

國家地震工程研究中心
NATIONAL CENTER FOR RESEARCH ON
EARTHQUAKE ENGINEERING

自來水管線力學試驗
與非線性側推分析之研究

鍾立來 郭峻瑋 陳振豪 劉季宇 吳賴雲

報告編號：NCREE-12-010

中華民國 101 年 12 月

自來水管線力學試驗與非線性側推分析之研究

Tests and Nonlinear Pushover Analysis of Water Pipeline

*鍾立來 **郭峻瑋 **陳振豪 ***劉季宇 ****吳賴雲

Lap-Loi Chung, Chun-Wei Kuo, Zhen-Hao Chen, Gee-Yu Liu, Lai-Yun Wu,

* 國家地震工程研究中心研究員暨國立台灣大學土木工程學系教授

** 國立台灣大學土木工程學系研究生

***國家地震工程研究中心副研究員

****國立台灣大學土木工程學系教授

中華民國 101 年 12 月

December 2012

摘要

台灣位處環太平洋地震帶，平均數十年會發生一次嚴重性的陸上地震，當地震發生時，不論是地上或地下結構物，將面臨嚴峻的考驗，不只是斷層本身造成的災害，因為地震而發生土壤液化危害，也將會對整個地下自來水管線造成嚴重的影響，由於自來水管線屬於維生管線系統，倘因震害無法運作、提供穩定的服務時，勢必對於民生需求以及衛生環境造成一大衝擊，隨之而來的社會安定問題，對於震後的社會又再是另一波的動盪，因此對於自來水管線受地震所引起的損害，是現今進步社會的一項重要課題。

本研究主要方向可分為兩部分，第一部分為延性鑄鐵管(Ductile Iron Pipes, DIP)與K型接頭力學試驗，延性鑄鐵管為台灣常用地下自來水管線，具有高強度、高延展性、安全性高等優點；而K型柔性接頭則是利用壓圈緊壓橡膠圈達到水密性高以及擁有適度的彎曲等優點，藉著軸向抗壓、軸向抗拉、四點式彎矩試驗三種實驗測試管體與接頭的抗拉力、抗壓力與抗彎矩強度以求得管體與接頭的廣義力與位移關係。

第二部分為進行管線非線性側推分析，在執行側推分析之前，必須先配置非線性塑鉸參數，前人研究中利用材料參數與分析的結果建立軸力與彎矩非線性塑鉸，而本研究則是利用試驗結果與非線性挫屈分析的比對結果，對於非線性壓力塑性鉸重新修正。

總合上述兩部分的結果，利用案例分析探討了延性鑄鐵管 DN400mm 的管體受平移斷層之行為，考慮容許錯動量以及管線破壞模式，在管線壓力控制模式下可以發現容許錯動量有減少的趨勢，而撓曲與拉力控制的管線則跟前人的研究結果類似。

關鍵字：地下自來水管線、管線試驗、局部挫屈、非線性鉸、地層錯動、側推分析。

ABSTRACT

In this study, the major research direction was divided into two parts. One was the tests of ductile iron water pipes with type K joints including axial tension, axial compression and four -point bending tests. Another was the nonlinear pushover analysis of continuous ductile iron water pipeline under strike-slip fault.

Ductile iron pipe, which is one of the commonly used water pipeline in Taiwan, has many advantages, such as high strength, ductility, economic and so on. The type K joint utilizes rubber and pressing ring to reach high tightness of water and enough bending angle. In this study, the three tests of water pipes with joints were carried out to get the relationship curves of tension-displacement, compression-displacement and moment-rotation.

Before carrying out nonlinear pushover analysis of pipelines, nonlinear plastic hinges must be set up. In the early literature, material parameter and analysis results were used to set up the axial and moment plastic hinges. In this study, axial compression plastic hinges was modified by combining the results of the tests with analysis of nonlinear compression models.

Combining the results of the two parts mentioned above, pushover analysis was investigated under the strike-slip fault by considering the allowable fault displacement and failure modes of pipes. Under the failure mode controlled by compression and bending of the pipes, the allowable fault displacement tended to be lower compared with the previous literatures. On the other hand, under the failure mode controlled by tension and bending of the pipes, the results of pushover analysis were similar to the early literature.

Keywords: water pipeline tests, pushover analysis, plastic hinges, DIP, type K joint, local buckling

目錄

摘要	i
ABSTRACT	ii
目錄	iii
第一章 緒論	6
1.1 研究動機及目的	6
1.2 文獻回顧	7
1.3 本文內容	9
第二章 試驗規劃介紹	15
2.1 延性鑄鐵管與 K 型接頭尺寸與介紹	15
2.2 軸向抗拉試驗規劃	15
2.2.1 試驗組立	16
2.2.2 試驗加載	16
2.2.3 致動、量測與資料收集系統	17
2.2.4 Sensor 配置	17
2.3 軸向抗壓試驗規劃	18
2.3.1 試驗組立	18
2.3.2 抗壓試驗加載	19
2.3.3 致動、量測與資料收集系統	19
2.3.4 Sensor 配置	20
2.4 四點式彎矩試驗規劃	20
2.4.1 試驗組立	20
2.4.2 試驗尺寸設計	21
2.4.3 夾具製作、橡膠尺寸與橫梁選擇	21
2.4.4 抗彎試驗加載	22

2.4.5	致動、量測與資料收集系統	22
2.4.6	Sensor 配置	23
2.5	材料性質	24
第三章	試驗結果分析與量測觀察	45
3.1	軸向抗拉試驗	45
3.1.1	軸向抗拉試驗分析	45
3.1.2	軸向抗拉試驗觀察	47
3.1.3	軸向抗拉試驗結論	47
3.2	軸向抗壓試驗分析	48
3.2.1	軸向抗壓試驗分析	48
3.2.2	軸向抗壓試驗觀察	50
3.2.3	軸向抗壓試驗結論	51
3.3	四點式抗彎試驗分析	52
3.3.1	四點式抗彎試驗分析	52
3.3.2	四點式抗彎試驗觀察	55
3.3.3	四點式抗彎試驗結論	56
第四章	理論分析與非線性鉸建立	115
4.1	ABAQUS 非線性挫屈分析介紹	116
4.2	DN400 範例分析	117
4.3	理論分析與試驗比較	119
4.4	延性鑄鐵管構件之壓力非線性鉸建立與設定	120
第五章	案例分析	131
5.1	利用 SAP 2000 建立管線側推分析模型	131
5.2	管線受平移斷層之案例分析(拉力與撓曲破壞)	132
5.3	管線受平移斷層案例分析(壓力與撓曲破壞)	134

第六章	結論與建議	165
6.1	結論.....	165
	參考文獻.....	168

第一章 緒論

1.1 研究動機及目的

台灣位處環太平洋地震帶，平均數十年會發生一次嚴重性的陸上地震，當地震發生時，不論是地上或地下結構物，將面臨嚴峻的考驗，不只是斷層本身造成的災害，因為地震而發生土壤液化危害，也將會對整個地下自來水管線造成嚴重的影響，由於自來水管線屬於維生管線系統，倘因震害無法運作、提供穩定的服務時，勢必對於民生需求以及衛生環境造成一大衝擊，隨之而來的社會安定問題，對於震後的社會又再是另一波的動盪，因此對於自來水管線受地震所引起的損害，是現今進步社會的一項重要課題。

由巨觀角度來觀察，地下管線為網狀分布，在地震錯動時，管線的震害來自於地表的震動與變形，當局部的管線破壞，面臨的是區域性的影響。以 1999 年在台灣發生的 921 地震為例子，根據 Tsai 等學者之報告[1]，管線發生破壞的數目以聚氯乙烯管(Poly Vinyl Chloride Pipes, PVCP)為最大宗，其次則為延性鑄鐵管(Ductile Iron Pipes, DIP)，除了管線破壞種類之外，對於延性鑄鐵管受損位置主要可分為接頭、管體及異形管[2]，(異形管為除了圓形管之外其他形狀斷面之管體的統稱，在本文不多作討論)接頭破壞比例分別占總破壞數之 55.1% (集集大地震如圖 1.1)、94.6% (阪神大地震、圖 1.2)，由此可以發現在地層錯動之下，接頭發生破壞的機率大於管體，因此，接頭破壞造成管線喪失其工作性能，故對於接頭進行一系列測試是必須的。

當地下自來水管線受地層錯動時，管線可能因為承受過大之彎矩或軸壓力進而產生局部挫屈(local buckling)[3]如圖 1.3，如果利用梁元素來模擬管線受地層錯動的行為時，並無法表現出管線局部挫屈破壞狀態，一般皆利用殼元素來進行模擬，但是利用殼元素對於整體的計算量以及分析是較為複雜且耗時的，在工程實務上的運用可行性是比較低的，基於上述的原因，本文也利用非線性側推分析，討論地下水自來管線受地層錯動的行為。

1.2 文獻回顧

自來水管線與接頭的管材力學實驗，可以追溯到 Singhal [4]，提出一常用柔性接頭與延性鑄鐵管的軸向拉伸、接頭彎曲以及接頭受扭矩測試，其橡膠墊片、接頭示意圖如圖 1.4，對於延性鑄鐵管的接頭破壞形式以及破壞位置如圖 1.5，由文獻中所提到，圖 1.5(a)為接頭初始位置，圖 1.5(b)為接頭撓曲破壞，圖 1.5(c)為接頭壓力破壞，圖 1.5(d)為接頭拉拔破壞。可以發現管體破壞形式大部分為接頭破壞而不是管體破壞，總體而言，學者 Singhal 的管體與接頭試驗雖然不同於國內常用延性鑄鐵管材，但是歸納出的公式以及接頭受力情形對於管線接頭受力行為有進一步的了解。

日本鑄鐵管協會針對 S 型鎖扣接頭(圖 1.6)進行接頭耐震試驗[5]，該試驗可分為：軸向拔出試驗與撓曲試驗兩種，並以接頭破壞與接頭漏水作為試驗結果的依據，其重點在評估接頭的伸縮與撓曲性能，以作為接頭設計、使用的參考。接頭軸向拉拔試驗有別於軸向反覆拉拔試驗，其目的是模擬當自來水管線接頭遭遇外力而產生軸向大變形時(例如：地震時發生液化、邊坡滑動或斷層位移)之行為，以評估接頭軸向力學特性。而接頭撓曲試驗之目的是模擬當自來水管線接頭遭遇外力而產生撓曲變形時(例如：地震時發生液化、邊坡滑動或斷層位移)之行為，以評估接頭撓曲時其力學特性，包括：接頭、材料強度、接頭水密性與接頭力學參數。

也有學者 Zhou 等[6]，利用 T 型膠圈連接直徑 200mm 延性鑄鐵管，在覆蓋砂土的情形下，管體埋深 0.6m，利用 6 種不同的軸向變位，在管體內有水壓的情形下，測試其破壞情形，藉此判定在地震作用下接頭的抗拉強度，以此作為管線耐震能力的指標，對於試驗的結果，作了以下探討：(1)延性鑄鐵管柔性接頭抗震性能較好。(2)膠圈尺寸對抗震性能有重要影響。(3)增加接合長度有助於提高管道的抗震性能。

在國內研究，延性鑄鐵管與接頭力學試驗主要為蔡錦松教授等人[7]針對自來水管線接頭進行耐震檢測試驗，針對現行自來水管線(PVCP、DIP)接頭進行耐震檢測研究(其中 DIP 部分選擇管徑分別為 200mm 及 300mm 之 A 型柔性接頭)分別進行接頭往復荷載及頂水伸張試驗，探討接頭伸縮變形能力。

頂水伸張試驗透過管內充水之方式，觀察延性鑄鐵管所能承受之最大頂水伸張力。往復荷載試驗之試驗目的主要為模擬管線承受地震時，接頭所能承受之外力及變位。

而日本水道協會也對於延性鑄鐵管柔性接頭 A、K、T、U 型，四種柔性接頭進行一系列測試[8]，對於最大伸長量、容許撓曲角和容許伸長量，考量管線水密性進行規範，可以發現管徑越大，其容許的撓曲角越小，而伸長量是隨著管徑越大跟著變長，其規範如表 1.1。由 British Standards Institution(BSI) 所提規範[9]，也對於柔性接頭的允許轉角有約束，如表 1.2，其中 DN 代表標稱管徑(nominal diameter)，在本文後續之敘述皆以 DN 代表標稱管徑。

