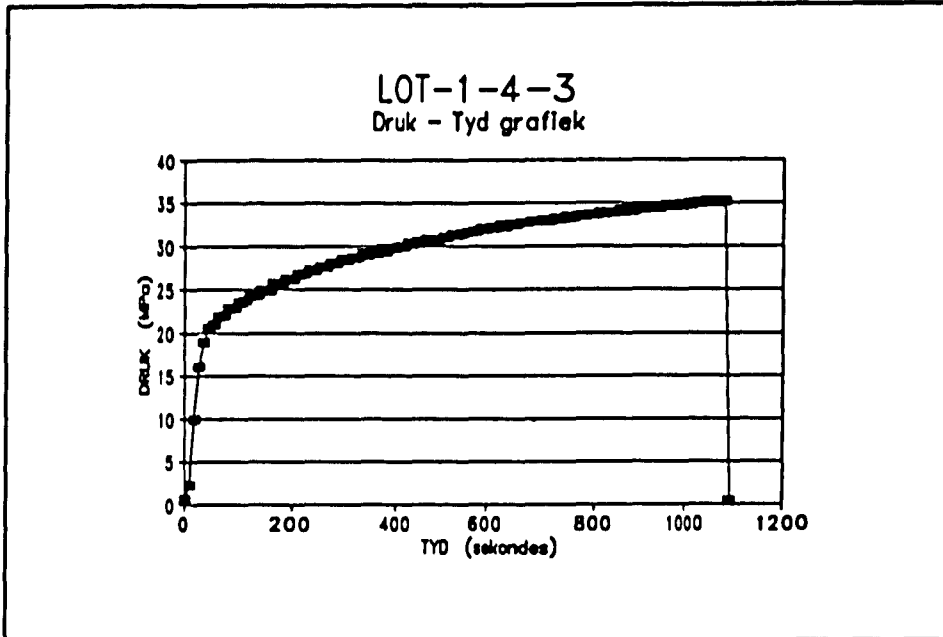
FIGUUR 7.3 Druk-tyd grafiek van LOT-1-4-1.



UNIVERSITY  
OF  
JOHANNESBURG



FIGUUR 7.4 Druk-tyd grafiek van LOT-1-4-2.



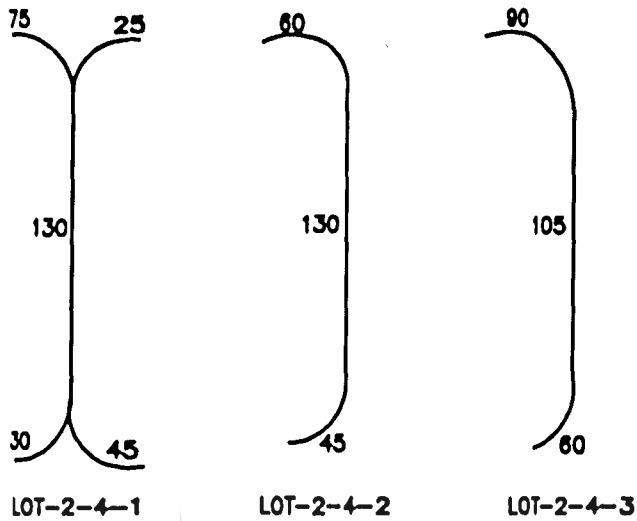
**FIGUUR 7.5** Druk-tyd grafiek van LOT-1-4-3.

**TABEL 7.2** Toetsresultate van LOT-2-4.

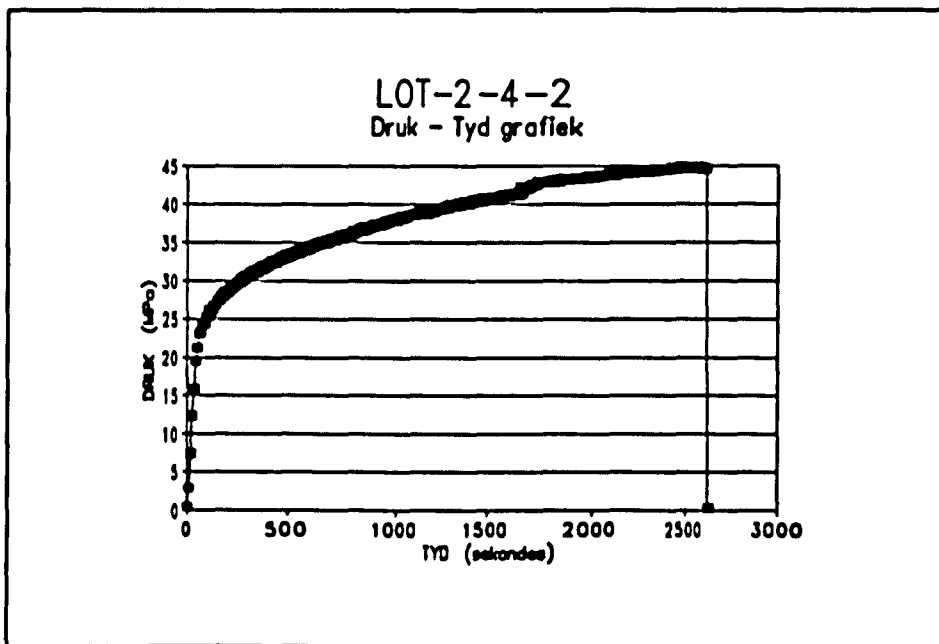
VOOR TOETS	Gem. Diameter (mm)		Gem. Wanddikte (mm)
LOT-2-4	38,1		1,614
NA TOETS	Nuwe Gem. Dia. (mm)	Maks. Diameter (mm)	Gem. Wanddikte (mm)
LOT-2-4-1	49,95	51,30	1,100
LOT-2-4-2	49,55	51,40	1,132
LOT-2-4-3	49,62	51,70	1,116
Gemiddeld	49,71	51,47	1,116

Faling van LOT-2-4-1 en LOT-2-4-2 het op die sweisnaat plaasgevind. LOT-2-4-3 het in die C-vormige falingsmodus plaasgevind terwyl LOT-2-4-1 in die dubbel C-vormige modus gefaal het. Reglynige falingslengtes van

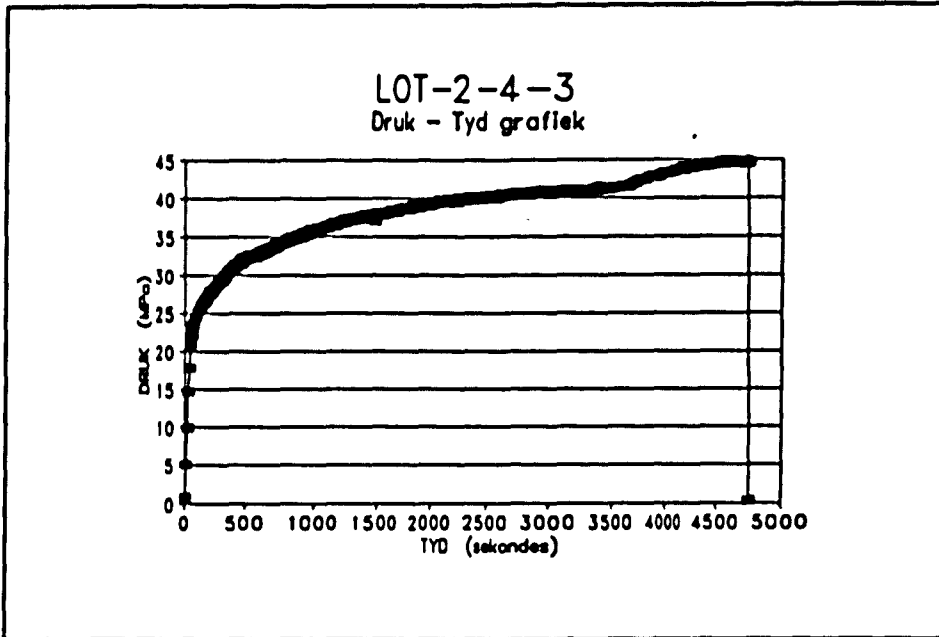
tussen 105 mm en 130 mm het voorgekom. Alle toetsmonsters het op 'n maksimum druk van 45 MPa gefaal wat 'n gemiddelde maksimum vervorming van 35,1% tot gevolg gehad het. Die gemiddelde diametervergroting was 30,5% met 'n gepaardgaande wanddikteafname van 30,9%.



FIGUUR 7.6 Falingsmodusse van LOT-2-4.



FIGUUR 7.7 Druk-tyd grafiek van LOT-2-4-2.



**FIGUUR 7.8** Druk-tyd grafiek van LOT-2-4-3.

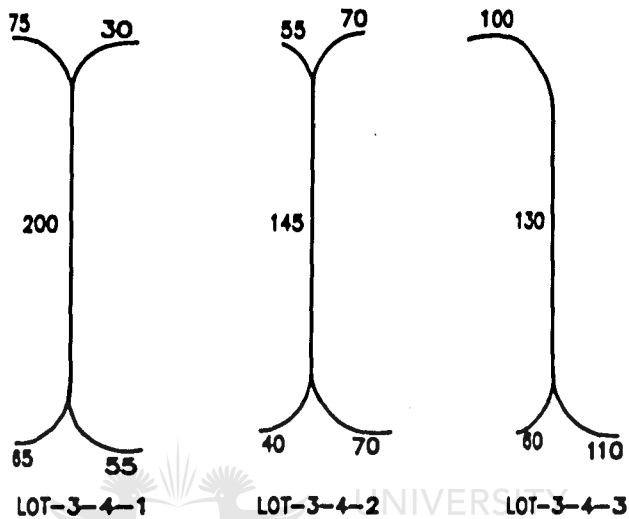
**TABEL 7.3** Toetsresultate.LOT-3-4

VOOR TOETS	Gem. Diameter (mm)		Gem. Wanddikte (mm)
LOT-3-4	50,8		1,282
NA TOETS	Nuwe Gem. Dia. (mm)	Maks. Diameter (mm)	Gem. Wanddikte (mm)
LOT-3-4-1	68,68	70,25	0,958
LOT-3-4-2	67,27	70,40	0,941
LOT-3-4-3	67,22	71,40	0,934
Gemiddeld	67,72	70,68	0,944

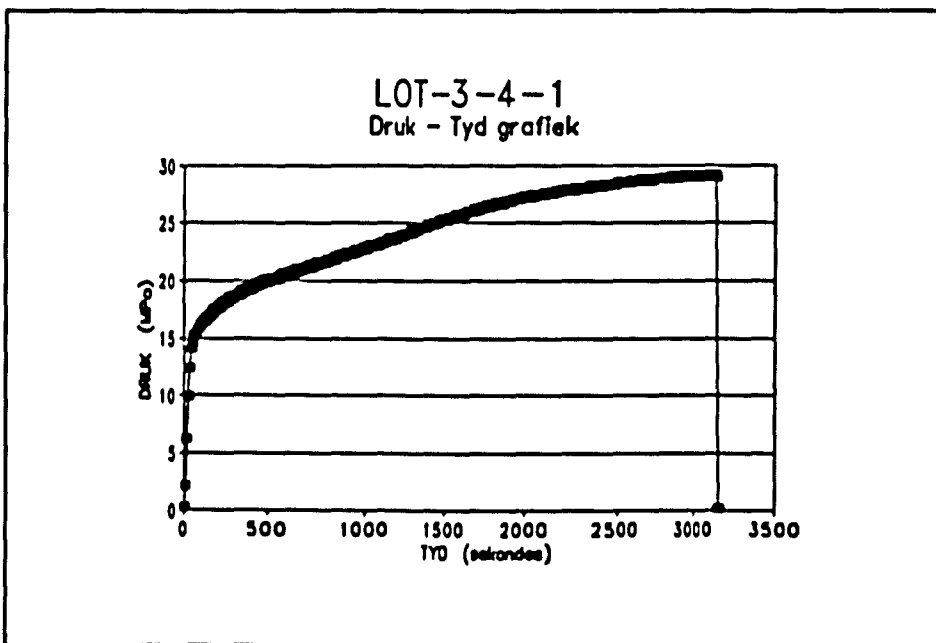
Toetsmonsters van LOT-3-4 het gefaal by maksimum drukke tussen 29 MPa en 30 MPa. Faling het nie op die sweisnaat plaasgevind nie en die falingsmodusse was dubbel C-vormig vir LOT-3-4-1 en LOT-3-4-2. LOT-3-4-3 het