除了自來水管線試驗外，由於側推分析本質上為非線性靜力分析，故亦有研究是利用側推分析的概念來分析地下結構物如基樁或地下管線，如邱俊翔等人[10][11]便以非線性側推分析的概念來探討基樁受側力之非線性行為，將基樁以離散的梁元素來模擬，並給予梁元素非線性之彎矩與轉角關係，土壤之效應則由離散非線性土彈簧來模擬；在地下管線之研究方面，侯信宇[12]以離散線性梁元素與離散非線性土彈簧來探討分段管受逆斷層錯動之行為，並以非線性彈簧來模擬接頭效應。近期則有 Joshi 等人[13]以非線性梁元素與非線性土彈簧來探討連續管受逆斷層錯動之行為。上述的研究中，基本概念均是以非線性梁元素搭配非線性土彈簧來分析地下結構物之行為，上述的概念與側推分析是完全相同的，不同之處僅在於對地下結構之加載方式，如 Joshi 等人之模擬方式乃是給予土彈簧基底位移控制來模擬斷層效應。另一方面，在連續管受地層錯動之理論分析上，已有許多學者提出相關之理論，早期 Hall 與 Newmark [14]探討在小變形情況下，連續管因地層錯動而受拉之行為；Kennedy 等人[15][16]則延續 Hall 與 Newmark 之研究，以大變形分析之角度來探討連續管因地層錯動之受拉行為；但 Wang 與 Yeh[17]指出上述之研究並無考慮到連續管受錯動時，除了受軸力外，管線本身亦有撓曲行為，因此 Wang 與 Yeh 以彈性基礎上之 Winkler 梁原理[18]搭配大變形分析來探討連續管受地層錯動之行為，Wang 與 Yeh 推導時假設連續管受平移斷層時，變形乃是反對稱，因此可取半分

析並簡化成半無限長梁來分析，其中此半無限長梁可分成兩個區域，第一個區域為管線靠近斷層處，Wang 與 Yeh 假設此區域變形為大變形且撓曲變形曲線之曲率為定值，第二個區域為管線遠離斷層處，Wang 與 Yeh 假設此區域變形為小變形，因此以 Winkler 梁來推導，Wang 與 Yeh 另指出當管線位置距離斷層夠遠時，土壤與管線間無相對位移，因此管線幾乎無變形而成一直線。

而國家地震中心報告[19]綜合上述學者的研究，利用梁元素和土壤彈簧以非線性側推分析來探討連續管受平移斷層錯動之行為，也對於平移斷層與管線之間的交互作用以及與斷層夾角關係作一完整說明，數值模型如圖 1.7，對於側推分析的模型，只考慮平移斷層的影響，故模型座標只有考慮水平面(XY 軸)，不考慮垂直面(Z 軸)，因此土壤彈簧的作用方向為水平面，不考慮垂直面，接著由 ABAQUS 分析管線之撓曲行為，並以彎矩與曲率之關係，建立彎矩非線性鉸。同時，根據管線之材料試驗，訂定軸力非線性鉸，而土壤則以非線性彈簧模擬之，採用 SAP2000 建立管線之數值模型，並將管線及土壤之非線性參數置於模型中，繼而執行非線性側推分析。

1.3 本文內容

本文主旨是針對延性鑄鐵管以及台灣常見接頭 K 型柔性接頭，選擇 100mm、200mm、400mm 及 600mm 四種標稱管徑進行一系列管體與接頭的力學試驗，利用適當長度延性鑄鐵管對接 K 型柔性接頭進行軸向抗拉拔、軸向抗壓及四點式彎矩測試，進而取得管體與接頭的廣義力與廣義位移關係，以及接頭的抗拉、壓、彎曲能力，藉此作為一管線耐震評估指標。此外，對於國家地震中心報告[19]中 DN1200 之金屬拉伸試片試驗，所取得之材料應力應變曲線，進行三線性的簡化材料參數，之後再導入商用有限元素軟體 ABAQUS 中，進行四種管徑軸向抗壓試驗的模擬，再跟試驗所得力與位移曲線比較，比較之後對於數值模型進行合理的修正與假設，進而合理推廣套用至管徑更大或更小的管體，取得力與位移關係後，建立管體的塑鉸參數。最後對於國家地震中心報告[19]所建立管線受平移斷層錯動的側

推分析數值模型進行壓力非線性塑性鉸修正，利用側推分析的結果，修正管線在平移斷層錯動下的容許錯動量。由上述可得本文之架構如下：

第一章 緒論

本文之研究動機與目的，說明本文之文獻回顧與架構。

第二章 試驗規劃介紹

對於台灣常用 K 型柔性接頭與延性鑄鐵管對接，進行三項管線力學測試規劃，其中包括試驗組立、試驗加載、試驗致動、量測、資料收集系統以及 sensor 配置。

第三章 試驗結果分析與量測觀察

在完成三項管體與 K 型接頭力學試驗後，所得數據進行適當處理，整理成圖表，對於管體與接頭的試驗曲線進行探討，最後與規範進行比較。

第四章 理論分析與非線性鉸建立

首先對於管體的材料曲線進行三線性的簡化假設，利用商用有限元素軟體 ABAQUS 導入簡化後的材料參數後，模擬四種管徑管體之軸向抗壓行為，取得四種管徑力與位移關係後，再與試驗數據比對，對於管體的承口端（母單元）與插口端（公單元）是否進入塑性區域或仍在彈性區域作一探討，在四種管徑的力與位移曲線在合理的假設之後，利用迴歸公式推廣套用至更大或更小管徑的管體，其目的是為了取得所有管徑的力與位移曲線，對於非線性鉸的設立，在得到所有管徑的力與位移曲線後，採用商用有限元素軟體 SAP2000，利用其中的塑鉸設定，正規化取得所有管徑的壓力塑鉸參數。

第五章 案例分析

對於側推分析數值模型進行一簡短介紹，利用所取得修正後的壓力塑鉸參數，對 DN400 管徑進行側推分析，再與之前的研究作比較與探討管體與接頭破壞形式。

第六章 結論與建議

歸納第二章到第五章結論，並提出本研究的結論與建議。

表1.1 延性鑄鐵管接頭容許變形量[8]

接頭 型式	A型		K型			T型			U型		
	最大 伸長量	容許 伸長量	最大 伸長量	容許 伸長量	容許 撓曲角	最大 伸長量	容許 伸長量	容許 撓曲角	最大 伸長量	容許 伸長量	容許 撓曲角
75	38	29	40	31	5°00'	32	23	5°00'	-	-	-
100	38	27	40	29	5°00'	33	22	5°00'	-	-	-
150	38	23	40	25	5°00'	36	21	5°00'	-	-	-
200	38	18	40	20	5°00'	31	11	5°00'	-	-	-
250	38	19	40	21	4°00'	28	4	5°00'	-	-	-
300	38	19	64	45	3°20'	50	28	4°00'	-	-	-
350	63	31	64	32	4°50'	56	29	4°00'	-	-	-
400	-	-	64	33	4°10'	56	30	3°30'	-	-	-
450	-	-	64	32	3°50'	56	31	3°00'	-	-	-
500	-	-	64	33	3°20'	61	33	3°00'	-	-	-
600	-	-	64	32	2°50'	66	33	3°00'	-	-	-
700	-	-	64	32	2°30'	64	32	2°30'	64	32	2°30'
800	-	-	64	32	2°10'	69	32	2°30'	64	32	2°10'
900	-	-	64	31	2°00'	84	43	2°30'	64	31	2°00'
1000	-	-	72	38	1°50'	82	45	2°00'	67	33	1°50'
1100	-	-	72	38	1°40'	97	57	2°00'	67	33	1°40'
1200	-	-	72	39	1°30'	112	68	2°00'	67	34	1°30'
1350	-	-	72	39	1°20'	116	67	2°00'	77	40	1°30'
1500	-	-	72	40	1°10'	133	78	2°00'	82	41	1°30'
1600	-	-	85	41	1°30'	147	89	2°00'	67	33	1°00'
1650	-	-	90	45	1°30'	152	92	2°00'	67	34	1°00'
1800	-	-	95	46	1°30'	162	97	2°00'	67	34	1°00'

表1.2 容許偏轉角[9]

標稱管徑 DN	DN40~DN300	DN350~DN600	DN700~DN2000
容許偏轉角度應大於	3°30′	2°30′	1°30′

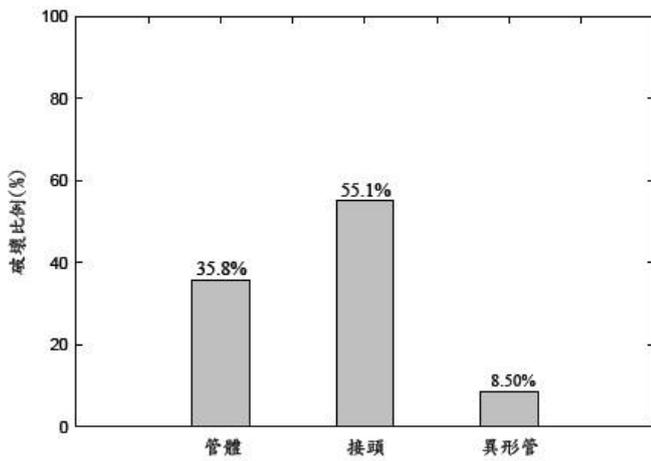


圖1.1 集集地震之破壞比例[2]

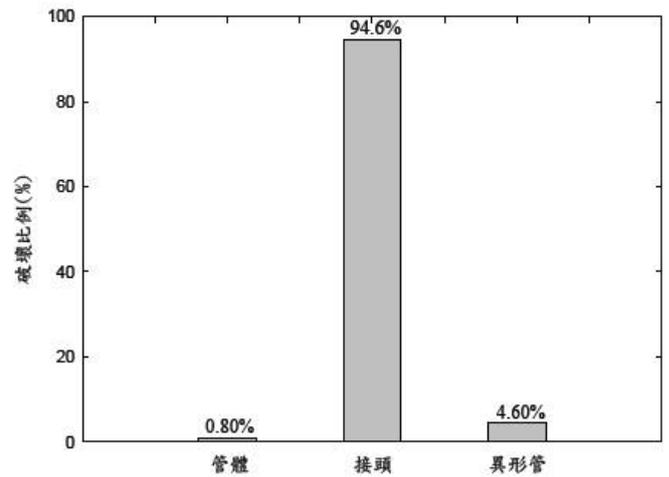


圖1.2 阪神地震之破壞比例[2]



圖1.3 自來水管線局部挫屈[3]

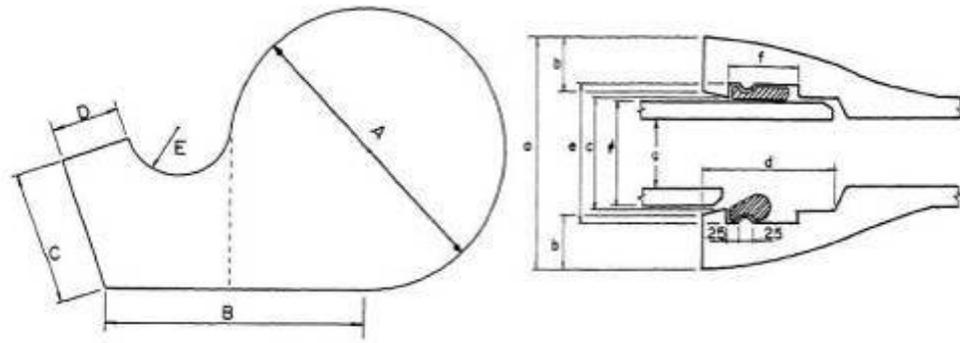


圖1.4 橡膠墊片和接頭示意圖[4]

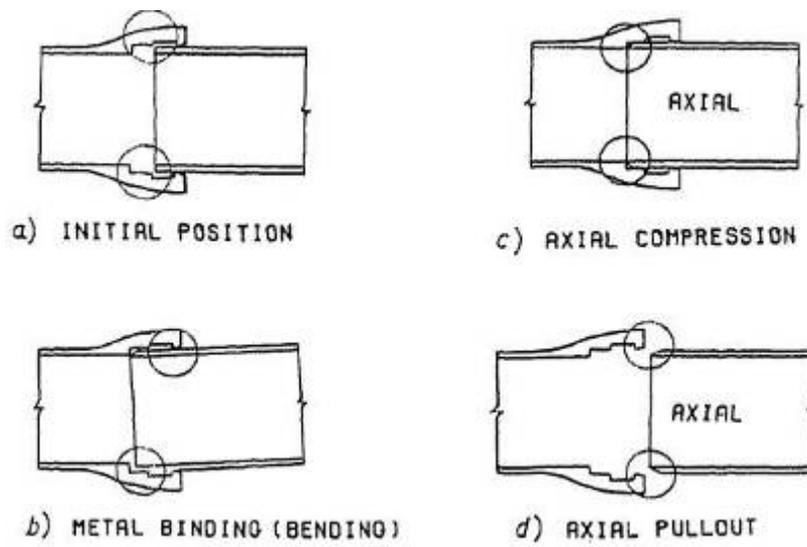


圖1.5 接頭破壞示意圖[4]

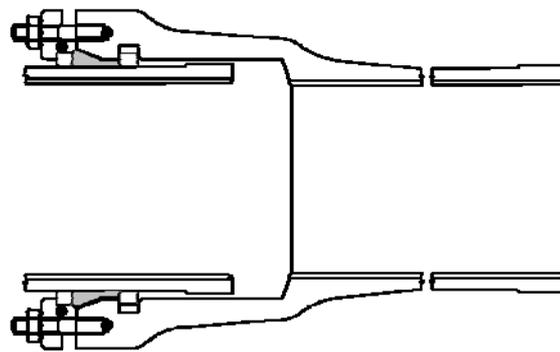


圖1.6 延性鑄鐵管 S 型鎖扣接頭[5]

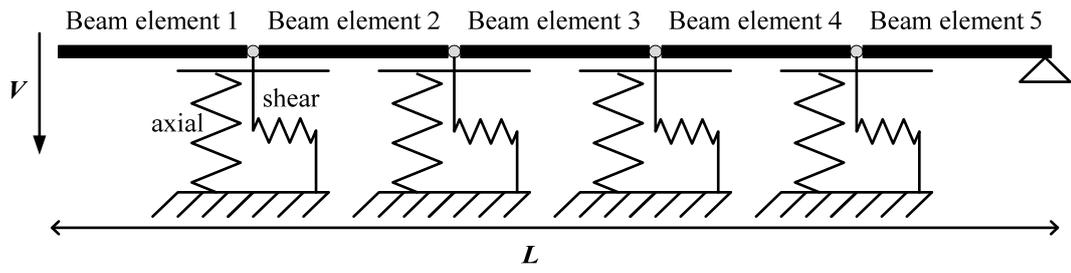


圖 1.7 非線性側推分析數值模型[19]

第二章 試驗規劃介紹

為了測試延性鑄鐵管與 K 型柔性接頭之耐震能力，本研究選擇 DN100、DN200、DN400、DN600 四種管徑，配合 K 型柔性接頭對接延性鑄鐵管，在國家地震中心施作管體與接頭之軸向抗拉、軸向抗壓、四點式彎矩試驗。本章節將介紹試驗規畫、管體材料性質、與量測儀器。

2.1 延性鑄鐵管與 K 型接頭尺寸與介紹

延性鑄鐵管(DIP)具有高強度、高延展性，安全性高，以及耐衝擊、可塑性佳，容許彎曲不容易破裂，容許變形但不壓破等優點，為台灣地區自來水管線常見管材，如圖 2.1；管體採用自來水用延性鑄鐵直管及管件，直管內面襯裡為普通卜特蘭水泥砂漿，外部塗裝為底鋅加柏油漆。製作規範直管符合 CNS 10808 -G3219[20]、JIS G5526[21]，管件符合 CNS 13272-G3253[22]、JIS G5527[23]。

而台灣常見接頭依構造可分為柔性、剛性、及鎖扣型接頭，於文獻中[2]有對這三種接頭作一介紹，本文選擇接頭型式為柔性 K 型接頭如圖 2.2，其構造設計利用壓圈(圖 2.3)緊壓橡膠圈(圖 2.4)達到水密性目的，接著利用 T 型螺栓與螺帽對鎖(圖 2.5)，使得壓圈更緊密的壓在橡膠圈上。對鎖而 K 型接頭能隨著地形改變有適度的彎曲及變形能力的優點。本文主旨在利用兩段延性鑄鐵管連接柔性 K 型接頭，作一軸向抗拉拔試驗，量測出管體與柔性 K 型接頭的之力學行為，試驗管體選擇 DN100、DN200、DN400、DN600 四種管徑組合(尺寸表參照表 2.1)，在國家地震工程研究中心施作測試。

2.2 軸向抗拉試驗規劃

本次試驗為測試延性鑄鐵管與 K 型接頭之軸向抗拉能力，由油壓致動器連接鑄鐵管，管體由 K 型接頭接合，兩端焊接兩塊剛性板，分別與油壓致動器及反力牆接合，油壓致動器以一個 A 形構架固定在反力地板上。

2.2.1 試驗組立

試體之長度選擇方面，由於一般國內廠商生產之延性鑄鐵管長度為 6m，因此一般實際施工時皆利用 K 型接頭來連接每段長度為 6m 之延性鑄鐵管，然而試驗時使用之試體若直接以 K 型接頭連接兩段長度皆為 6m 之延性鑄鐵管，則試驗時難免會佔去較多空間且會排擠到其他試驗設備之利用，因此進行拉拔試驗前乃是先將長度原為 6m 之延性鑄鐵管裁切為兩段長度為 3m 之試體並進行對接如圖 2.6，接合之長度 P，則參照 CNS10808-G3219[1] 之規定，安裝 K 型接頭(如表 2.2)時，乃是先將壓圈(表 2.3)與橡膠圈(表 2.4)套至試體之插口端，接著將試體之插口端與承口端接合，安裝過程中必須鎖緊壓圈上之螺栓(表 2.5)使其去推擠壓圈，如此方能使 K 型接頭之接合處能達到密合，其中針對不同直徑之螺栓均需以扭力扳手來檢核，對於本研究四種標稱管徑之試體而言，其鎖緊之扭矩須達 100N-m。

在試驗之試體安裝上，試驗時將承口端遠離 K 型接頭的端部 G(圖 2.6)與反力牆接合，而插口端遠離 K 型接頭端部 H(圖 2.6)則與油壓致動器接合，同樣為與油壓致動器接合，試體兩端與致動器跟反力牆的接合端皆需焊接鋼板；考量到試體本身重量難免會造成管體產生撓曲變形，為降低撓曲變形對試驗結果之影響，試驗時於接頭附近組裝一構架，此構架除了提供試體垂直向支撐外並可提供側向支撐(圖 2.7)。

2.2.2 試驗加載

試驗時之加載方式以油壓致動器進行位移控制，在不考慮管體變形下，當致動器位移大於接合長度 P 時，則試體之承口端與插口端可視為完全脫離，因此試驗之加載總位移量以接合長度 P 為準並依試驗中之試體反應有所微調，其中為避免因試體接頭之抗拉強度太高時，較大之加載位移可能使試體較快產生非線性行為，故加載時之位移增量以管體之 0.05 倍降伏位移為基準，由延性鑄鐵管之彈性模數、降伏應力與試體長度可推得約為 0.57mm，因此試驗時每秒加載 0.5mm 之位移，其中每加載 0.5mm 之位移便停下觀察 10 秒，因此致動器每加載一步便需 11 秒之時間。

2.2.3 致動、量測與資料收集系統

1. 致動系統

國家實驗研究院地震工程研究中心提供之油壓致動器，最大拉力為 960.8kN，最大伸長量為 1017mm (40in)，如圖 2.8。

2. 量測系統

量測應變計選擇由國家地震中心提供之單軸應變計及三軸應變計，主要量取管體軸向變形，三軸應變計則可量測軸向及環向 45 度應變，以便參考，如圖 2.9。

為了確認試體只有軸向位移，而無其他方向位移，則在接頭兩側加裝由美國 CELESCO 公司生產之 Cable-Extension Transducer，在本文簡稱拉線式位移計，量測管體垂直位移，如圖 2.10。

本試驗主要目的是對 K 型接頭作拉拔試驗，以測驗 K 型接頭的抗拉強度，為了量取接頭的抗拉強度，則在 K 型接頭裝設由東京測器研究所(TML)生產的 Displacement Transducer，在本文簡稱為位移量測計，主要測量接頭的相對位移，如圖 2.11。

試驗時另佐以 NDI 光學量測系統來量測接頭附近位移，此一量測系統可經由貼設於試體上之感測標誌(marker)來獲得試驗過程中貼設感測標誌位置處之位移，如圖 2.12。

3. 資料收集系統

上述所有量測數據均經由資料集錄盒 (switch box) 收集。本試驗所用的資料收集系統為 THS-1100 資料集錄器配合高速 switch box SHW-50D 切換器及 Visual Logger 軟體，如圖 2.13。

整體軸向抗拉測試實驗組立圖如圖 2.14。

2.2.4 Sensor 配置

於量測接頭位移方面(圖 2.15)，試驗過程中在接頭兩側裝設位移量測計來量測接頭位移，其中為監控試驗過程中試體之接頭處是否有太大垂直位

移，因此另於接頭處（試體 E 處）裝設拉線式位移計；試驗另於靠近母單元承口端 3P/2 處（試體 F 處）貼設四個三軸應變計，其中貼設位置分別為試體北側、南側、頂部與底部應變計，應變計配置圖、量測儀器配置圖、應變計黏貼示意圖如圖 2.15、圖 2.16、圖 2.17。

在管體反應量測方面，試驗時分別於試體貼設兩組單軸應變計，其中每組單軸應變計同樣貼設四個且其方位同三軸應變計之貼設方位，其中貼設位置如圖 2.17，經由應變計之量測結果可判斷管體於試驗過程中有無產生非線性行為。

2.3 軸向抗壓試驗規劃

本次試驗為測試延性鑄鐵管與 K 型接頭之抗壓能力，選擇適當比例之延性鑄鐵管與 K 型接頭相接，兩端焊接鋼板，以 DN100、DN200、DN400、DN600 這四種管徑與五百噸材料試驗機接合；DN600 則與多軸向致動系統接合，由油壓致動系統進行壓力試驗，記錄管體抗壓能力、K 型接頭變形以及進入材料非線性時之管體耐震能力。

2.3.1 試驗組立

試體長度選擇方面，由於一般國內廠商產生之延性鑄鐵管，其長度為 6 公尺，故實際在工程施工時，皆利用 K 型接頭對接兩段長度為 6 公尺之延性鑄鐵管，而本次軸向抗壓試驗，為了避免管體在彈性階段發生彈性挫屈，選擇適當細長比使得管材發揮其極限強度，以及考慮到試驗之經濟性，若使用原本試體長度，則會對其他實驗設備與本次試驗所使用之油壓致動器有長度過長的疑慮，因此本次抗壓試驗在試體長度選擇皆為四倍標稱管徑。承口端與插口端接合之長度 P，則參照 CNS10808-G3219 之規定(可參考表 2.2)，安裝 K 型接頭如同抗拉試驗，先將壓圈與膠圈套至試體之插口端，接著將試體之插口端與承口端接合，安裝過程中必須鎖緊壓圈上之螺栓使其去推擠壓圈，如此方能使 K 型接頭之接合處能達到密合，其中針對不同直徑之螺栓均需以扭力扳手來檢核，對於本研究四種標稱管徑而言，其鎖緊之扭矩須達 100N-m。

本次抗壓試驗在油壓制動器選擇上面有 500 噸材料試驗機(圖 2.18)、多軸向試驗系統(圖 2.19)。DN100、DN200 及 DN400 管材極限強度皆在 500 噸以內，故使用 500 噸材料試驗機，而 DN600 管材之極限強度超過 500 噸，故選擇多軸向試驗系統來施作抗壓試驗。在五百噸材料試驗機安裝試體時，先將管體兩端焊接鋼板，再連接於材料試驗機，而在連接過程中，須避免因偏心載重而產生的初始缺陷，所以加裝過程須特別小心注意。