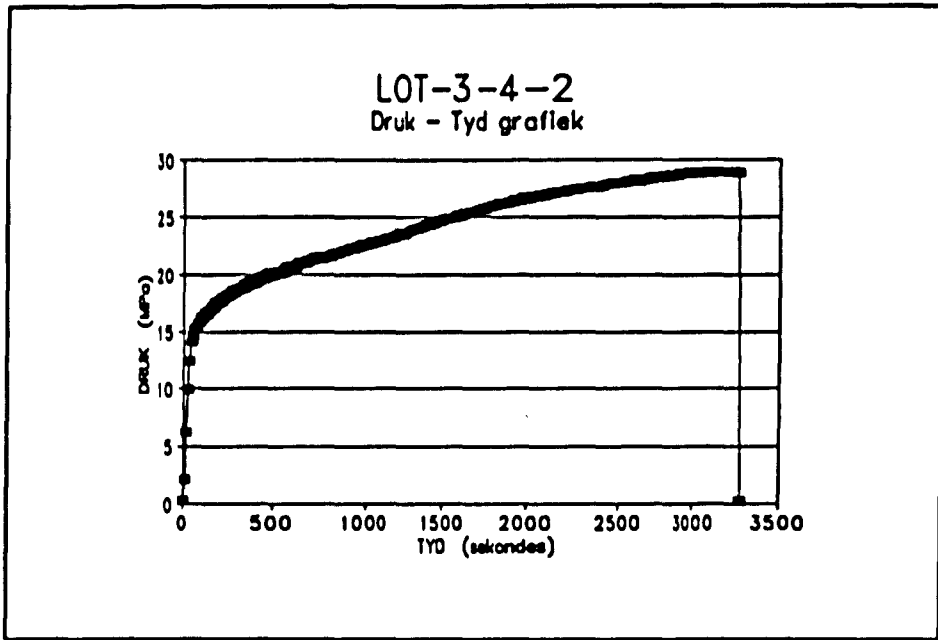
volgens die J-vormige falingsmodus gefaal. Die diameter het gemiddeld met 33,3% vervorm gedurende die toetse en die wanddikte het met 26,4% afgeneem. 'n Maksimum gemiddelde diametervervorming van 39,1% is verkry.



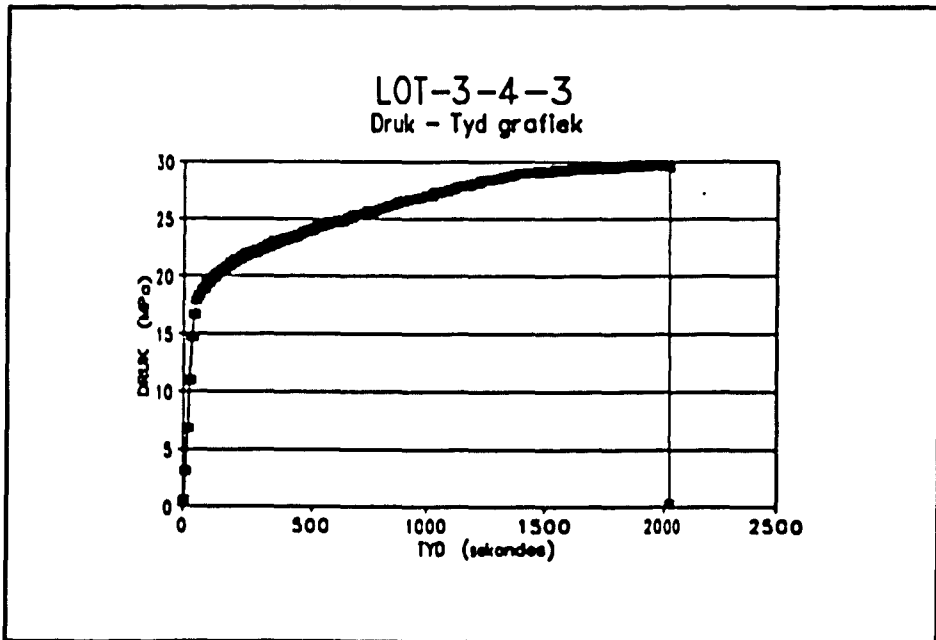
FIGUUR 7.9 Falingsmodusse van LOT-3-4.



FIGUUR 7.10 Druk-tyd grafiek van LOT-3-4-1.



**FIGUUR 7.11** Druk-tyd grafiek van LOT-3-4-2.

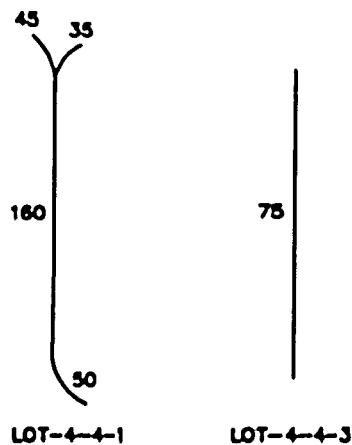


**FIGUUR 7.12** Druk-tyd grafiek van LOT-3-4-3.

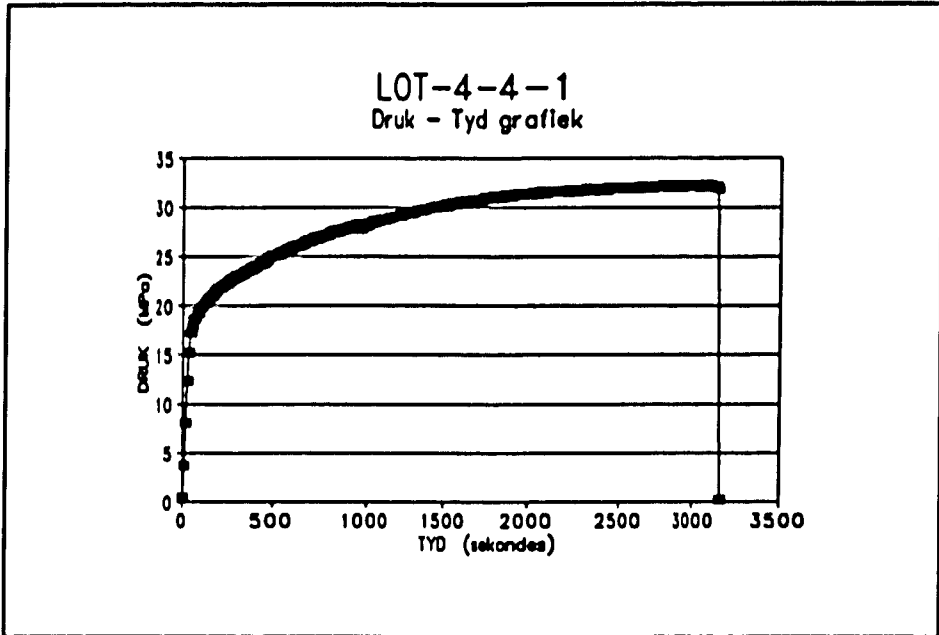
TABEL 7.4 Toetsresultate van LOT-4-4.

VOOR TOETS	Gem. Diameter (mm)		Gem. Wanddikte (mm)
LOT-4-4	50,8		1,653
NA TOETS	Nuwe Gem. Dia. (mm)	Maks. Diameter (mm)	Gem. Wanddikte (mm)
LOT-4-4-1	67,58	72,30	1,160
LOT-4-4-2	54,92	55,10	1,476
LOT-4-4-3	52,07	52,75	1,535
Gemiddeld	58,19	60,05	1,390

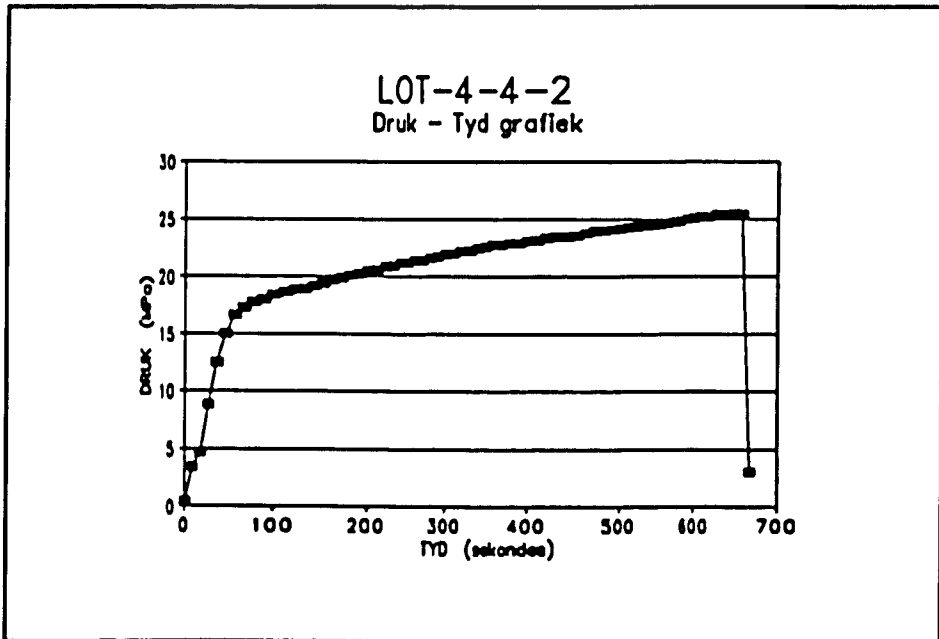
Alle toetsmonsters van LOT-4-4 het op die sweisnaat gefaal. Faling het by 33 MPa, 26 MPa en 24 MPa onderskeidelik plaasgevind vir LOT-4-4-1, LOT-4-4-2 en LOT-4-4-3. LOT-4-4-1 het volgens die J-vormige falingsmodus gefaal, terwyl LOT-4-4-3 reglynig gefaal het. Faling van LOT-4-4-2 het plaasgevind deur middel van 'n klein gaatjie op die sweislas wat tot drukverlies gelei het. 'n Gemiddelde diametervergroting van 14,5% en 'n gemiddelde maksimum diametervergroting van 19,1% is verkry terwyl die wanddikte met 15,9% afgeneem het.



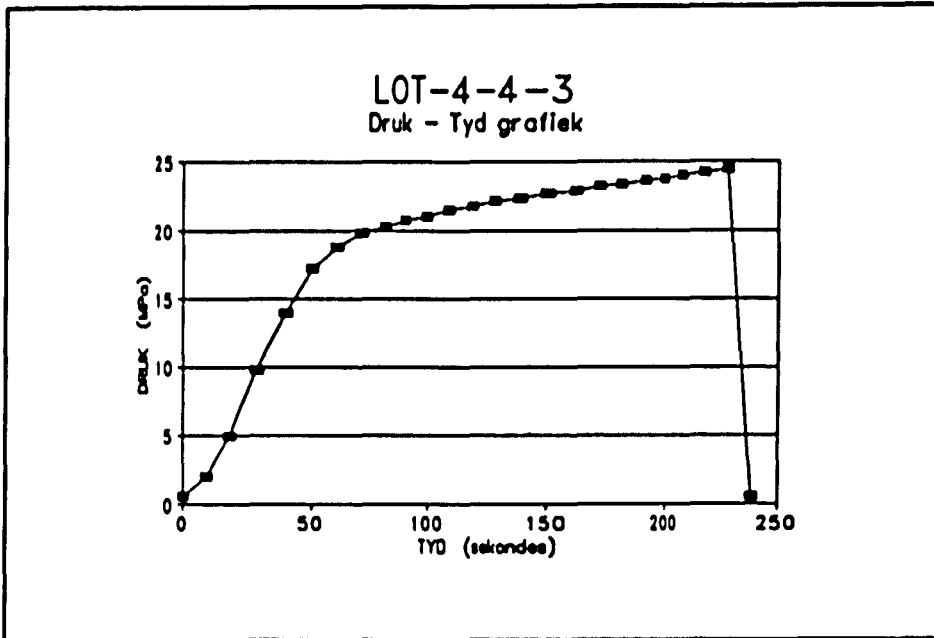
FIGUUR 7.13 Falingsmodusse van LOT-4-4.