2.3.2 抗壓試驗加載

在加載過程中避免試體太快產生非線性行為，因此加載位移增量以試體降伏位移作為基準，在試體降伏前以較小之位移增量加載，試體降伏後則以較大位移增量加載，而試體降伏位移由降伏應變乘以管體長度，本試驗之加載增量第一階段則以 0.05 倍的降伏位移，而五百噸試驗系統設定時必須給定每個階段加載增量與總步數，因此加載位移增量取整數，另於 DN600 則選擇同一加載位移，至試驗結束。第一階段與第二階段加載數值如表 2.6。

2.3.3 致動、量測與資料收集系統

1. 致動系統

國家實驗研究院地震工程研究中心提供之五百噸材料試驗機，試驗機最大位移量為 $\pm 70\text{mm}$ ，最大加載為 $\pm 500\text{tonf}$ 。

多軸向試驗系統 (Multi-Axial Testing System, MATS)，最大位移量 $+120\text{mm}$ ，最大加載為 $+5500\text{tonf}$ 。

2. 量測系統

量測應變計選擇由國家地震中心提供之單軸應變計及三軸應變計，使用位移量測計測量接頭相對位移，另佐以 NDI 光學量測系統，sensor 選擇如同軸向抗拉試驗，可參考 2.2.2 節。

3. 資料收集系統

資料收集系統如同軸向抗拉試驗，可參考 2.2.2 節。

2.3.4 Sensor 配置

本次試驗四組試體長度選擇皆為四倍標稱管徑，sensor 配置如圖 2.20，距離端板上下一倍管徑處(斷面 A、B)裝設單軸應變計，一個斷面配置四個單軸應變計，方位為東、西、南、北四個方向；距離承口端 1.5 倍接合長度裝設四個三軸應變計，即斷面 C，配置方位如同單軸應變計；距離端板 0.25、0.75 倍標稱管徑處裝設 NDI marker，如斷面 D、E、F、G，於接頭處則加裝位移量測計。

DN100 因為考量試體長度，故取消於斷面 B 之單軸應變計配置；DN600 則因為前四次試驗結果，破壞皆發生在端板處，所以在上下距離鋼板 0.125 倍管徑處加裝三軸應變計，如斷面 H、I。

2.4 四點式彎矩試驗規劃

本次試驗目的為測試延性鑄鐵管與 K 型接頭抗彎曲能力，在試驗方法選擇方面，採用四點式彎矩試驗，以對稱方式加載於試體上，在加載過程中，於荷重中間段僅受拉應力與壓應力並無剪應力作用於此段，該區間受純彎矩(pure bending)作用，而荷重點與支承之間則承受彎矩與剪力，如圖 2.21。本章節將介紹彎矩試驗規劃、夾具等相關治具尺寸設計、致動、量測、資料收集系統、sensor 等相關配置。

2.4.1 試驗組立

於試驗組立方面，將一延性鑄鐵管依適當比例與 K 型柔性接頭接合，試體兩端由根據歐洲規範設計之夾具(於 2.4.3 節介紹)與荷重計(Load Cell)組合，再與一片鋼板接合，施加預力固定於反力地板之孔洞上，加載方式則是由國家地震中心提供之門型構架與油壓致動器，油壓致動器與矩形橫梁接合，矩形橫梁再與夾具對鎖，橫梁之夾具與荷重計之夾具對管體進行四點式彎矩試驗荷重，記錄管體彎曲角度、K 型接頭變形能力、接頭傾斜角度等，管線與接頭四點式彎矩試驗示意圖如圖 2.22。

2.4.2 試驗尺寸設計

為了使管體與 K 型接頭在試驗過程中發展到極限彎矩，避免兩側支承受到剪力破壞，以及在夾具處發生局部挫屈，本次試驗試體尺寸將以純彎矩段為四倍標稱管徑為主；另外考慮支承處到荷重點受剪力作用的長度，本次試驗則選擇適當長度且配合國家地震中心實驗場反力地板的孔洞尺寸，除了考慮發展強度以及支承處破壞形式之外，也可以避免試體過長導致試驗施作困難，以及經濟性。試體尺寸如表 2.7。

2.4.3 夾具製作、橡膠尺寸與橫梁選擇

1. 夾具製作設計

一般四點式抗彎試驗加載於試體上的治具多半使用剛性圓棒，由於本次實驗試體為中空圓柱管體，如使用剛性圓棒當作荷重加載治具於管體上則變成單一點荷重，此種點荷重的加載方式造成試驗過程中難免產生不穩定狀態，很容易因為試驗組裝過程中的誤差，使得加載產生扭轉，為了避免試驗過程中產生扭轉，本次抗彎試驗根據歐規範[25]製作一組適合於管線在進行四點式抗彎試驗時所使用之加載治具，治具可分為兩部分，一部分為上部夾具與橫梁接合，目的為施力於管體上；另一部分為下部夾具，放置於荷重計上支撐試驗管體。

上部夾具可分為三部分設計：A(頂板)、B(M 型板兩組)、C(10cm L 型夾板、5cm L 型夾板)。頂板尺寸選擇長 450mm、寬 100mm、高 10mm 之鋼板，攻牙以方便與橫梁對鎖；M 型板選擇則是長 450mm、厚度 20mm、高度 195mm，距離鋼板中間 65mm 處作 120° 之鋼板開口切割；L 型夾板選擇方面，則考慮管徑大小，對於 DN400、DN600 大管徑使用 100mm L 型夾板；對於 DN100、DN200 之小管徑則於 100mm L 型夾板上多加裝 50mm L 型夾板，設計圖如圖 2.23。

下部夾具可分為四部分，其中前三部分如同上部夾板，一樣為 A(頂板)、B(M 型板兩組)、C(10cm L 型夾板、5cm L 型夾板)，不同於上部夾板之處，考慮抗彎試驗邊界條件設定，則是與國家地震中心反力地板的 hinge、roller

設備，利用焊接的方式接合起來。下部夾具設計圖如圖 2.24、圖 2.25。設計詳細數量如表 2.8。治具圖如圖 2.26。

2. 橡膠墊片尺寸

在試驗裝設時，在夾具與管體內鋪上一層橡膠，避免加載過程中，夾具直接觸管體造成局部破壞，橡膠選擇上根據歐洲規範選擇國際橡膠厚度 IRHD 50 之橡膠墊，尺寸選擇為長 400mm，寬 120mm(比夾具左右各多 10mm)，厚度 5mm，數量選擇為八片橡膠墊片，橡膠墊片圖如圖 2.27。

3. 橫梁選擇

對於加載區間純彎矩段，由於 4 倍標稱管徑長度差異甚大，最短為 800mm，最長為 2400mm，故選擇兩種不同尺寸橫梁與夾具接合，避免因為單一橫梁 DN100、DN200 選擇 1300mm 之橫梁，如圖 2.28，而 DN400、DN600 橫梁選擇上則是 2777mm 橫梁如圖 2.29。

2.4.4 抗彎試驗加載

根據材料力學公式，降伏轉角可以利用(2.1)公式求出：

$$\theta_y = \kappa_y \times \frac{L}{2} = \frac{2\sigma_y}{ED} \times \frac{L}{2} \quad (0.1)$$

其中 $\kappa_y = \frac{2\sigma_y}{ED}$ 為管體斷面之降伏曲率， σ_y 為材料降伏強度， $\frac{L}{2}$ 為管體試驗長度之半，由降伏轉角可以估算出致動器所需要之加載位移，在規範及多數的文獻中沒有明確定義分段管的極限轉角，故為了確保 K 型接頭能夠進入非線性且發揮其極限強度，本次試驗預計以 2 倍的降伏轉角之加載位移當作試驗總位移，加載速率為每秒 1mm，如表 2.9。

2.4.5 致動、量測與資料收集系統

1. 致動系統

可參考軸向抗拉試驗，使用國家實驗研究院地震工程研究中心提供之油

壓致動器，最大拉力為 960.8kN，最大伸長量為 1017mm(40in)。

2. 量測系統

量測系統的選擇可參考軸向抗拉、壓試驗，選擇單軸應變計、NDI 光學量測系統、拉線式位移計。

為了測試管體與接頭的轉角關係，本次試驗多增設角度計，方便收集管體上特定點的絕對轉角如圖 2.30。

3. 資料收集系統

可參考軸向抗拉、壓試驗。

2.4.6 Sensor 配置

本次抗彎試驗，為了測試管體與接頭的特定點的絕對轉角與特定距離之平均轉角，設置一系列 sensor，受純彎矩區域有 4 倍管徑，因此 sensor 的量測將著重在受純彎矩區域，依國家地震中心實驗場地方位，分成南、北、上、下四個方位，上部為試驗加載(加載橫梁放置處)、下部為拉線式位移計設置處、北側為角度計設置處、南側為 NDI 設置處，而單軸應變計則是四個方位都有設置；首先對於角度計的配置，DN400、DN600 以 K 型接頭為中心，左右各 3 個角度計，位置分別為距離中心點 $\frac{3}{2}L$ 處、 $\frac{L}{2}$ 處和靠近中心點處，如圖 2.31；而拉線式位移計則是中心點架設 1 個，以 K 型接頭為中心，左右各 4 個，位置是距離中心點 $\frac{L}{4}$ 處、 $\frac{L}{2}$ 處、 L 處、 $\frac{3}{2}L$ 處，如圖 2.32；另外 NDI mark 黏貼位置則與拉線式位移計相同，只是不同方位，如圖 2.33；最後單軸應變計則是距離中心點左右各 8 個，分別是距離中心點 $\frac{2}{3}L$ 處、 $\frac{4}{3}L$ 處，如圖 2.34。

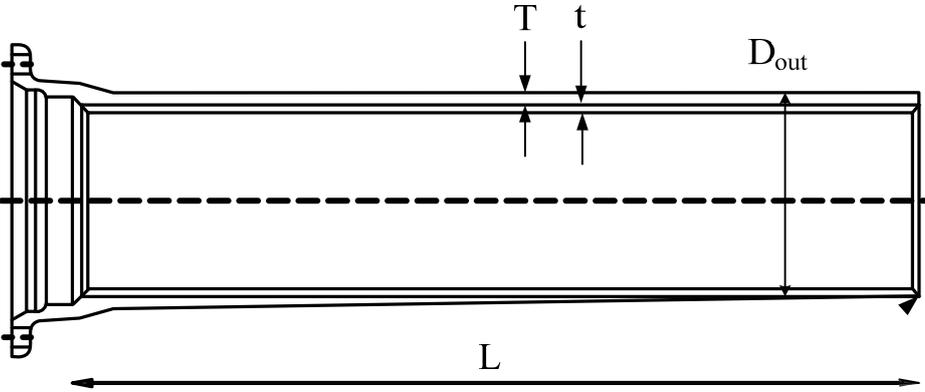
最後 DN100、DN200 的 sensor 設置，考量到兩種小管徑因為 sensor 彼此間距過小，使得 sensor 在設置上困難許多，為了避免彼此間相互影響，於拉線式位移計則減少 4 個斷面設置如圖 2.35，角度計不減少量測 sensor，而 NDI mark 因為黏貼方便，也不減少數量，於單軸應變計則減少 2 個斷面，

如圖 2.36，最後 DN100~DN600 sensor 數量如表 2.10。

2.5 材料性質

本節對於鑄鐵管材料之物理性質作一介紹，一般而言，國內 CNS 規範主要是針對延性鑄鐵管之抗拉強度與伸長率有一規定，由 CNS10808-G3219 可知延性鑄鐵管試片之抗拉強度需大於 420MPa(0.42 kN/mm²)且伸長率亦須大於 10%才可於工址施工使用，然而 CNS 10808-G3219[20] 中並無對延性鑄鐵管其餘物理性質有硬性規定，如材料之彈性模數與降伏應力等參數，因此本文在其他數據試算方面所使用之材料參數主要是參考 ASTM-A536[26]，因此本文定義延性鑄鐵管材料之彈性模數為 167GPa，降伏應力為 0.315 kN/mm²，最大抗拉強度為 0.450kN/mm²且降伏應變為 0.00185，此外 ASTM A536[26]對於延性鑄鐵管材料之抗拉強度與伸長率之規定則與 CNS 10808-G3219[20] 相同。

表2.1 管體尺寸表[22]

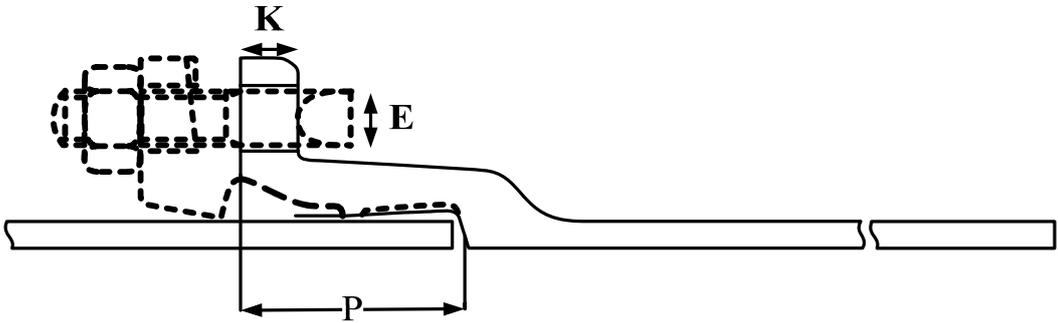


The diagram shows a cross-section of a pipe with a flange on the left end. The main body of the pipe is cylindrical. Dimension lines indicate the following parameters: T is the wall thickness of the main pipe body; t is the wall thickness of the inner sleeve; D_{out} is the outer diameter of the main pipe; and L is the effective length of the pipe section shown.

標稱管徑 DN	管厚 T	外徑 D_{out}	內襯厚度 t	有效長度 L
100	6	118	4	6000
200	6	220	4	6000
400	7	425.6	6	6000
600	9	630.8	6	6000

(單位：mm)

表2.2 接頭剖面尺寸[22]

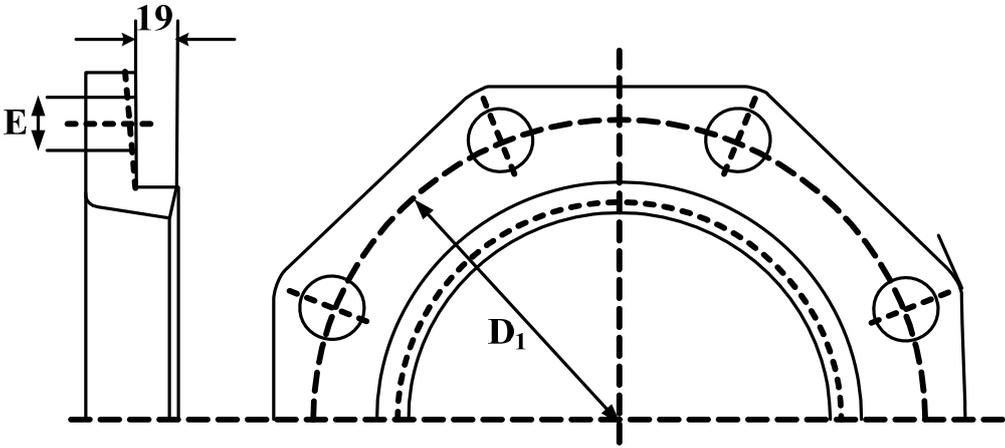


The diagram shows a cross-section of a pipe joint. A horizontal pipe is shown with a flange-like structure on the left. A vertical dimension K indicates the length of the flange. A vertical dimension E indicates the diameter of the hole in the flange. A horizontal dimension P indicates the length of the pipe section that is joined to the flange.

標稱管徑 DN	承口端螺栓孔徑 E	試體接合長度 P	承口端螺栓孔長度 K
100	23	80	19
200	23	80	21
400	23	110	26
600	23	110	28

(單位：mm)

表2.3 壓圈尺寸[22]

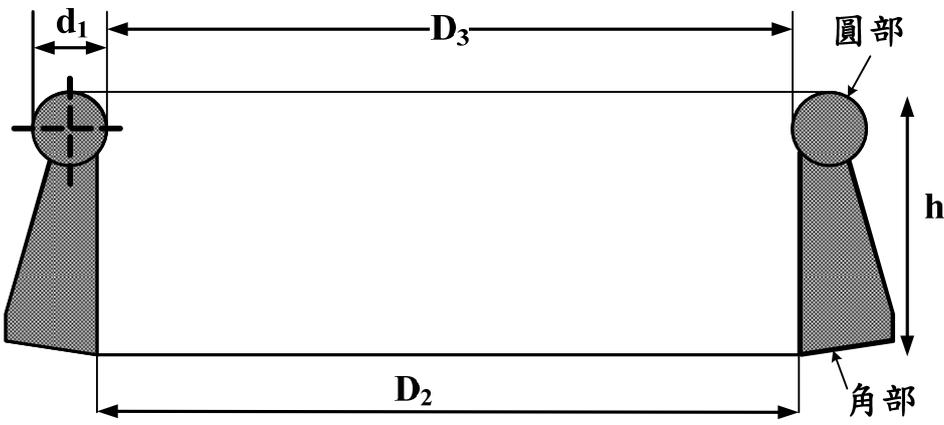


The diagram shows a cross-section of a pressure ring. A vertical dimension E indicates the diameter of the hole in the ring. A horizontal dimension 19 indicates the thickness of the ring. A horizontal dimension D_1 indicates the diameter of the ring. The ring is shown with four bolt holes around its circumference.

標稱管徑 DN	承口端螺栓孔徑 E	壓圈標稱長度 D_1
100	23	80
200	23	80
400	23	110
600	23	110

(單位：mm)

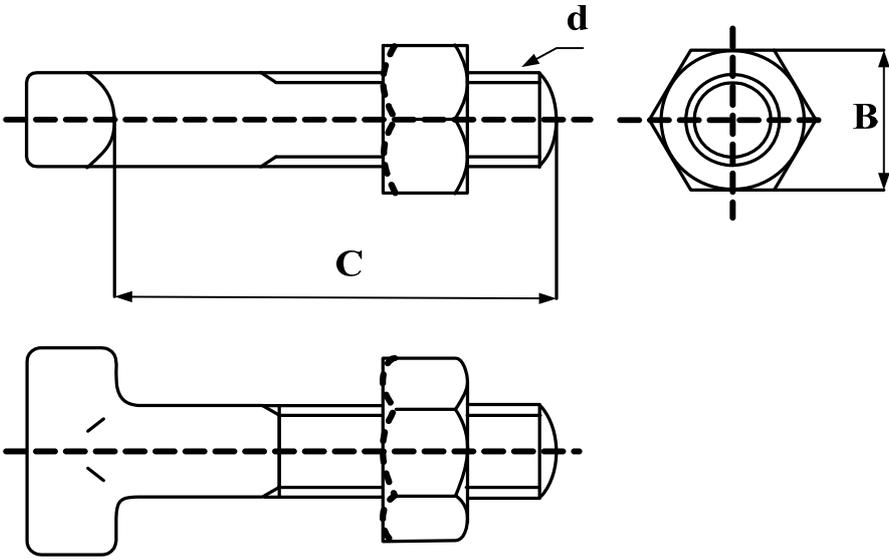
表2.4 橡膠圈尺寸[22]



標稱管徑 DN	橡膠圈管徑 D_2	橡膠圈管徑 D_3	圓部直徑 D_3	橡膠圈長度 h
100	116	112	10	45
200	216	212	10	45
400	416	410	14	49
600	620	614	14	49

(單位：mm)

表2.5 螺栓、螺帽尺寸[22]



標稱管徑 DN	d 螺栓標稱	B 螺栓孔徑	C 螺栓長度	一組之數量
100	M20	30	110	4
200	M20	30	110	6
400	M20	30	110	12
600	M20	30	110	14

單位(mm)

表2.6 加載位移

標稱管徑 DN	降伏位移 (mm)	第一階段位移 (mm/s)	第二階段位移 (mm/s)	總位移量 (mm)
100	0.74	0.04	0.1	1
200	1.48	0.07	0.2	4.2
400	2.96	0.15	0.4	4.5
600	4.4	0.22	0.22	23.1525

表2.7 試體尺寸表

標稱管徑 DN	4L	試體總長度 $4L+2Y$
100	800	2160
200	800	2160
400	1600	3000
600	2400	5840

表2.8 夾具數量

	M 型 板	頂板	L 型板 100mm	L 型板 50mm
數量	8	4	2	2
開孔	無	9	4	4
攻牙	無	9	4	無
開孔承口	無	無	無	2
鋼體積 (cm^3)	9360	1800	1020	1051.6
鋼重量(kg)	73.476	14.13	8.007	8.255

表2.9 加載位移

標稱管徑 DN	θ_y	降伏轉角下致動器位移 (mm)	試驗預計總位 移 (mm)
100	1.940	18.287	37
200	1.041	9.808	20
400	0.747	9.780	20
600	0.981	25.006	50

表2.10 Sensor 數量

標稱管徑 DN	傾斜計	NDI mark	拉線式位移計	單軸應變計
100	6	9	5	8
200	6	9	5	8
400	6	9	9	16
600	6	9	9	16