**FIGUUR 7.14** Druk-tyd grafiek van LOT-4-4-1.



**FIGUUR 7.15** Druk-tyd grafiek van LOT-4-4-2.



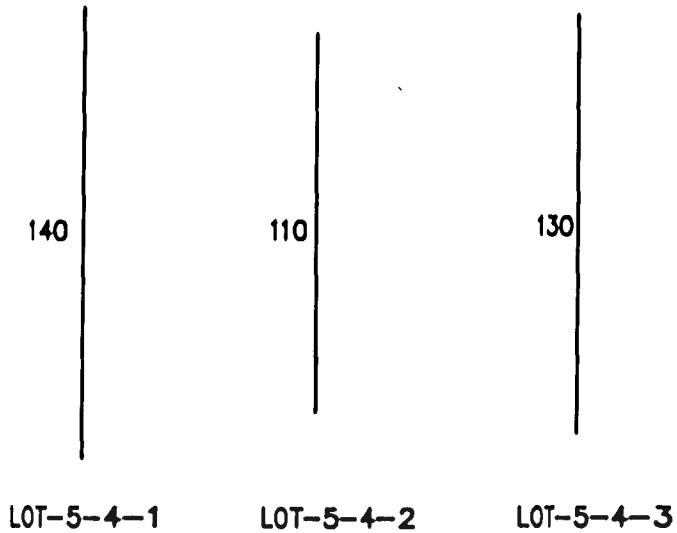
**FIGUUR 7.16** Druk-tyd grafiek van LOT-4-4-3.

**TABEL 7.5** Toetsresultate van LOT-5-4.

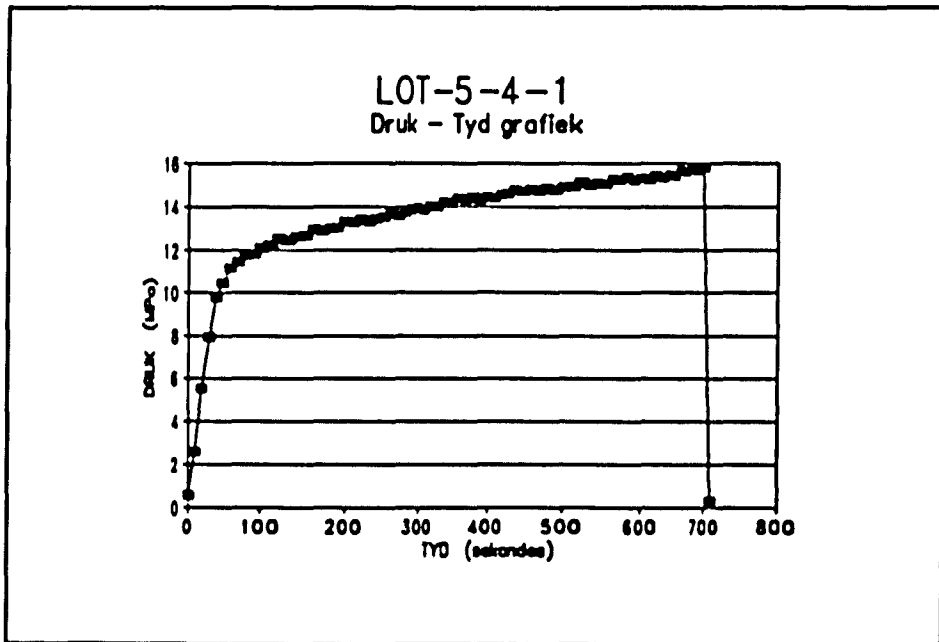
<b>VOOR TOETS</b>	<b>Gem. Diameter (mm)</b>		<b>Gem. Wanddikte (mm)</b>
LOT-5-4	63,5		1,217
<b>NA TOETS</b>	<b>Nuwe Gem. Dia. (mm)</b>	<b>Maks. Diameter (mm)</b>	<b>Gem. Wanddikte (mm)</b>
LOT-5-4-1	68,25	69,30	1,103
LOT-5-4-2	70,02	71,00	1,060
LOT-5-4-3	70,85	72,35	1,067
Gemiddeld	69,71	70,88	1,077

Alle toetsmonsters van LOT-5-4 het op die sweislas in 'n reglynige falingsmodus gefaal. Falingslengtes het gewissel tussen 110 mm en 140 mm. 'n Gemiddelde diametervergroting van 9,8% en 'n gemiddelde maksimum

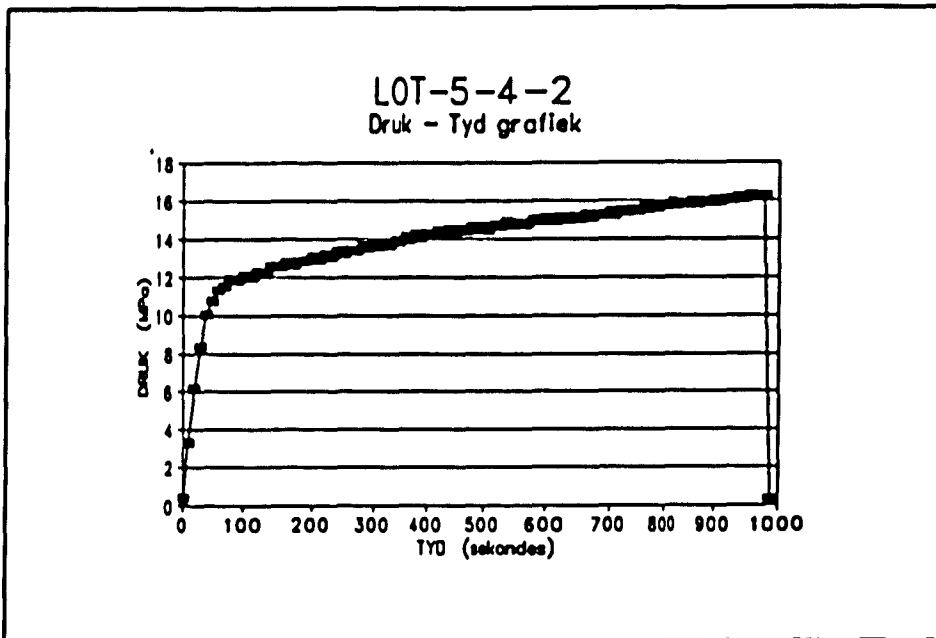
diametervergroting van 11,6% het 11,5% wanddiktevermindering tot gevolg gehad. Faling het by 'n maksimum druk van 16 MPa voorgekom.



FIGUUR 7.17 Falingsmodusse van LOT-5-4.



FIGUUR 7.18 Druk-tyd grafiek van LOT-5-4-1.

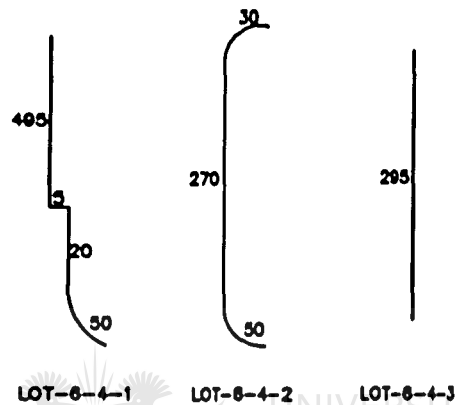


**FIGUUR 7.19** Druk-tyd grafiek van LOT-5-4-2.

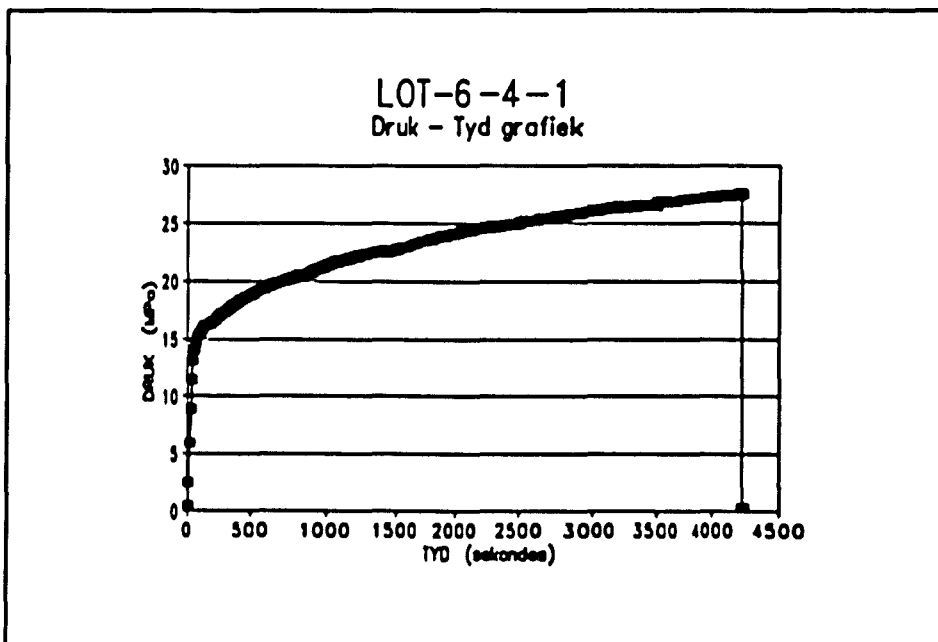
**TABEL 7.6** Toetsresultate van LOT-6-4.

<b>VOOR TOETS</b>	<b>Gem. Diameter (mm)</b>		<b>Gem. Wanddikte (mm)</b>
LOT-6-4	63,5		1,568
<b>NA TOETS</b>	<b>Nuwe Gem. Dia. (mm)</b>	<b>Maks. Diameter (mm)</b>	<b>Gem. Wanddikte (mm)</b>
LOT-6-4-1	84,08	85,00	1,178
LOT-6-4-2	82,35	84,25	1,204
LOT-6-4-3	79,40	81,55	1,230
Gemiddeld	81,94	83,60	1,204

Toetsmonsters van LOT-6-4 het 'n gemiddelde diametervervorming van 29% en 'n gemiddelde maksimum diametervergroting van 31,75% getoon. Die wanddikte het met 23,2% afgeneem. Alle toetsmonsters het op die sweisnaat gefaal in 'n gebroke L-vorm, C-vormig en reglynig vir LOT-6-4-1, LOT-6-4-2 en LOT-6-4-3 onderskeidelik. Falingsmodusse en falingslengtes word in Figuur 7.20 aangetoon. Faling het plaasgevind teen 'n maksimum druk van 27 MPa.

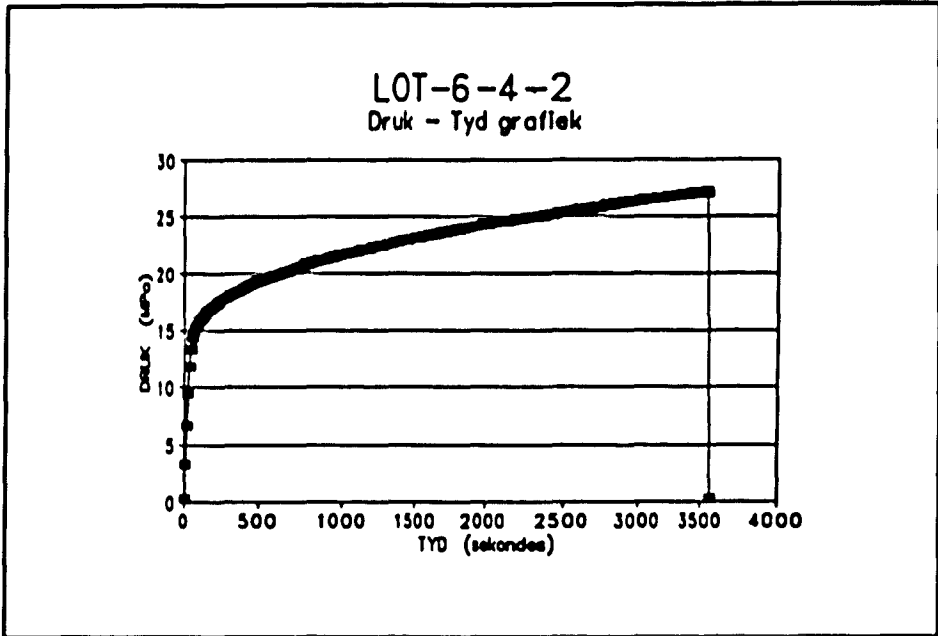


FIGUUR 7.20 Falingsmodusse van LOT-6-4.