圖2.1 延性鑄鐵管



圖2.2 K型接頭



圖2.3 壓圈



圖2.4 橡膠圈



圖2.5 螺栓、螺帽

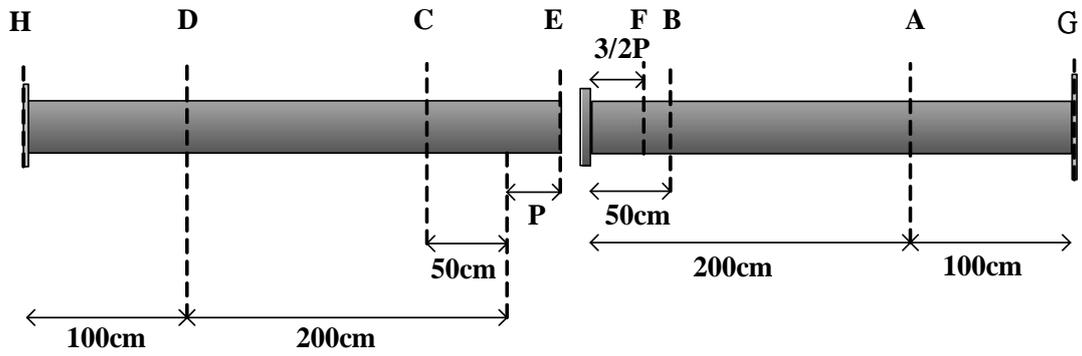


圖2.6 接合示意圖



圖2.7 側撐構架



圖2.8 致動器圖、型號

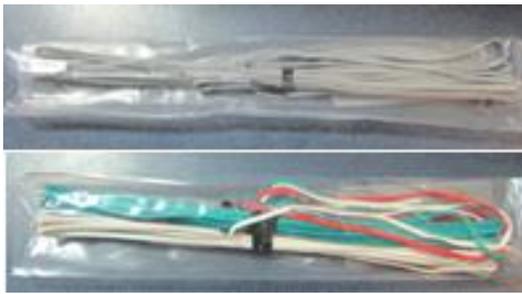


圖2.9 單軸應變計、三軸應變計



圖2.10 拉線式位移計



圖2.11 兩點式位移計



圖2.12 NDI 光學量測系統



圖2.13 資料收集系統

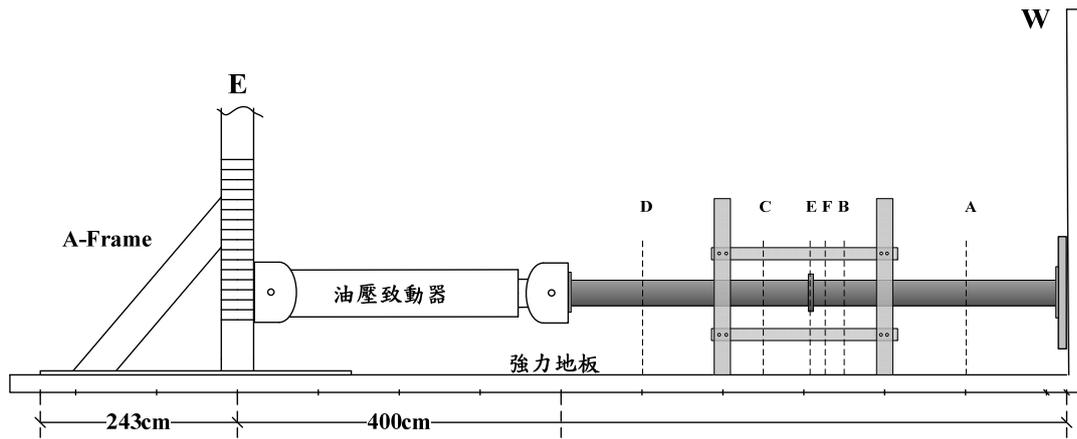


圖2.14 實驗組立圖

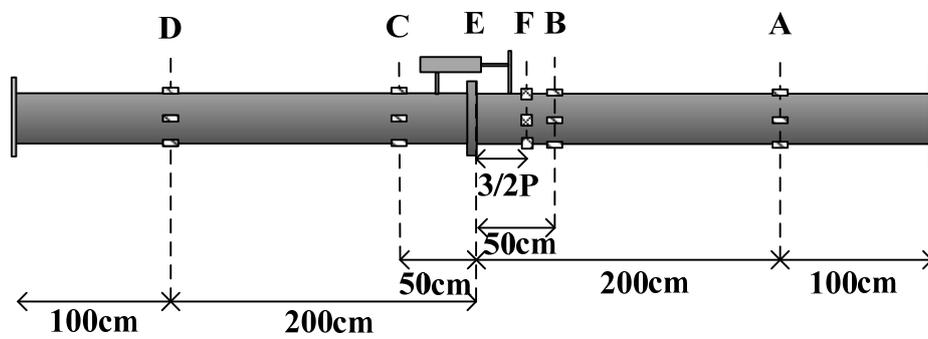


圖2.15 Sensor 配置

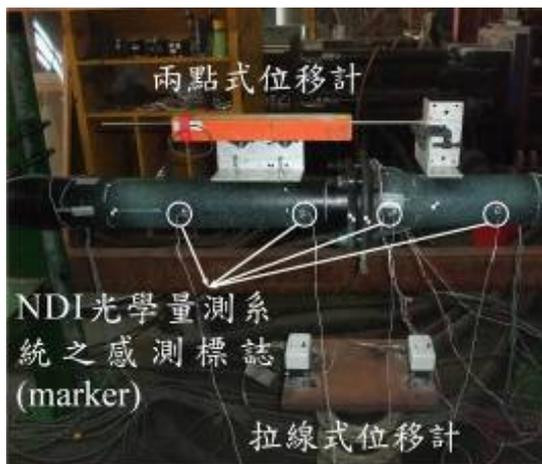


圖2.16 量測儀器配置圖



圖2.17 應變計黏貼示意圖



圖2.18 五百噸材料試驗機



圖2.19 多軸向致動系統

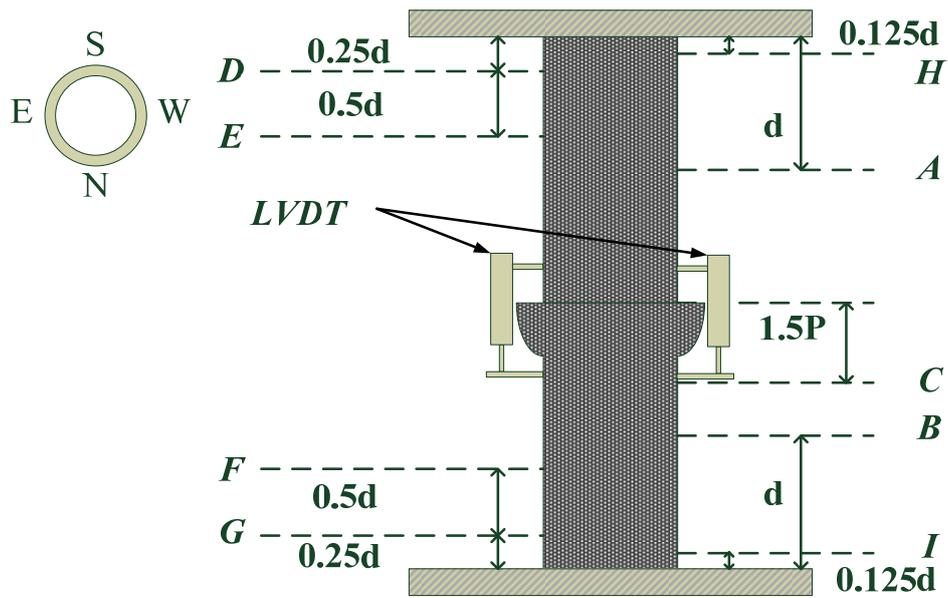


圖2.20 軸向抗壓試驗 sensor 配置圖

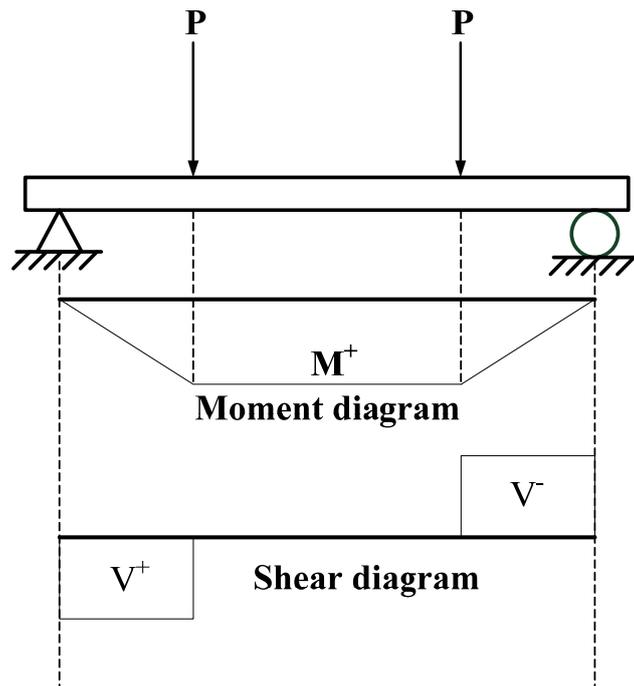


圖2.21 彎矩試驗理論示意圖

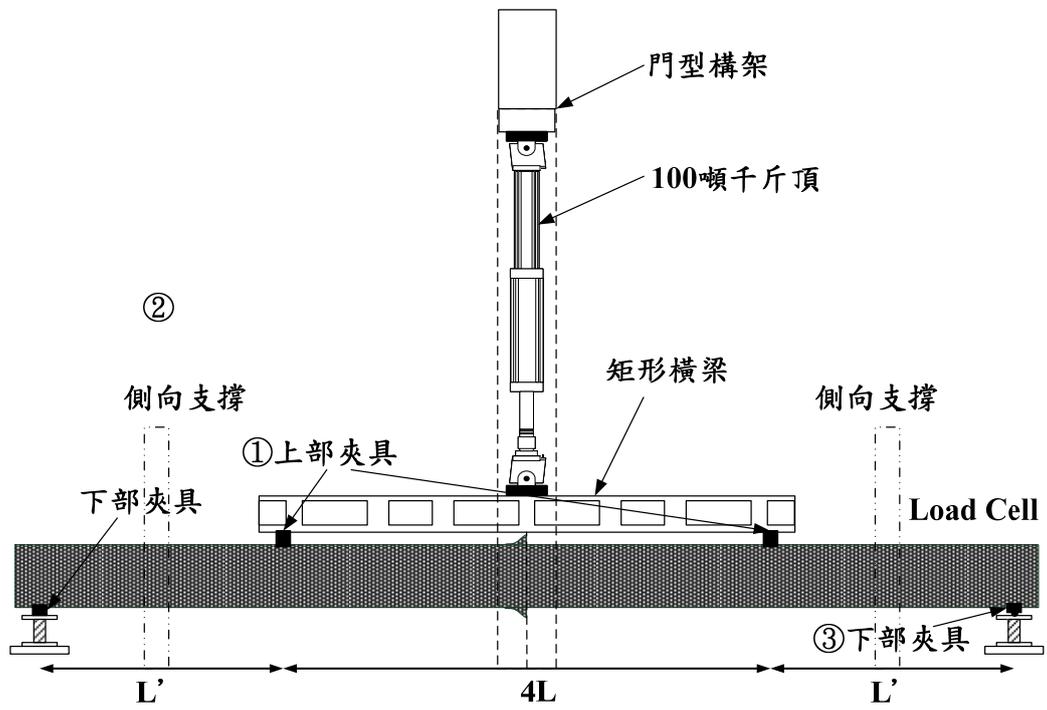


圖2.22 彎矩試驗示意圖

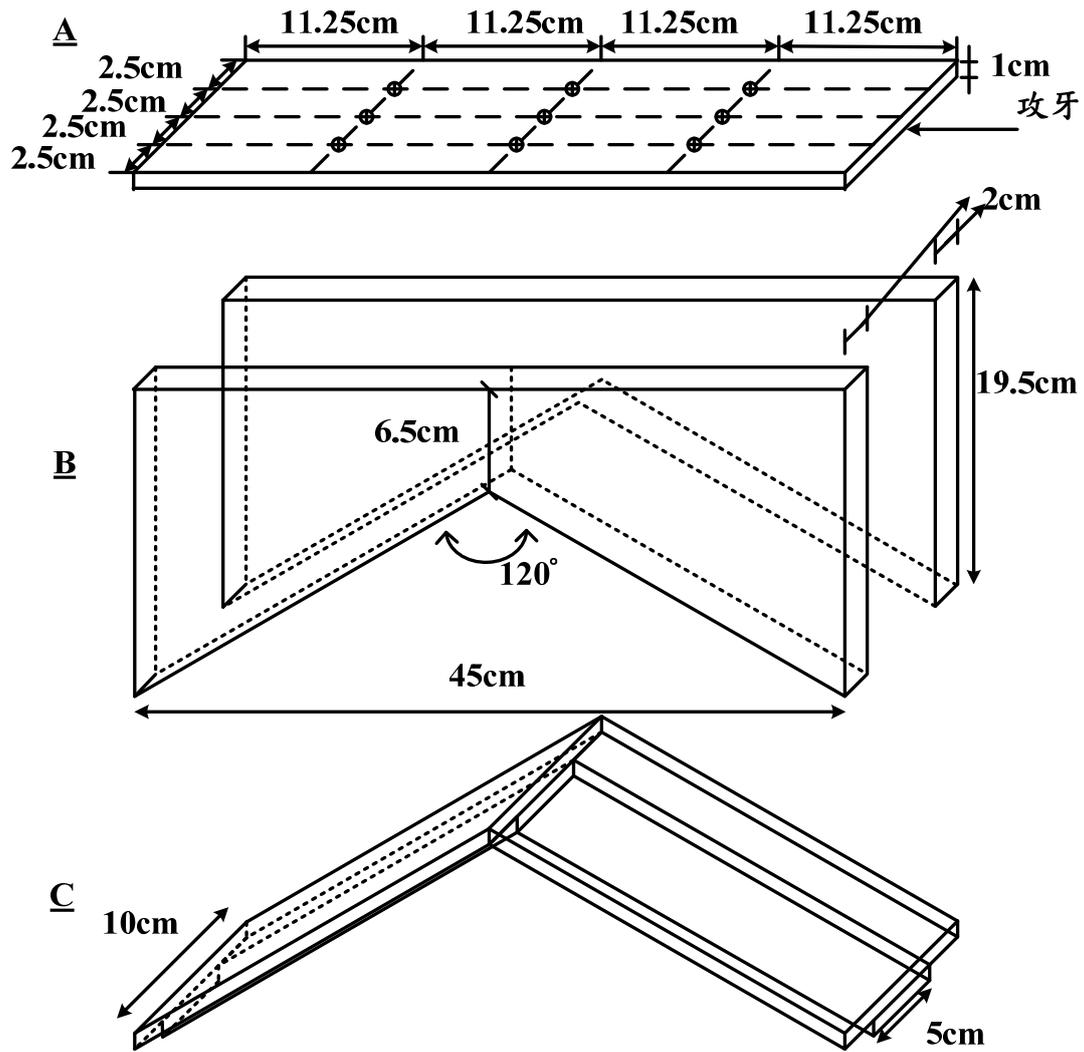


圖2.23 上部夾具設計圖

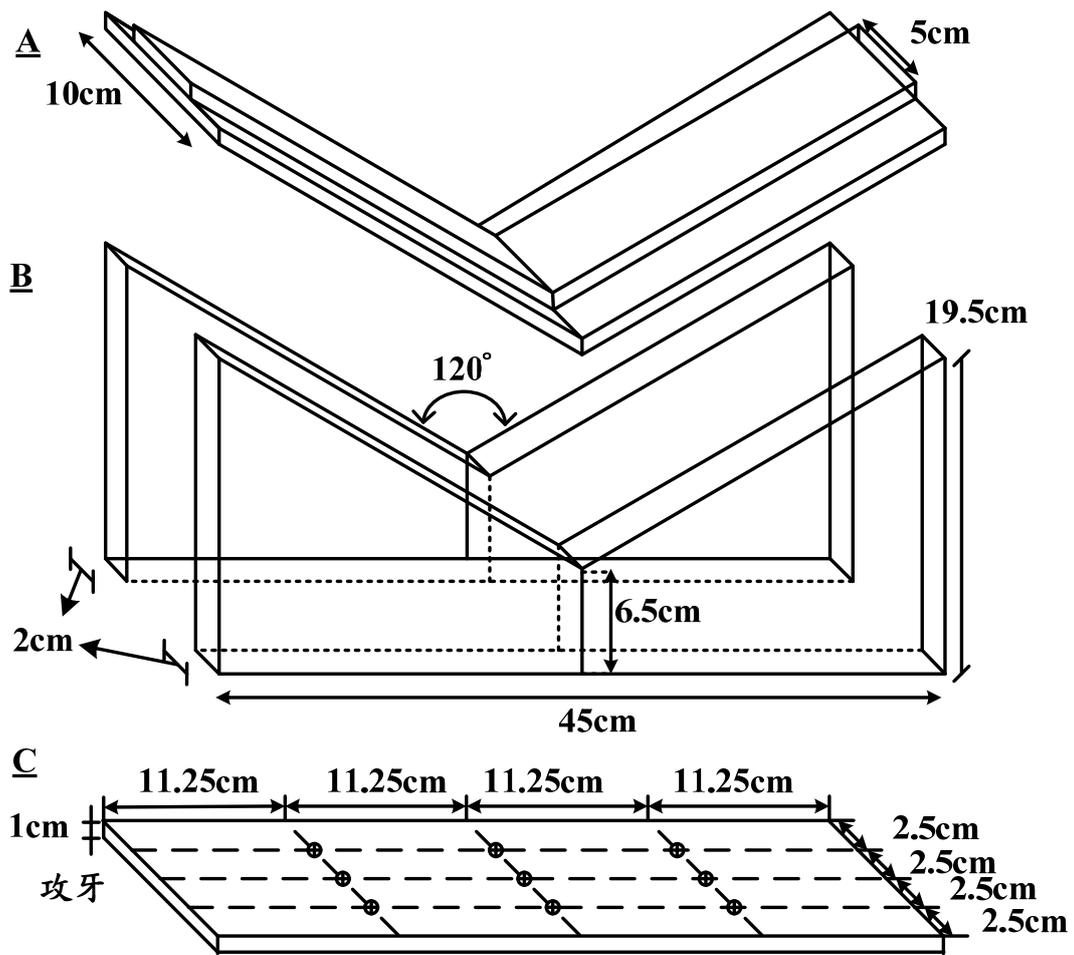


圖2.24 下部夾具-hinge 設計與接合圖

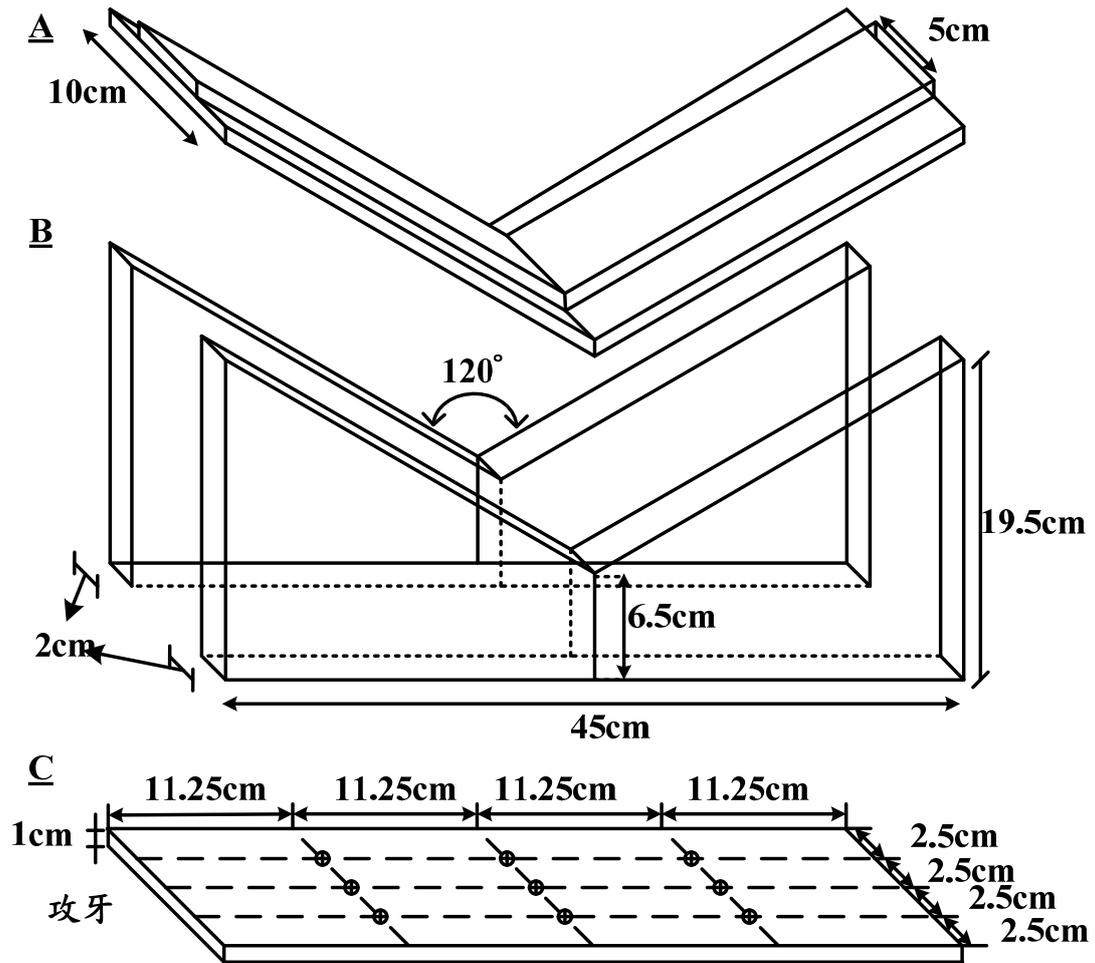


圖2.25 下部夾具-roller 設計與接合圖

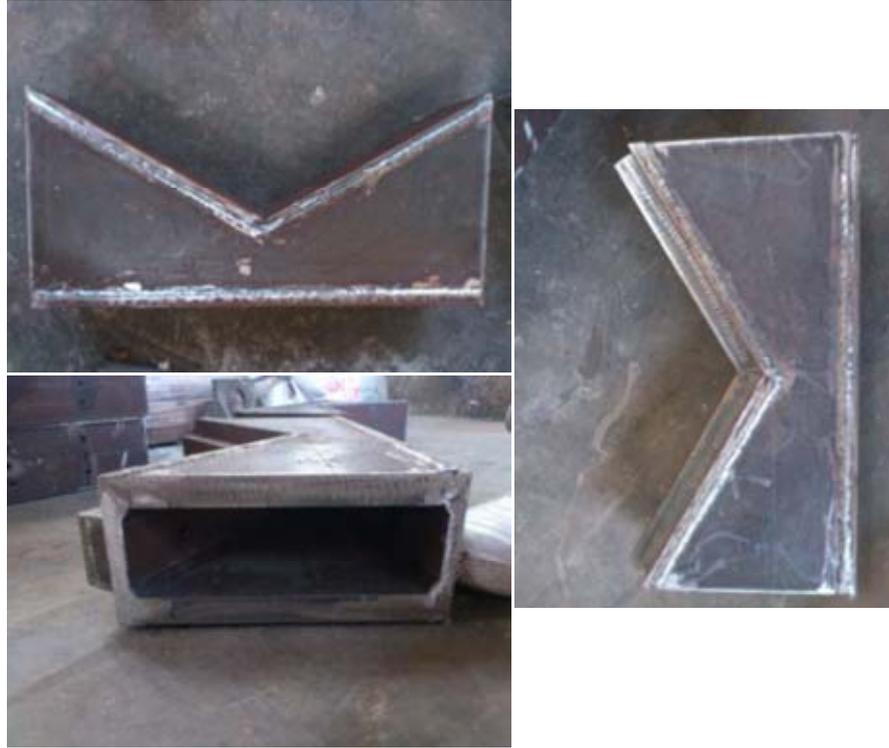


圖2.26 治具實圖



圖2.27 橡膠墊片



圖2.28 1300mm 橫梁



圖2.29 2777mm 橫梁



圖2.30 角度計

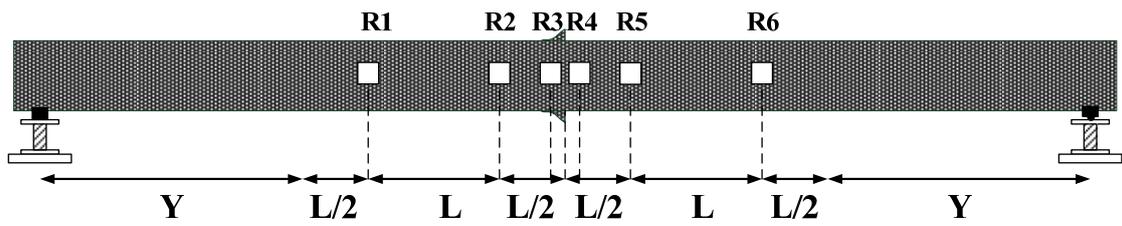


圖2.31 角度計配置圖

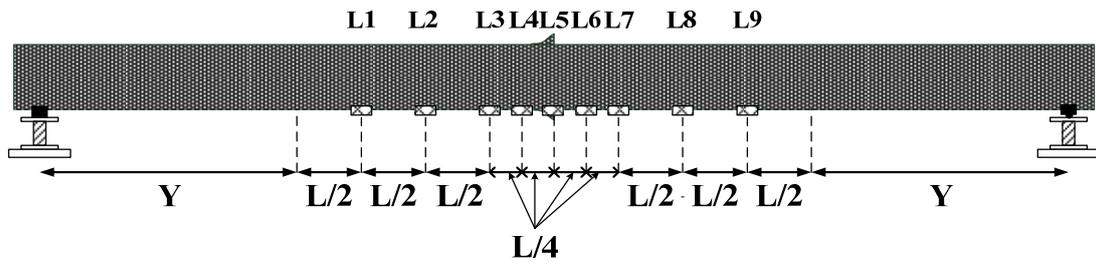


圖2.32 拉線式位移計配置圖

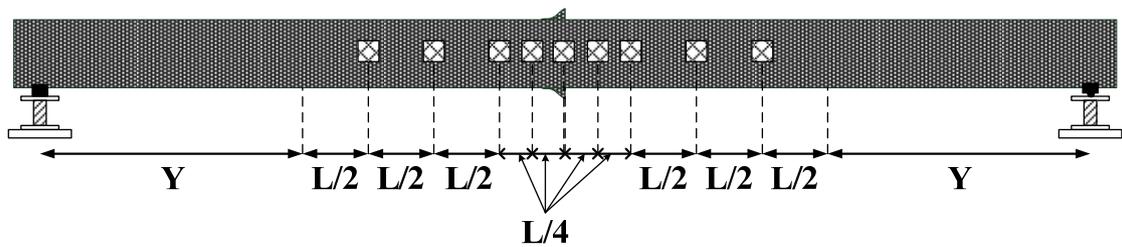


圖2.33 NDI mark 配置圖

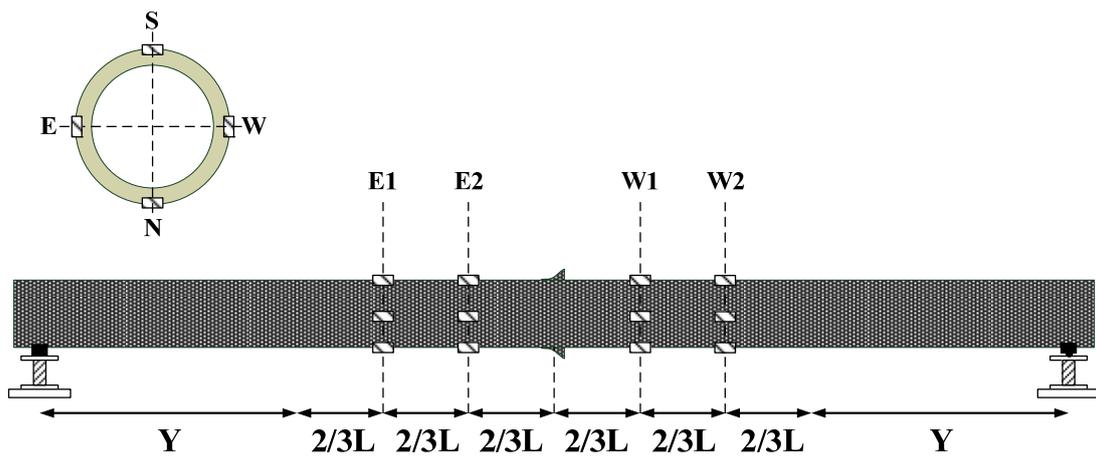


圖2.34 單軸應變計配置圖

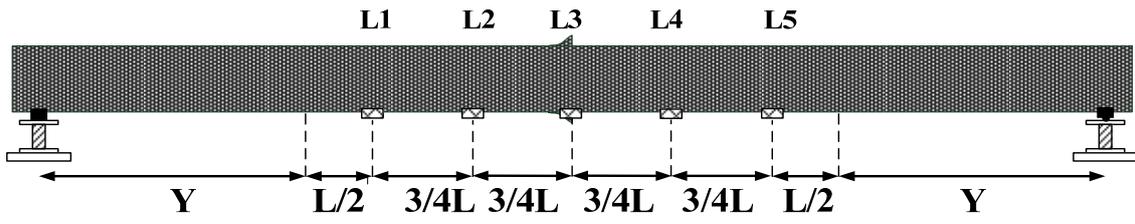


圖2.35 DN100、200 拉線式位移計配置圖

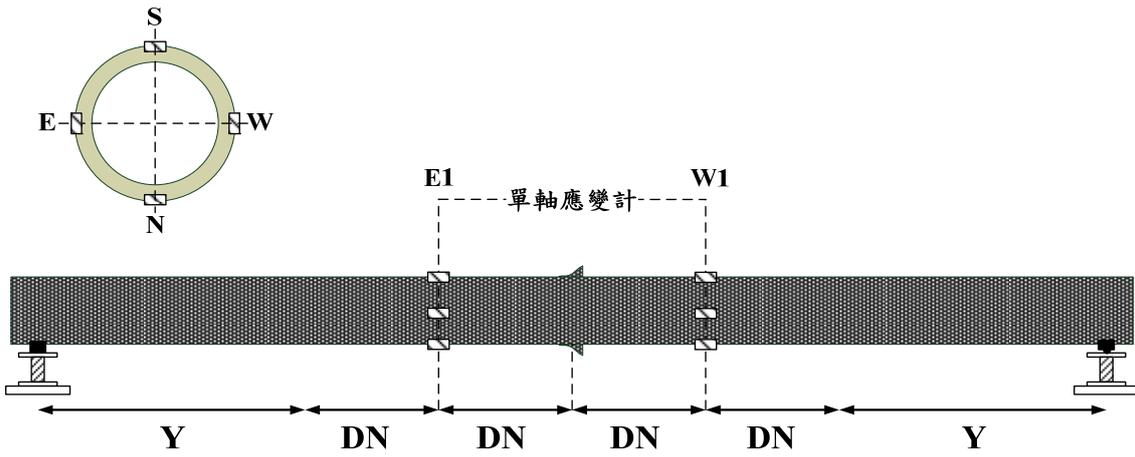


圖2.36 DN100、200 單軸應變計配置圖

第三章 試驗結果分析與量測觀察

3.1 軸向抗拉試驗

本章節將對於延性鑄鐵管與 K 型接頭之軸向抗拉試驗數據作一系列的介紹，包括致動器出力與位移、單軸應變計、三軸應變計、兩點式位移計以及 NDI 量測 Marker，最後管體與接頭的損壞情形，作一簡短結論。