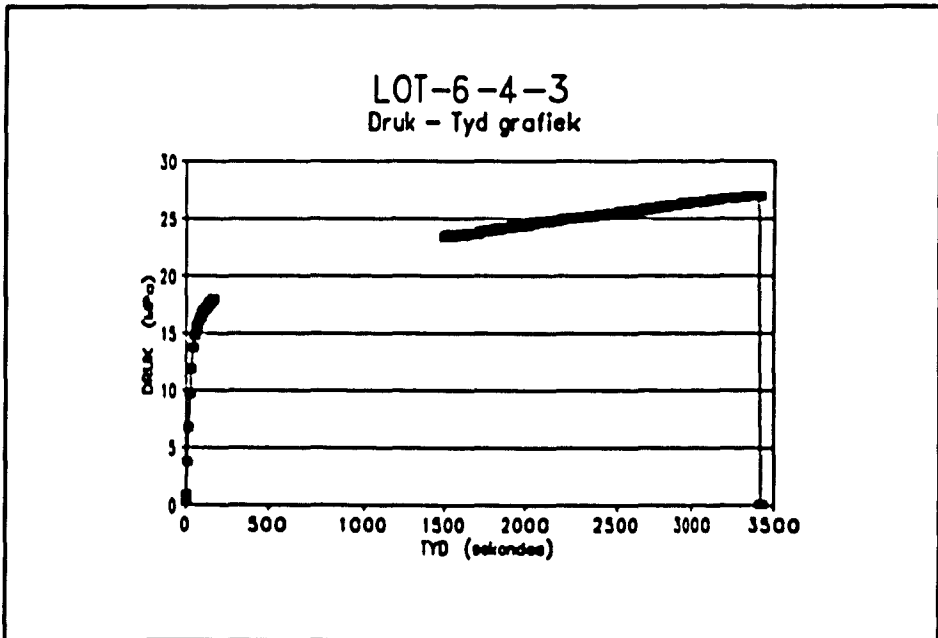


FIGUUR 7.21 Druk-tyd grafiek van LOT-6-4-1.





FIGUUR 7.22 Druk-tyd grafiek van LOT-6-4-2.

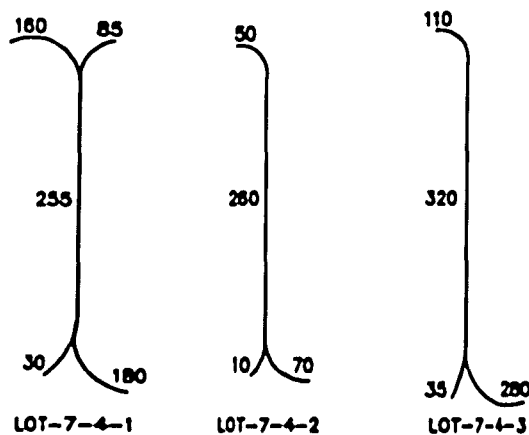


FIGUUR 7.23 Druk-tyd grafiek van LOT-6-4-3.

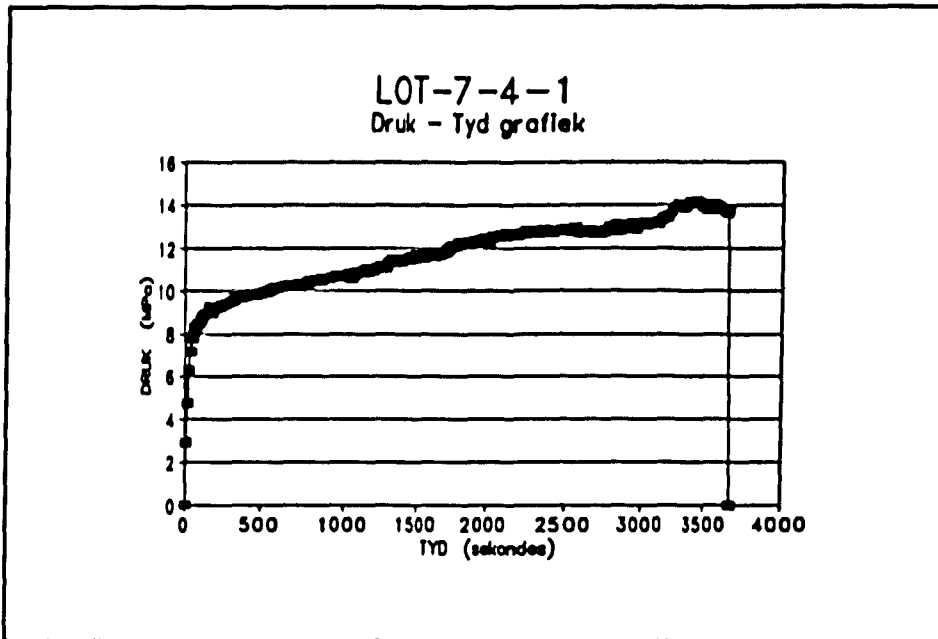
TABEL 7.7 Toetsresultate van LOT-7-4.

VOOR TOETS	Gem. Diameter (mm)		Gem. Wanddikte (mm)
LOT-7-4	76,2		1,155
NA TOETS	Nuwe Gem. Dia. (mm)	Maks. Diameter (mm)	Gem. Wanddikte (mm)
LOT-7-4-1	102,90	109,75	0,848
LOT-7-4-2	102,05	111,25	0,797
LOT-7-4-3	104,77	108,00	0,817
Gemiddeld	103,24	109,67	0,821

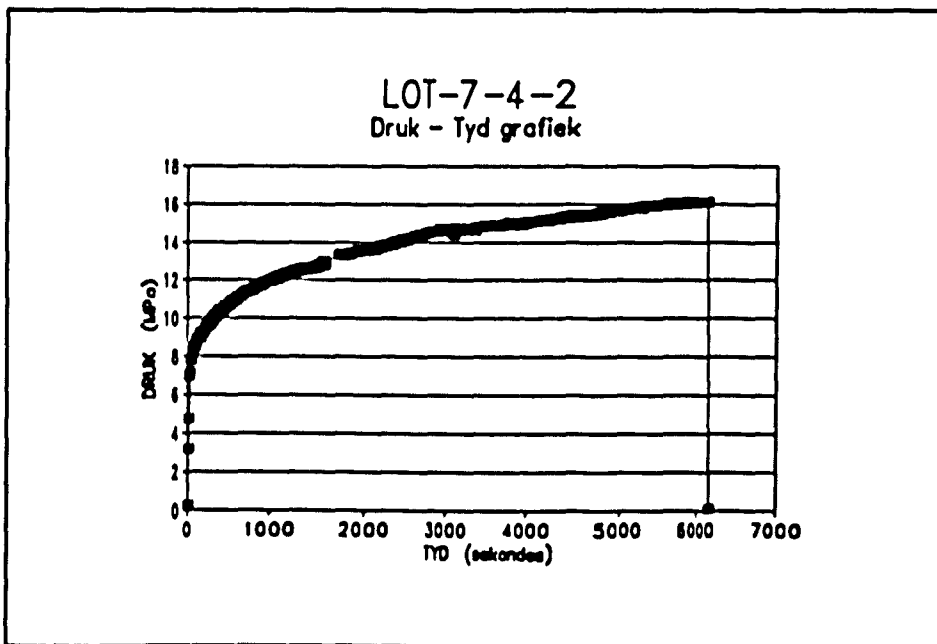
Faling van LOT-7-4 het teen 'n maksimum druk van 16 MPa plaasgevind. LOT-7-4-2 en LOT-7-4-3 het albei op die sweisnaat gefaal in 'n J-vormige falingsmodus. LOT-7-4-1 het op die sweisnaat in die dubbel C-vormige falingsmodus gefaal. Die gemiddelde diametervervorming was 35,5% terwyl die maksimum gemiddelde diametervergrotting 43,9% was. Die wanddikte het gemiddeld met 28,9% afgeneem.



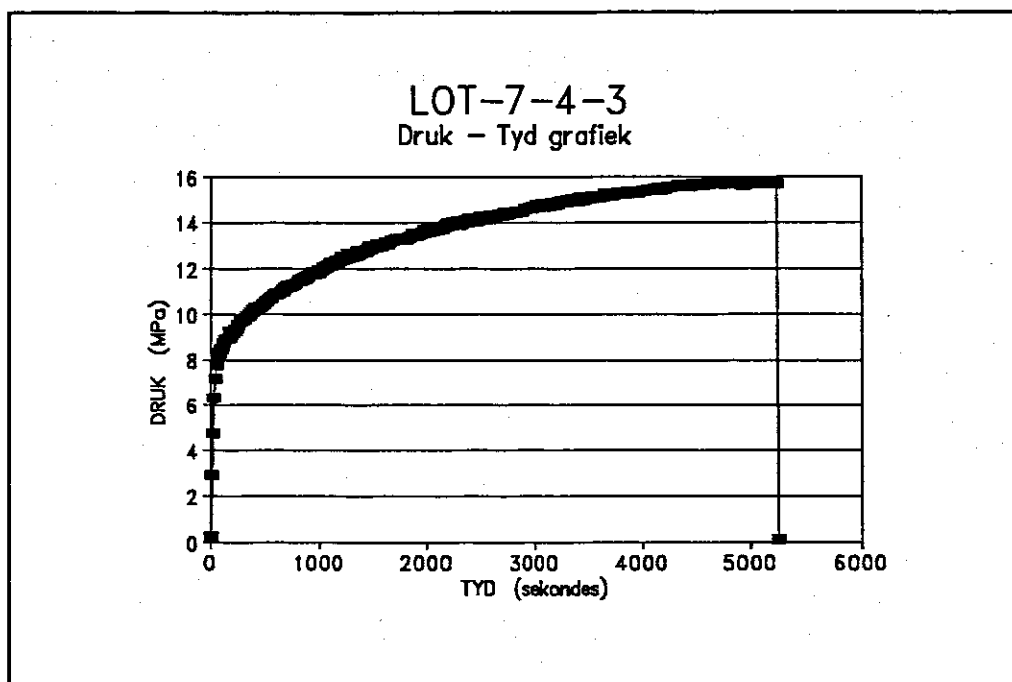
FIGUUR 7.24 Falingsmodusse van LOT-7-4.



**FIGUUR 7.25** Druk-tyd grafiek van LOT-7-4-1.



**FIGUUR 7.26** Druk-tyd grafiek van LOT-7-4-2.



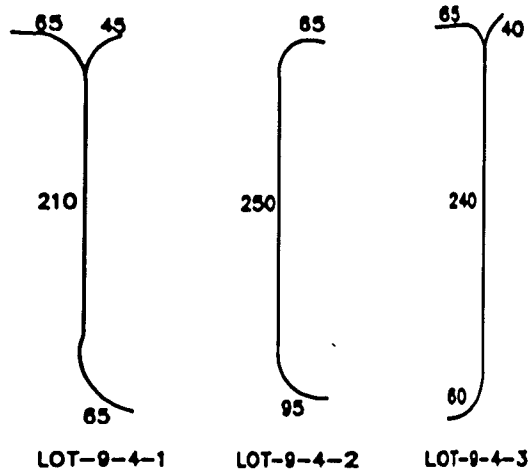
**FIGUUR 7.27** Druk-tyd grafiek van LOT-7-4-3.