3.1.1 軸向抗拉試驗分析

本次試驗目的為測試 K 型接頭之抗拉強度，針對 K 型柔性接頭的構件組成，可以推測 K 型接頭的抗拉強度來源為橡膠圈與鑄鐵管間的磨擦力，在抗拉試驗過程中，當管體開始位移，此時量測出的管體軸向力即為最大靜磨擦力；而在動磨擦力的過程中，橡膠圈在壓圈的推擠下，橡膠因此變形且造成作用在管體上的正向力變大，故橡膠圈與管體間的磨擦力也會跟著變大，而在橡膠圈部分被拉拔出時，橡膠圈因此有空間恢復原狀，所以橡膠圈與管體之間的動磨擦力也跟著變小，當試體軸向位移伸長度伸長至接合長度時，則表示橡膠圈完全拉拔出來，此刻本文稱之為接頭脫落。在試驗結束拆除試體時，可以由觀察發現，橡膠圈與管體的表面因磨擦而變得相對光滑，故隨著試驗次數的增加，試體的軸向抗拉拔能力也隨之降低，因此可以更加確定，柔性 K 型接頭的抗拉拔強度來源，主要來自管體與橡膠圈之間的磨擦力。

圖 3.1、圖 3.2、圖 3.3、圖 3.4 為 DN100、DN200、DN400、DN600 管體軸向力與軸向變形之關係，可以發現 DN100、200 在軸向位移大於 40mm 時，摩擦力開始下降，而軸向拉伸長度達到 CNS 規範 10808 定義之接合長度時，則試驗終止，隨著試驗次數的增加，管體最大軸向力則開始遞減。參考 2.5 節之材料性質以及表 2.1，可以初步推算出管體強度，計算公式如下：

$$P_y = \sigma_y \times A \quad (1.1)$$

$$P_u = \sigma_u \times A \quad (1.2)$$

其中 P_y 為降伏強度， P_u 為極限強度， σ_y 為降伏應力， σ_u 為極限應力， A 為管體斷面積，如表 3.1 所示。

而表 3.2、表 3.3、表 3.4、表 3.5 為試體最大軸向抗拉強度與降伏、極限強度的比較，由上述比較，柔性 K 型接頭提供的抗拉強度只約略佔了 0.24%~3.76% 的管體降伏強度，整體的抗拉強度還是很小，換句話說，在管體尚未提供強度時，管體與接頭已經脫落，故管體可以視為一剛體運動，試體總位移可以視為全由 K 型接頭間的相對位移提供，而管體幾乎無任何變形。

圖 3.5、圖 3.6、圖 3.7、圖 3.8 為 K 型接頭相對位移與管體軸向變形之關係，此兩者關係為一條斜率幾乎等於一的斜直線，故本次抗拉試驗可以視為一個剛體運動。

本次試驗可以視為一剛體運動，管體幾乎無變形，而管體的位移幾乎由 K 型接頭提供，而在水道施設耐震工法指針•解說[24]對於 K 型柔性接頭規定容許伸長量如表 3.6，由試驗數據取得管體最大軸向抗拉拔力下，管體位移在本文表示為試驗最大容許位移，由試驗最大容許位移與規範容許位移的比值可以發現(表 3.2、表 3.3、表 3.4、表 3.5)，其比值約為 1.33 倍~2.18 倍，可以推論在這次試驗過程中，試驗最大容許位移下，管體能有足夠的工作能力。

討論完 K 型接頭部分，接下來管體的發展也是令人值得關切的，由上述的推論，當接頭相對位移與管體軸向位移的關係曲線為一斜直線，整個試體的位移由接頭相對位移提供，而管體僅提供極小的位移，圖 3.9、圖 3.10、圖 3.11、圖 3.12 為 DN100、200、400、600 單軸應變計的斷面平均應變與管體軸向位移之關係，為了避免因為不對稱的拉力行為產生斷面彎矩效應，把一個斷面四個方位量測得到的應變值相加除以四，其公式如下：