**TABEL 7.8** Toetsresultate van LOT-9-4.

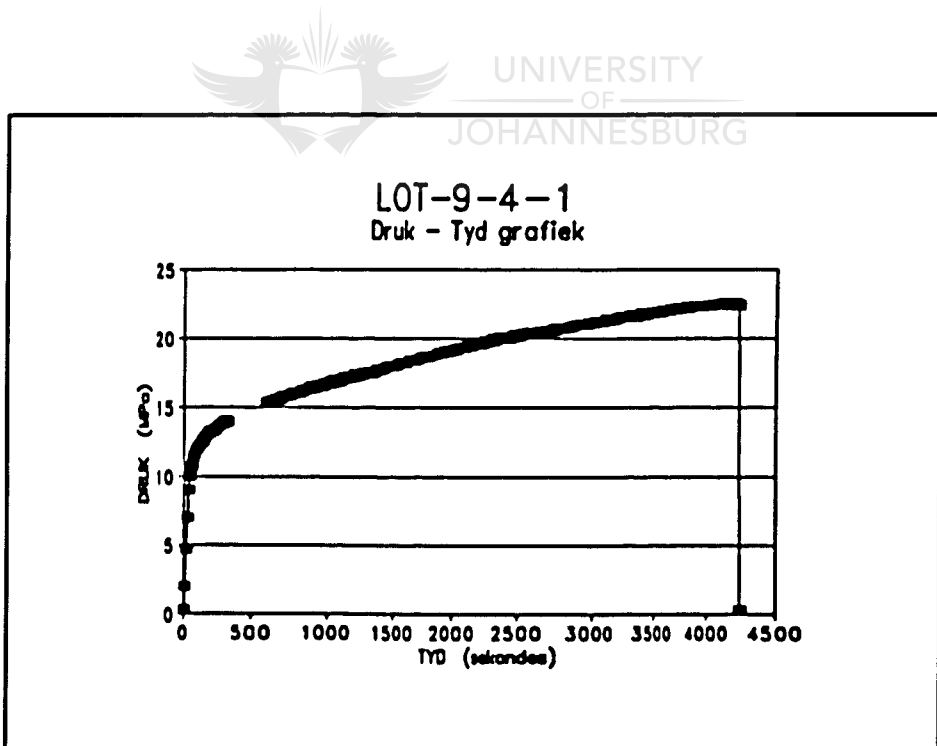
<b>VOOR TOETS</b>	Gem. Diameter (mm)		Gem. Wanddikte (mm)
LOT-9-4	76,2		1,560
<b>NA TOETS</b>	Nuwe Gem. Dia. (mm)	Maks. Diameter (mm)	Gem. Wanddikte (mm)
LOT-9-4-1	100,05	103,00	1,182
LOT-9-4-2	94,48	102,90	1,161
LOT-9-4-3	104,78	108,70	1,146
Gemiddeld	99,77	104,86	1,163

Faling van LOT-9-4 het vir alle toetsmonsters op die sweisnaat voorgekom. LOT-9-4-1 en LOT-9-4-3 het beide in die J-vormige falingsmodus gefaal terwyl LOT-9-4-2 volgens die C-vormige falingsmodus gefaal het. Die

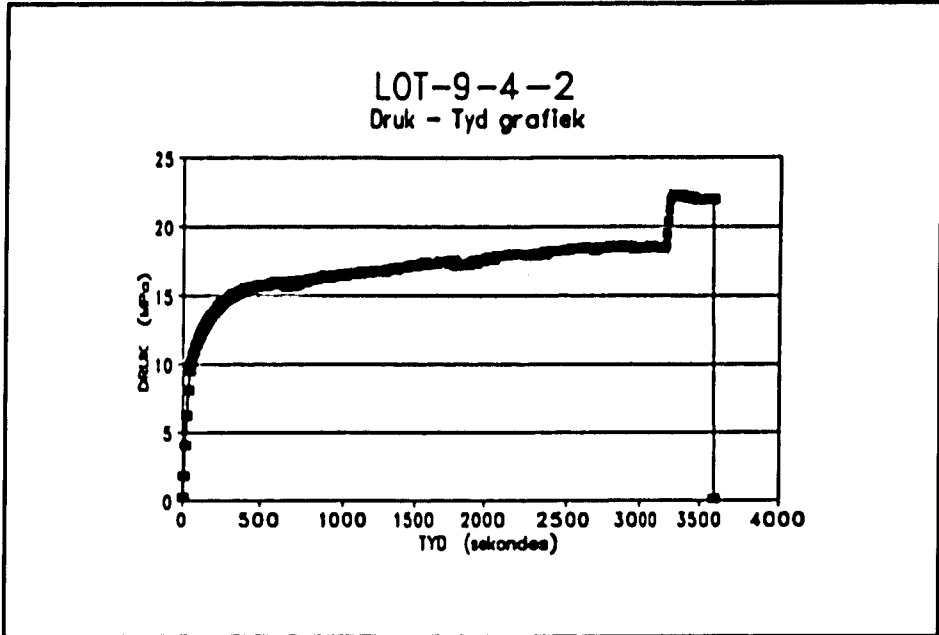
gemiddelde wanddikteafname was 25,4% terwyl die diameter gemiddeld met 30,9% vergroot het en 'n gemiddelde maksimumvergroting 37,6% was. Faling het plaasgevind teen 'n druk van 23 MPa.



FIGUUR 7.28 Falingsmodus van LOT-9-4.



FIGUUR 7.29 Druk-tyd grafiek van LOT-9-4-1.



**FIGUUR 7.30** Druk-tyd grafiek van LOT-9-4-2.

## 7.6 Bespreking van resultate.

Die druk-tyd grafiek van LOT-1-4-1 toon 'n ongewone verskynsel in die vorm van 'n sprong, as gevolg van die seël op die druklewerende suiers wat begin lek het. Dit het veroorsaak dat die druk nie hoog genoeg kon styg om faling te veroorsaak nie. Nuwe seëls op die suiers het die druk na die verlangde waarde opgestoot en faling het voorgekom. Die tydsduur het geen noemenswaardige invloed op die persentasie vervorming gehad nie soos gesien kan word uit die ooreenkoms tussen die diametervervorming van LOT-1-4-1, LOT-1-4-2 en LOT-1-4-3. Die gemiddelde vervorming van die diameter word as effens laag beskou.

Faling van LOT-2-4 het teen 'n baie konstante druk plaasgevind terwyl die vervorming bevredigend was. Die verskil tussen die gemiddelde vervorming en die maksimum gemiddelde vervorming was baie klein wat uniforme vervorming oor die lengte van die pyp aandui. Die uniforme falingslengtes dui ook aan dat die toetsmonsters baie uniform was gedurende die toetse, wat goeie gemiddelde eksperimentele waardes tot gevolg het. Pype van LOT-2-4 was van hoë kwaliteit.

Goeie vervorming en faling weg vanaf die sweisnaat, dui goeie sweislaste aan. Konstante barsdruke en falingsmodusse en faling weg vanaf sweisnate dui aan dat die pype van LOT-3-4 van goeie gehalte was.

Toetsing en falingsdruk van LOT-4-4-1 kan as bevredigend bestempel word omdat 33% vervorming vir die spesifieke monster verkry is en 'n barsdruk van 32 MPa goeie sterkte-eienskappe van die monster aangedui het. LOT-4-4-2 en LOT-4-4-3 het slegs 5% gemiddelde vervorming getoon wat baie laag was. Falingsmodusse vir LOT-4-4-2 en LOT-4-4-3 was glad nie ontwikkel nie as gevolg van sweislasdefekte wat faling op die sweislas veroorsaak het. LOT-4-4-2 en LOT-4-4-3 se toetsmonsters het te vroeg gefaal.

Baie min vervorming was kenmerkend van toetsmonsters van LOT-5-4, wat almal in reglynige falingsmodus op die sweisnaat gefaal het. Faling het baie vinniger en teen laer drukke as wat verwag was, voorgekom. LOT-5-4 het nie aan die verwagte vereistes voldoen nie.

Goeie vervorming en falingslengtes is verkry vir toetsmonsters van LOT-6-4 alhoewel faling op die sweisnaat plaasgevind het. Falingsdruk was konstant op 27 MPa wat aantoon dat die sweisnaat net-net swakker was as die materiaal. Falingsmodus van LOT-6-4 het aanvaarbare resultate gelewer.

Baie goeie vervorming is verkry vir toetsmonsters van LOT-7-4. Die gemiddeldediametervervorming en die maksimum diametervervorming het konstant gebly vir al die toetsmonsters. LOT-7-4-1 het egter teen 'n hoër druk as die ander toetsmonsters gefaal. Falingslengtes was redelik konstant.



Faling van LOT-9-4 het voorgekom nadat goeie vervorming deur diametervergroting en wanddiktevermindering gevind is. Falingsdruk was ook konstant op 23 MPa. Die C-vormige falingsmodus loop die J-vormige falingsmodus vooruit. Die falingsmodus, spesifieke vervorming en die falingslengtes kan direk met mekaar in verband gebring word.

Die laaste eksperimentele opstelling het die puntbelasting en die torsie gekombineer in die poging om faling vroeër te laat plaasvind. Die somtotaal van die longitudinale spanning, die longitudinale spanningskomponent as gevolg van rotasie en die buigspanning moet meer as die tangensiale spanning wees, voordat faling in die aksiale rigting sal plaasvind. Dit sal moeilik gebeur aangesien die longitudinale spanningskomponent en die buigspanningskomponent dan saam meer as helfte van die tangensiale en die tangensiale rotasiëkomponent moet wees. Verder veroorsaak die gekombineerde belastingstoestand onsimmetriese



belastingtoestande wat 'n verdere verdeling van die onderskeie spanningskomponente meebring. Foto 7.2 toon duidelik die onsimmetriese aard van die belastings gedurende die toets. Omdat die tangensiale rotasiespanningskomponent so klein is kan die falingsdruk weereens met Barlow se vergelyking bereken word.

Die verwagte/berekende falingsdruk en die werklike falingsdruk vir die onderskeie stelle toetsmonsters word in Tabel 7.9 gegee. Die verhouding van die werklike barsdruk teenoor die berekende barsdruk word verkry sodat alle toetsmonsters met mekaar vergelyk kan word.

**TABEL 7.9** Verwagte- en werklike barsdrukke.

<b>EKSPERIMENT 4</b>			
	<b>VERWAG (MPa)</b>	<b>WERKLIK (MPa)</b>	<b>WERKLIK/VERWAG (MPa)</b>
<b>LOT-1</b>	<b>29,8</b>	<b>35</b>	<b>1,17</b>
<b>LOT-2</b>	<b>41,1</b>	<b>45</b>	<b>1,10</b>
<b>LOT-3</b>	<b>24,5</b>	<b>30</b>	<b>1,22</b>
<b>LOT-4</b>	<b>31,6</b>	<b>33</b>	<b>1,04</b>
<b>LOT-5</b>	<b>18,5</b>	<b>16</b>	<b>0,87</b>
<b>LOT-6</b>	<b>23,9</b>	<b>27</b>	<b>1,13</b>
<b>LOT-7</b>	<b>14,7</b>	<b>16</b>	<b>1,09</b>
<b>LOT-9</b>	<b>19,8</b>	<b>23</b>	<b>1,16</b>



**FOTO 7.2** Onsimmetriese belastingstoestand.

## HOOFSTUK 8

### BESPREKING EN GEVOLGTREKKING

#### 8.1 Bespreking.

Alle toetsmonsters was 1.9 m lank gewees sodat enige versterkende effekte van die endplate geen invloed op die algehele sterkte van die toetsmonsters sou hê nie. Alle toetsmonsters het aan die ASTM-269 spesifikasie voldoen. Hierdie spesifikasie stel dat die materiaal wat bestel word aan die vereistes van ASTM-A249 -81a moet voldoen wat ook aan die vereistes van ASTM-A269 voldoen.

Die buise word vervaardig van koudgewalste uitgloeide staal volgens die outomatiese TIG-sweisproses sonder enige byvoeging van vulmateriaal. Daarna word die buise by 'n minimum temperatuur van 1040°C in 'n deurlopende uitgloei-oond behandel. Oospertoetse, flenstoetse, afmetingstoetse, hardheidstoetse, omsteltoetse en werwelstroomtoetse word deur die vervaardiger gedoen om buise van hoë kwaliteit te verseker. Geen hoëdruk druktoetse word op die buise gedoen nie.

Die beweging van die pype is voordurend gedurende die toetse gemonitor. Daar is gevind dat die posisie van die sweisnaat geen noemenswaardige rol gespeel het nie. Hierdie feit kan toegeskryf word aan twee aspekte naamlik die grootte van die eksterne belastings en die volledige uitgloeïing van die buise. Die grootte van die eksterne belastings was soveel groter as die beweging van die buis wat veroorsaak is deur die interne druk dat laasgenoemde beweging weglaatbaar word. Metallurgiese ondersoeke van die swiesnaat uit steekproewe van sekere van die toetsmonsters, het aangetoon dat uitgloeïing volledig was en dat korrelgroottes uniform was. Dit het tot gevolg dat die materiaal in en rondom die sweisnaat dieselfde struktuur en eienskappe het as die res van die buismateriaal. Geen

verstywende effek word deur die sweisnaat veroorsaak wat die buis in 'n spesifieke rigting laat kromtrek nie.

Foutiewe rekenaarsagteware was die oorsaak dat die rekenaar periodiek datalesings nie gestoor het nie wat sekere gapings in die druk-tyd grafieke veroorsaak het. Indien hierdie gebeurtenis aan die einde van 'n toets plaasgevind het, het dit veroorsaak dat alle data onherroeplik verwoes was. Dit verduidelik die afwesigheid van party van die druk-tyd grafieke.

Die falingsdruk, falingstyd en vervorming is van belang omdat dit 'n direkte aanduiding van die toetsmonster se eienskappe gee. Die falingsdruk dui sterkte van die toetsmonster aan terwyl die falingstyd 'n goeie maatstaf is van die hoeveelheid vervorming wat elke toetsmonster ondergaan het. Die hoeveelheid vervorming voor faling dien ook as maatstaf om die kwaliteit van die buise aan te dui.

Die eerste eksperimentele opstelling soos in Hoofstuk 4 beskryf word, het aangetoon dat die falingsdruk effens afgeneem het met ooreenkomstige toename in vervorming soos deur die literatuur<sup>67</sup> voorspel was. Slegs LOT-4 se toetsmonsters het onbevredigende resultate gelever, wat toegeskryf kan word aan defektiewe sweislaste.

Ingekleemde toetsmonsters ondervind 'n selfgeïnduseerde aksiale belasting tesame met die interne druk. Die aksiale belasting op die toetsmonster word veroorsaak deur die diametervergroting omdat konstante volume behoue moet bly. Die diameter vergroot, die wanddikte neem af wat veroorsaak dat die lengte van die buis ook sal afneem. Indien die buis se eindpunte ingeklem word, word enige lengte afname verhoed wat tot 'n aksiale belasting lei.

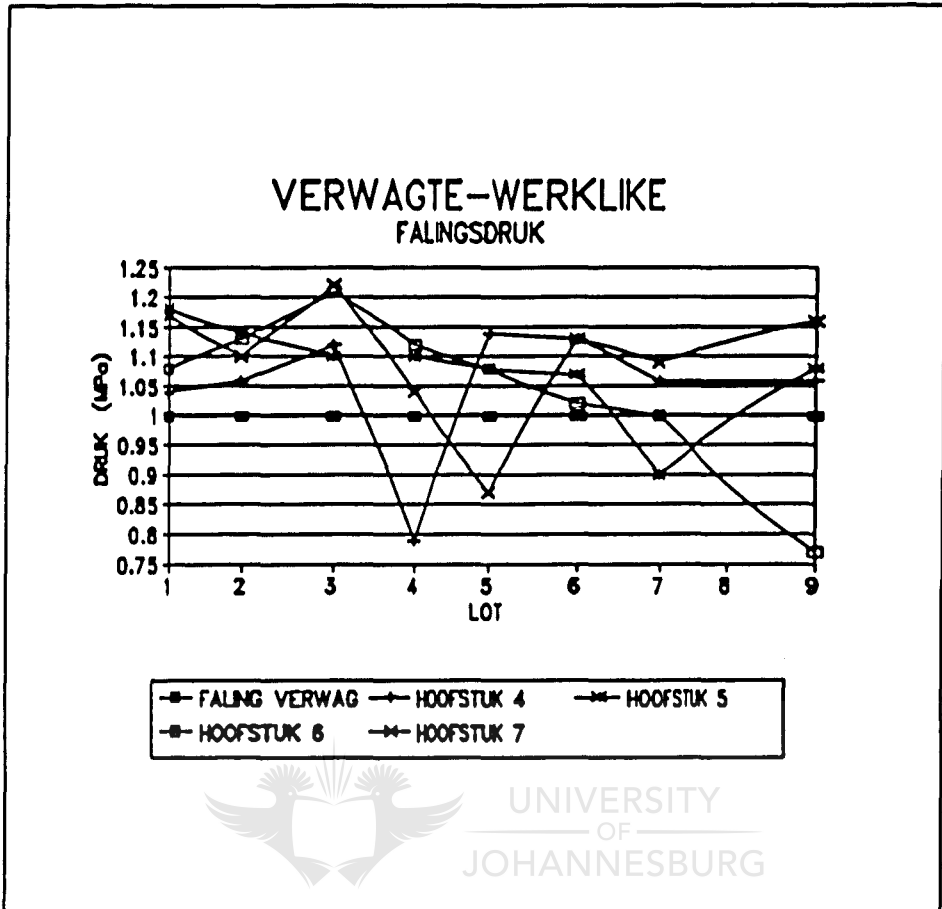
Resultate van die tweede eksperimentele opstelling, waar buise onderwerp was aan 'n puntbelasting en stygende interne druk, het aangetoon dat slegs

LOT-7 nie aan die vereistes voldoen het nie en gefaal het voordat die verwagte barsdruk bereik kon word. Daar is gevind dat deurbuiging uitermatig was soos in Foto 5.3 en Foto 5.4 gesien kan word. Die uitermatige deurbuiging het egter nie die falingsdrukke beïnvloed nie, soos in Figuur 8.1 gesien kan word.

Die derde eksperimentele opstelling soos in Hoofstuk 6 beskryf word, beskou 'n buis wat gelyktydig aan 'n torsionele belasting en 'n stygende interne druk onderwerp word. Resultate wat verkry is, was bevredigend en slegs LOT-9 het onder die verwagte barsdruk gefaal. Alle toetsmonsters van LOT-9 het langs die sweisnaat gefaal. Die onbevredigende resultate kan verduidelik word aan die hand van 'n defektiewe sweislas. Uitermatige hoeveelhede rotasie is verkry soos gesien kan word in Foto 6.1, waar 'n rotasie van  $180^\circ$  verkry is. Rotasie van meer as  $360^\circ$  was nie ongewoon nie terwyl die barsdrukke min daardeur geïmmuniseer was.

Indien die vergelykende resultate in Figuur 8.1 beskou word wil dit voorkom asof groter diameter buise meer deur die torsionele las beïnvloed word as die kleiner diameter buise aangesien die verhouding van die werklike-teenoor die verwagte falingsdruk afneem namate die buisdiameter vergroot.

Daar was weereens groot hoeveelhede deurbuiging en rotasie verkry vir die gekombineerde belastingsgeval terwyl die falingsdrukke heelwat hoër was as wat verwag was. Die hoeveelheid deurbuiging en rotasie het effens afgeneem vir die gekombineerde belastingsgeval in vergelyking met die aparte belastingsgeval. Alle toetsmonsters behalwe LOT-6 het aan die verwagtinge voldoen en op of bo die verwagte falingsdruk gebars soos uit Figuur 8.1 gesien kan word. LOT-6 het nie die verwagte barsdruk behaal nie as gevolg van sweislasdefekte omdat alle toetsmonsters van LOT-6 op die sweisnaat gefaal het.



**FIGUUR 8.1** Vergelykende resultate.

Soos gesien kan word uit die nommerstelsel en Figuur 8.1 bestaan daar nie 'n LOT-8 nie. Die rede hiervoor is dat LOT-8 bestaan het uit 76.2 mm diameter pype met 'n wanddikte van 2 mm wat gebruik is vir die opstelling van elke eksperimentele opstelling om sodoende enige probleme wat ondervind kon word op te los.

## 8.2 Gevolgtrekking.

Vanuit die onderskeie resultate sowel as die gekombineerde resultate kan gesien word dat falingsdrukke bo die verwagte falingsdrukke bereik is. Daar was slegs vier gevalle waar die verwagte druk nie bereik was nie en al die gevalle kon verhoed gewees het deur beter gehaltebeheer toe te pas.

Goeie vervorming, deurbuiging en rotasie is afsonderlik en gekombineerd verkry terwyl die eksterne belastings geen noemenswaardige effek getoon het nie alhoewel klein verskille tussen die onderskeie belastingstoestande verkry is. Nadere beskouing van Figuur 8.1 wil voorstel dat eksterne belastings 'n kleiner effek het op die falingsdruk van buise met kleiner diameters, omdat die algemene werklike falingsdrukpatroon afneem namate die diameter toeneem. Hierdie is egter gebaseer op 'n beperkte aantal toetsmonsters en sou eers na deeglike intensiewe toetse bevestig kan word al dan nie.

Die spesifieke posisie van die sweisnaat gedurende die toetse het ook geen noemenswaardige rol gespeel nie en die falingsposisie of rigting kon nooit voorspel word nie, behalwe in die gevalle waar defekte duidelik sigbaar waarneembaar was voor toetsing.

Daar is gevind dat die teorie baie goed aansluit by die prakties verkryde waardes. Die verskil kan toegeskryf word aan werksverharding wat nie in Barlow se vergelyking in ag geneem word nie. Ander faktore soos ovaalvorming, bifurkasie en kraakgroei sal vermoedelik van groter belang wees in groter diameter pype met dikker wanddiktes aangesien dit oënskynlik geen noemenswaardige effek op die getoetsde buise gehad het nie.

### 8.3 Verdere studie.

In die geheel gesien kan groter gebruik van longitudinaal gesweide buise in die toekoms verwag word mits beter gehaltebeheer toegepas kan word. Dit bied die geleentheid tot verdere studie.

Daar word voorgestel dat soortgelyke toetse uitgevoer word op naatlose buise en dat 'n vergelyking dan getref word waarop 'n voorlegging aan die industrie gemaak kan word.

## VERWYSINGS.

1. **Sechler, E.E; Fung, Y.C;** Thin-Shell Structures, Theory, Experiment and Design. Prentice-Hall. Inc Englewood Cliffs. New Jersey. 1974.
2. **Prëtorius, J;** Interne Druk in Dunwandige Silinders. Randse Afrikaanse Universiteit. Junie 1990.
3. **Cooper, W.E;** The Significance of the Tensile Test to Pressure Vessel Design. Welding Journal. Vol. 36. 1957.
4. **Kachanov, L.M;** Foundations of the Theory of Plasticity. North-Holland Publishing Company. Amsterdam. 1971.
5. **Hill, R;** The Mathematical Theory of Plasticity. The Clarendon Press. Oxford. 1950.
6. **Hoffman, O; Sachs, G;** Introduction to Pipe Stress Analysis. McGraw-Hill. New York. 1953.
7. **Stephens, R.C; Bothma, H.J;** Sterkteleer, Teorie en Voorbeelde. Juta. Johannesburg. 1978.
8. **Stroakers, B;** Plastic and Visco-Plastic Instability of a Thin Tube under Internal Pressure, Torsion and Axial Tension. International Journal of Mechanical Sciences. Vol. 10. 1968.
9. **Mellor, P.B;** Tensile Instability in Thin-Walled Tubes. International Journal of Mechanical Science. Vol. 4. No. 3. 1962.
10. **Weil, N.A;** Bursting Pressure and Safety Factors for Thin-Walled Vessels. J. Franklin Institute. Vol. 265. 1959.
11. **Jones, B.H;** Assessing Instability of Thin-Walled Tubes Under Biaxial Stresses in the Plastic Range. Experimental Mechanics. 1968.
12. **Marin, J; Sauer, J.A;** Plastic Stress-Strain Relations under Radial and Non-Radial Combined Stress Loading. J. Franklin Institute. Vol. 256. 1953.
13. **Marin, J; Hu, L.W;** On the Validity of Assumptions Made in Theories of Plastic Flows for Metals. Transaction of ASME. Vol. 75. 1953.
14. **Fraenkel, S.J;** Experimental Studies of Biaxially Stressed Mild Steel in the Plastic Range. Journal of Applied Mechanics. Paper No. 48-APM-1.



15. **Franklin, D;** Theory of Plastic Instability in Thin-Walled Tubes. *Acta Metallurgica*. Vol. 20. June 1972.
16. **Lankford, W,T; Saibel, E;** Transaction of the American Institute of Mining Engineers 171. No. 562. 1947.
17. **Hoffman, O; Sachs, G;** Introduction to the Theory of Plasticity for Engineers. McGraw-Hill. 1953.
18. **Hu, L.W; Pae, K.D;** Inclusion of the Hydrostatic Stress Component in Formulation of the Yield Condition. *Journal of the Franklin Institute*. Vol. 275. No. 6. 1963.
19. **Barnby, J.T; Culpan, E.A; Morris, A.E; Husy, L.J; Atherton, M.S; Rae, D.M;** The Fracture Resistance of Nickel Aluminium Bronze Tubes. Vol. 13. No. 5. October 1977.
20. **Woo, D.M; Hawkes, P.J;** Determination of Stress/Strain Characteristics of Tubular Materials. *Journal of the Institute of Metals*. Vol. 96. 1968.
21. **Oberem, K;** Manufacture of Seamless Tubes. *Metallic Plant Technology*. Vol. 8. No. 1. 1985.
22. **Crocker, S;** Piping Handbook. McGraw-Hill. New York. 1973.
23. **Manning, W.R.D;** The Overstrain of Tubes by Internal Pressure. *Engineering*. Feb 1945.
24. **The M.W. Kellogg Company.** Design of Piping Systems. John Wiley & Sons. New York. 1961.
25. **Kanninen, M.F; Broek, D; Hahn, G.T;** Towards an Elastic-Plastic Fracture Mechanics Predictive Capability for Reactor Piping. *Nuclear Engineering and Design*. Vol. 48. 1978.
26. **Wilson, I.L.W; Perment, F.W; Aspdon, R.G; Begley, R.T;** Caustic Stress-Corrosion Behavior of Fe-Ni-Cr Nuclear Steam Generator Tubing Alloys. *Nuclear Technology*. Vol. 31. No. 1. October 1976.
27. **Chohan, R.K;** Plastic Deformation Induced by Pressure Transients in Fluid-Filled Pipes. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. Vol. 33. No. 5. 1988.
28. **Yazaki, Y; Hashirizaki, S; Nishida, S; Urashima, C;** Influence of Inner Surface Defects on the Fatigue Strength of Pipe Subjected to Cyclic Internal Pressure. *Journal of Pressure Vessel Technology*. Vol. 100. No. 4. November 1978.

29. **Yukitoshi, T; Yoshikawa, K; Elevated Temperature Strength of Tubes and Pipes after Prolonged Service. The Sumitomo Search. No. 16. November 1976.**
30. **Glazkov, V.I; Scale Factor in Thin-Wall Tubing Expansion. Soviet Aeronautics. Vol. 19. No. 1. 1976.**
31. **Tvergaard, V; Effect of Thickness Inhomogeneities in Internally Pressurized Elastic-Plastic Spherical Shells. Journal of the Mechanics of Physics of Solid. Vol. 24. 1976.**
32. **Ragab, A.R; Khorshid, S.A; Takla, R.M; Limit Strains for Thin-Walled Tubes with Initial Thickness Inhomogeneity. Journal of Engineering Materials and Technology. Vol. 107. No. 4. October 1985.**
33. **Lemaignan, C; Controlled Cracking of Tubes. International Journal of Pressure Vessels and Piping. Vol. 15. No. 4. 1984.**
34. **Stacey, A; Webster, G.A; Determination of Residual Stress Distributions in Autofrettage Tubing. International Journal of Pressure Vessels and Piping. Vol. 31. No. 3. 1988.**
35. **Takahashi, H; Shiono, I; Chida, N; Endo, K; Bauschinger Curves at Large Strain. Bulletin of JSME. Vol. 27. No. 232. October 1984.**
36. **Takada, I; Surgie, E; Effect of Cyclic Straining on the Stress-Strain Behavior of Line Pipe Steel. Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan. Vol. 16. No. 10. 1976.**
37. **Purazarang, K; Tavassoli, A.A; Technical Note: Inclusion Induced Lamellar Tearing in Steel Pipe, Welding Journal. Vol. 58. No. 9. September 1979.**
38. **Malysh, A.D; Ya. Ostrin, G; Burnos, V.A; Tertyschnik, I.M; Kolpakova, G.V; Accuracy of Determining the Strength Properties of Pipe Material, Industrial Laboratories USSR. Vol. 53. No. 4. April 1987.**
39. **Woo, D.M; Tube-Bulging under Internal Pressure and Axial Force. Journal of engineering materials and Technology. Vol. 95. No. 1. January 1973.**
40. **Woo, D.M; Lua, A.C; Plastic Deformation of Anisotropic Tubes in Hydraulic Bulging. Journal of Engineering Materials and Technology. Vol. 100. No. 4. October 1978.**
41. **Manabe, K; Nishimura, H; Influence of Material Properties in Forming of Tubes. Baender Blecher Rohre. Vol. 24. No. 9. September 1983.**

42. **Hill, R;** A Theory of the Plastic Bulging of a Metal Diaphragm by Lateral Pressure. *The Philosophical Magazine*. Vol. 41. No. 7. 1950.
43. **Leitch, B.W;** The Plain-Strain, Work-Hardening Response of an Internally Pressurized Cylinder Containing Surface Flaws. *Engineering Fracture Mechanics*. Vol. 23, No. 5. 1986.
44. **Badran, F.M.F; Emara, K.M;** Axially Uniform Tube Bulging. *Sheet Metal Industries*. Vol. 55. No. 11. November 1978.
45. **Sauer, W.J; Gotera, A; Robb, F; Huang, P;** Free Bulging of Tubes under Internal Pressure and Axial Compression. *Manufacture of Engineering Transaction*. 1978.
46. **Durban, D;** A Finite Strain Axially-Symmetric Solution for Elastic Tubes. *International Journal of Solids and Structures*. Vol. 24. No. 7. 1988.
47. **Hill, R;** A General Theory Of Uniqueness and Stability in Elastic-Plastic Solids. *Journal of Mechanical Physical Solids*. Vol. 6. 1958.
48. **Prachuktam, S; Reich, M; Rajan, J;** Failure Analysis of Tubes with Wastages. *Journal of ASME Papers*. No. 79-PVP-113. June 1979.
49. **Paris, P.C; Tada, H; Zahoor, A;** The Theory of Instability of the Tearing Mode of Elastic-Plastic Crack Growth. *Special Technical Publication ASTM STP 668*. Mar1979.
50. **Hasegawa, K; Shimizu, T; Sakata, S; Shida, S;** Leakage and Breakage Estimation Based on a Nett-Stress Approach for Stainless Steel Pipes with Circumferential Cracks. *Nuclear Engineering and Design*. Vol. 81. No. 8. September 1984.
51. **Kurihara, R; Ueda, S; Sturm, D;** Estimation of the Ductile Unstable Fracture of Pipe with a Circumferential Surface Crack Subjected to Bending. *Nuclear Engineering and Design*. Vol. 106. No. 2. February 1988.
52. **Smith, E;** Instability of Circumferential Crack Growth in Pipes-I. A Pipe with Build-In Ends. *International Journal of Engineering Science*. Vol 23. No. 9. 1985.
53. **Smith, E;** Instability of Circumferential Crack Growth in Pipes-II: A Pipe with Freely Supported Ends. *International Journal of Engineering Science*. Vol. 23. No. 9. 1985.
54. **Smith, E;** Instability of a Complex-Shaped Circumferential Crack in a Pipe Subject to Bending Loads. *Engineering Fracture Mechanics*. Vol. 24. No. 6. 1986.

55. **Smith, E;** Effect of an Axial Compressive Load on the Stability of a Circumferential Crack in a Stainless Steel Pipe that is Built in at Both Ends. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. Vol. 30. No. 5. 1987.
56. **Smith, E;** Instability of Circumferential Crack Growth in Pipes-III: A Pipe with Built-In Ends; The Effects of a) The Type of Imposed Deformation, and b) The Flexibility at the Built-In Ends. *International Journal of Engineering Science*. Vol. 26. No. 1. 1988.
57. **Smith, E;** Instability of Circumferential Crack Growth in Pipes-IV: The Effect of Restraints on the Instability Criterion. *International Journal of Engineering Science*. Vol. 26. No. 1. 1988.
58. **Zahoor, A;** Fracture of Circumferentially Cracked Pipes. *Journal of Pressure Vessel Technology*. Vol 108. No. 4. November 1986.
59. **Zahoor, A;** J-Integral and Tearing Modulus Estimates for Circumferentially Cracked Pipes in Torsion. *Journal of Pressure Vessel Technology*. Vol. 108. No. 4. November 1986.
60. **Pan, J;** Some Considerations on Estimation of Energy Release Rates for Circumferentially Cracked Pipes, *Journal of Pressure Vessel Technology*. Vol. 106. No. 4. November 1984.
61. **Theuer, E; Ayres, D.J;** Analysis of Leakage Areas in Pipes. *Transaction of the International Conference on Structure of Mechanics in Reactor Technology*. No. F7/7. August 1977.
62. **Ayres, D.J;** Elastic-plastic Dynamic Analysis of Opening Area of an Axial Crack in a Pipe under Pressure. *International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology*. September 1975.
63. **Emery, A.F; Love, W.J; Kobayashi, A.S;** Fracture in Straight Pipes under Large Deflection Conditions-Part 1. *Structural Deformations*. ASME paper. No. 76-PVR9. September 1976.
64. **Love, W.J; Emery, A.F; Kobayashi, A.S;** Fracture in Straight Pipes under Large Deflection Conditions-Part 2, Pipe Pressures. *Journal of Pressure Vessel Technology Transaction of ASME*. Vol. 99. No. 1. February 1977.
65. **Ives, K.O; Shoemaker, A.K; McCartney, R.F;** Pipe Deformation During a Running Shear Fracture in Line Pipe. *Journal of Engineering Materials and Technology*. Vol. 96. 1974.

66. **Hsu, T.R; Bertels, A.W.M; Propagation and Opening of a Through Crack in a Pipe Subject to Combined Cyclic Thermomechanical Loading. Journal of Pressure Vessel Technology Transaction of ASME. Vol. 98. No. 1. February 1976.**
67. **Emery, A.F; Kobayashi, A.S; Love, W.J; Jain, A; Dynamic Propagation of Circumferential Cracks in two Pipes with Large-Scale Yielding. Journal of Pressure Vessel Technology Transaction of ASME. Vol. 102. No. 1. February 1980.**
68. **Schulze, H.D; Tolger, G; Bodmann, E; Fracture Analysis on the Initiation and Propagation of Circumferential and Longitudinal Cracks in Straight Pipes and Pipe Bends. Nuclear Engineering and Design. Vol. 58. 1980.**
69. **Hasebe, S; Koga, T; Okazawa, T; Low Temperature Burst Test of Large Size Steel Line Pipe. The Somitomo Search. No. 10. November 1973.**
70. **Harrison, R.P; Darlaston, B.J.L; Townley, C.H.A; Failure Assesment of Pressure Vessels under Yielding Conditions. Proceedings of Third International Conference on Pressure Vessel Technology, Part II. 1977.**
71. **Baum, M.R; Axial Rupture of Large-diameter, Gas-Pressurised, Steel Pipes. International Journal of Pressure Vessels and Piping. Vol. 21. No. 1. 1985.**
72. **Hood, J.E; Jamieson, R.M; Ductile Fracture in Large Diameter Pipe. Journal of the Iron and Steel Institute. Vol. 211. No. 5. May 1973.**
73. **Larsson, M; Needleman, A; Tvergaard, V; Storakers, B; Instability and Failure of Internally Pressurized Ductile Metal Cylinders. Journal of the Mechanics of Physics and Solids. Vol. 30. 1982.**
74. **Bordubanov, V.G; A Method of Determination of the Failure Pressure in Tubular Specimens with a Surface Defect. Industrial Laboratories (USSR). Vol. 5. No. 6. June 1985.**
75. **Klefner, J.F; Maxey, W.A; Elber, R.J; Duffy, A.R; Failure Stress Levels of Flaws in Pressurized Cylinders. Progress in Flaw Growth and Failure Toughness Testing ASTM STP 536. Vol. 536. July 1973.**
76. **MacGregor, C.W; Coffin, L.F; Fisher, J.C; Journal of Applied Physics. Vol 19. 1948.**
77. **Rogan, J; Fatigue Strength and Mode of Fracture of High Pressure Tubing made from Low-Alloy High-Strength Steels. International Conference on High Pressure Engineering. 1975.**

78. **Hamada, M; Yokoyama, R; Kitagawa, H; An Estimation of Maximum Pressure for a Thick-Walled Tube Subjected to Internal Pressure. International Journal of Pressure Vessels and Piping. Vol. 22. No. 4. 1986.**
79. **Mellor, P.B; Ultimate Strength of Thin-Walled Shells and Circular Diaphragms Subjected to Hydrostatic Pressure. International Journal of Mechanical Science. Vol. 1. 1960.**
80. **Salmon, M.A; Plastic Instability of Cylindrical Shells with Rigid End Closures. Ph.D Thesis. Illinois Institute of Technology. June 1962.**
81. **Weil, N.A; Tensile Instability of Thin-Walled Cylinders of Finite Length. International Journal of Mechanical Sciences. Vol. 5. 1963.**
82. **Salmon, M.A; Plastic Instability of Cylindrical Shells with Rigid End Closures. ASME Journal of Applied Mechanics. Vol. 30. No. 3. September 1963.**
83. **Salmon, M.A; Asce, A.M; Large Deformation of Pressurized Cylinders. Journal of the Engineering Mechanics Division. Vol. 92. 1966.**
84. **Dubey, R.N; Instabilities in Thin Elastic-plastic Tubes. International Journal of Solids and Structures. Vol. 5. 1969.**
85. **Kitagawa, H; Bifurcation Analysis of Thin-Walled Tube Subjected to Internal Pressure and Axial Tension. Bulletin of ASME. Vol. 27. No. 227. May 1984.**
86. **Lefebvre, D; Chebl, C; Thibodeau, L; Khazzari, E; A High-Strain Biaxial-Testing Rig for Thin-Walled Tubes under Axial Loads and Pressure. Experimental Mechanics. Vol. 23. No. 4. December 1983.**
87. **Chater, E; Neale, K.W; Large Strain Inelastic Behaviour of Cylindrical Tubes. International Journal of Solids and Structures. Vol. 19. No. 8. 1983.**
88. **Turner, C.E; Floyd, H; Examination of the Theories for Calculating the Stresses in Pipe Bends Subjected to In-Plane Bending. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. Vol. 171. 1957.**
89. **Sherman, D.R; Asce, M; Tests of Circular Steel Tubes in Bending. Journal of the Structural Division. Vol. 102. No. 11. November 1976.**
90. **Belke, L; A Simple Approach for Failure Bending Moments of Straight Pipes. Nuclear Engineering Design, Vol. 77. 1984.**

91. **Axelrad, E.L; Emmerling, F.A; Collapse Load of Elastic Tubes under Bending, Israel Journal of Technology. Vol. 22. No. 2-3. 1984-1985.**
92. **Bish, J.F; The Phenomenon of Rerounding. Journal of Pipelines. Vol. 7. No. 1. November 1987.**
93. **Brazier, L.G; On the Flexure of Thin Cylindrical Shells and other Thin Sections. Proceedings of the Royal Society of London Series A. Vol. 116. 1927.**
94. **Zahng, L.C; Yu, T.X; An Investigation of the Brazier Effect of a Cylindrical Tube under Pure Elastic-Plastic Bending. International Journal of Pressure Vessels and Piping. Vol. 30. No. 2. 1987.**
95. **Spence, J; A Note on the Gross Correction for Noncircular Inelastic Pipe Bends under In-Plane Bending. Journal of Pressure Vessel Technology. Vol. 101. No. 1. February 1979.**
96. **Lang, H.A; Mean Stresses and Mean Displacements in Thin-Walled Curved Circular Tubing. International Journal of Pressure Vessels and Piping. Vol. 21. No. 1. 1985.**
97. **Gonzalez, A.M; Analytical Model for Failure Bending Moment of Straight Pipes Including Residual Stress and Ovality. International Journal of Pressure Vessels and Piping. Vol. 30. No. 4. 1987.**
98. **Hui, X.Z; Wei, Z; The General Conditions for Thin-Walled Curved Tubes with Arbitrary Loadings and Various Boundary Conditions. International Journal of Pressure Vessels and Piping. Vol. 26. No. 2. 1986.**
99. **Beskin, L; Bending of Curved Thin Tubes. Journal of Applied Mechanics, Transactions of ASME. Vol. 12. 1945.**
100. **Thurstone, G.A; Critical Bending Moment of Circular Cylindrical Tubes. Journal of Applied Mechanics. Transaction of ASME. Vol. 44. No. 1. March 1977.**
101. **Watanabe, O; Ohtsubo, H; Inelastic Flexibility and Strain Concentration of Pipe Bends in Creep Range with Plastic Effects. Journal of Pressure Vessel Technology. Vol. 102. No. 3. August 1980.**
102. **Calladine, C.R; Thin-walled Elastic Shells Analysed by a Rayleigh method. International Journal of Solids and Structures. Vol. 13. 1977.**
103. **Thomson, G; Spence, J; The Influence of Flanged end Constraints on Smooth Curved Tubes under In-Plane Bending. International Journal of Pressure Vessels and Piping. Vol. 13. No. 2. 1983.**

104. **Corona, E; Kyriakides, S; On the Collapse of Inelastic Tubes under Combined Bending and Pressure. International Journal of Solids and Structures. Vol. 24. No. 5. 1988.**
105. **Darlaston, B.J; Harrison, R.P; Ductile failure of Thin Walled pipes with Defects under Combinatons of Internal Pressure and Bending. Proceedings of Third International Conference on Pressure Vessel Technology, Part II. 1977.**
106. **Ohashi, Y; Tokuda, M; Precise Measurement of Plastic Behaviour of Mild Steel Tubular Specimens Subjected to Combined Torsion and Axial Force. Journal of the Mechanics of Physics and Solids. Vol. 30. 1982.**
107. **Chaudhuri, R.A; Abu-Arja, K.R; Plastic Deformation of a Boron/Aluminum Tube under Multi-axial Loadings. Computers and Structures. Vol. 24. No. 6. 1986.**
108. **Finnie, I; Abo EL Ata, M.M; Creep and Creep-Rupture of Copper Tubes under Multiaxial Stress. Advances in Creep Design. A.E.Johnson Memorial Volume. 1971.**
109. **Harvey, S.J; Toor, A.P; An Anisotropic Plasticity Model for Inelastic Multi-Axial Cyclic Deformation. Computer Structure. Vol. 16. 1983.**
110. **Tobushi, H; Narumi, Y; Ohashi, Y; Nakana, W; Deformation of a Thin-Walled Tube of Softened Celluloid under Cyclic Torsional Stress with Superimposed Constant Axial Stress. Bulletin of JSME. Vol. 27. No. 233. November 1984.**
111. **Neale, K; Schroeder, J; Plastic Buckling of a Thin Tube under Cyclic Torsion. Journal of Applied Mechanics. Vol. 39. No. 3. September 1972.**
112. **Srinath, L.S; Srinivasa, N; Hareesh, T.V; Determination of Stress-Intensity Factors for Cracks in Tubes under Torsion. Experimental Mechanics. Vol. 23. No. 3. September 1983.**
113. **Seaman, W.J; Wan, F.Y.M; Lateral Bending and Twisting of Thin-Walled Curved Tubes. Studies in Applied Mathematics. Vol. 53. 1974.**
114. **Larson, L.D; Stokey, W.F; Franzen, A.E; An Approximate Model for an Elastic-Plastic Pipe Element under Combined Loading. Journal of Pressure Vessel Technology. Vol. 97. No. 1. February 1975.**
115. **Franzen, W.E; Stokey, W.F; The Elastic-Plastic Behavior of Stainless Steel Tubing Subjected to Bending, Pressure and Torsion. Second International Conference on Pressure Vessel and Piping Technology. Part 1. Design and Analysis. ASME 1973.**



116. **Larson, L.D; Stokey, W.F; The Inelastic Deformation of Pressurized Stainless Steel Tubes Under Dynamic Bending and Torsional Loading. Journal of Pressure Vessel Technology Annual Survey of ASME. Vol. 99. No. 2. May 1977.**



UNIVERSITY  
OF  
JOHANNESBURG

## ADDISIONELE VERWYSINGS

**Agarwal, V.K;** On Finite Anti-plane Shear for Compressible Elastic Circular Tube, *Journal of Elasticity*. Vol. 9. No. 3. July 1973.

**Chernyshev, V.K;** The Determination of the Optimum Dimensions of Longitudinal Welds in Pipes Subjected to Cold Working. *Welding Production*. Vol. 26. No. 11. November 1979.

**Clay, D.B; McCutcheon, D.B;** Development of Line Pipe Steels, *Rosenhain Centenary Conference. The Contribution of Physical Metallurgy to Engineering Practice*. September 1975.

**Dooley, R.B;** Canada's Boiler Tube Failure Experience. *Canadian Electrical Association of Engineering Operations Division Transaction*. Vol. 23. No. 5. 1984.

**Durban, D;** Large Strain Solution for Presurised Elasto/Plastic Tubes. *Journal of Applied Mechanical Transactions of ASME*. Vol. 21. No 12. December 1979.

**Franklin, D;** Theory of Plastic Instability in Thin-Walled Tubes. *Acta Metallurgica*. Vol. 20. June 1972.

**Grebner, H;** Finite Element Calculation of Stress Intensity Factors for Complete Circumferential Surface Cracks at the Outer Wall of a Pipe. *International Journal of Fracture*. Vol. 27. 1985.

**Hu, L.W; Pae, K.D;** Inclusion of the Hydrostatic Stress Component in Formulation of the Yield Condition. *Journal of the Franklin Institute*. Vol. 275. No. 6. 1963.

**Listhuber, F; Wallner, F; Oberhauser, F; Flodl, F;** High Strength Pipe Steels. *Metal Science and Heat Treatment of Metals*. Vol. 17. No. 11. November 1975.

**Milella, P.P;** Outline of Nuclear Piping Research Conducted in Italy. *Nuclear Engineering Design*. Vol. 98. No. 2. January 1987.

**Miyoshi, T; Shiratori, M; Yoshida, Y;** Finite Element Elastic-Plastic Analysis of Growth and Penetration of a Surface Crack. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. Vol. 33. No. 1. 1988.

**Newman, J.B;** Inelastic Column Buckling of Internally Pressurized Tubes. *Experimental Mechanics*. Vol. 13. No. 7. July 1973.

**Papageorgiou, G.L; Jones, N.B; Photoelectric Transducer for Measuring the Length and Diameter of Elastic Vessels. Journal of Biomedical Engineering. Vol. 7. No. 4. October 1985.**

**Priestner, R; Hurst, R.C; Bursting Strength and Toughness of Wire Reinforced Composite Tubes under Uniaxial (Hoop) Stress. International Journal of Mechanical Sciences. Vol. 14. No. 8. August 1972.**

**Roemer, R.E; East, G.H; Prediction of Large Deformation Pipe Whip and Barrier Impact: A Simplified Approach. ASME Paper 80-C2/PVP-48. August 1980.**

**Romanenko, A.A; Bogdanovich, B,N; Nikiforov, V.V; Flaws of Heat-Treated Drive Pipes and their Detectability by the Ultrasound Method. Soviet Journal of Nondestructive Testing. Vol. 22. No. 3. March 1986.**

**Rybicki, E.F; Shadley, J.R; A Three-Dimensional Finite Element Evaluation of a Destructive Experimental Method for Determining Through-Thickness Residual Stresses in Girth Welded Pipes. Journal of Engineering Materials and Technology. Vol. 108. No. 2. April 1985.**

**Tomita, Y; Shindo, A; Nagai, M; Axisymmetric Deformation of Circular Elastic-Plastic Tubes under Axial Tension and Internal Pressure. International Journal of Mechanical Sciences. Vol. 26. No. 6. 1984.**

**Tsangaris, S; Kozis, L; Nonlinearities on the Pressure Pulse Propagation through a Straight Elastic Tube. Ingenieur-Archiv. Vol. 57. No. 1. 1987.**

**Weaver, D.S; Paidoussis, M.P; On collapse and Flutter Phenomena in Thin Tubes Conveying Fluid. Journal of Sound and Vibration. Vol. 50, No. 1. January 1977.**

**Zahoor, A; Piecewise Power Law Hardening for Ductile Tearing Instability Analysis. International Journal of Solids and Structures. Vol. 18. No. 5. 1982.**

**Zahoor, A; An Analysis for Crack Instability in Elastically Confined Yielding Regime. Journal of Stress and Reliability in Design. Vol. 106. October 1984.**

**Zahoor, A; Closed form Expressions for Fracture Mechanics Analysis of Cracked Pipes. Journal of Pressure Vessel Technology. Vol. 107. No. 2. May 1985.**