$$\varepsilon_{avg} = \frac{1}{4}(\varepsilon_{north} + \varepsilon_{south} + \varepsilon_{top} + \varepsilon_{bottom}) \quad (1.3)$$

其中 ε_{north} 、 ε_{south} 、 ε_{top} 、 ε_{bottom} 各為單一斷面的北側、南側、下部、底部單軸應變計讀數。

藉由上述公式可以消去彎矩效應，在每個管徑試驗裡選擇其中一個斷面

討論之，應變的大小約在 $5.24 \times 10^{-6} \sim 5.86 \times 10^{-5}$ ，最大應變與降伏應變的比值在 0.29%~3.26%，也可以明顯的發現最大軸向力與降伏強度比值跟最大應變與降伏應變的比值有高度的正相關性，除了 DN200 試體有明顯誤差之外，雖然如此，sensor 讀數還是很小幾乎等於零，可以推論因為讀數過小，使得些許的雜訊而產生較大的誤差；在應變計讀數很小的狀況下，幾乎可以忽略，而最大應變則遠小於降伏應變，所以管體幾乎無變形。而三軸應變計、NDI 所量測出的軸向應變與單軸計是類似的，在此不多作討論。

3.1.2 軸向抗拉試驗觀察

本小節以 DN200、DN400、DN600 作為試驗觀察，分成三部分討論，首先是試驗初期照片如圖 3.13、圖 3.16、圖 3.19，由 3.1.1 節分析可知管體變形很小，幾乎可以忽略，可以發現在試體抗拉試驗結束後，管體表面無任何明顯破壞；而試驗到達中期時，如圖 3.14、圖 3.17、圖 3.20，除了 LVDT 有明顯位移之外(即接頭被拉拔至接合長度一半)，管體以及接頭都無明顯變形與破壞；試驗完成時，如圖 3.15、圖 3.18、圖 3.21，當 LVDT 拉伸量大於規範之接合長度，K 型接頭與管體因此脫落，此時為試驗完成，於管體與接頭方面，如同試驗前期、中期管體與接頭皆無明顯變形與破壞，觀察被拉拔出來的管體因為橡膠圈與管體之間的磨擦，使得鑄鐵管與橡膠圈表面變得光滑許多，故由試驗觀察可以證實，本次軸向抗拉試驗中，管體與接頭並無明顯破壞，抗拉強度來源可以推測由橡膠圈與管體之間的磨擦力所提供。

3.1.3 軸向抗拉試驗結論

對於軸向抗拉試驗，綜合試驗分析、試驗觀察、數據比對等，下述幾點為本次抗拉試驗結論：

1. 由最大動摩擦力與斷面標稱降伏軸力比值可看出，鑄鐵管受拉時，K 型接頭無法使管體發揮出材料強度。
2. 由試驗結果得到，最大應變遠小於降伏應變，比值約在 3% 以下，應變很小，幾乎無變形。
3. 理論上致動器之位移為管體變形加接頭位移。由致動器位移與接頭位移

計，量測結果之關係可看出，兩者值幾乎相同(迴歸曲線斜率幾乎為 1)，由此可判斷試驗時，管體相對於接頭幾乎為剛體。

4. 於安裝膠圈過程中，很難使每次膠圈之安裝讓管線的密合狀態均保持一致，因此造成對於一固定管斷面而言，每次試驗之力與位移曲線會有所差異，但基本上曲線趨勢均為(1)克服靜摩擦(2)動摩擦隨著拉拔位移而上升(3)當拉拔位移超過管體與橡膠圈的接觸長度後動摩擦下降。

5. 徑厚比(D/t)對於管體與接頭試驗是一項重要的指標，對於抗拉試驗而言，因為抗拉強度來源為橡膠圈與管體間的磨擦力，徑厚比對於抗拉強度的大小並無明顯的相關，反而是管徑越大的管體，因為橡膠圈與管體間的接觸面積越大，抗拉強度越大。

3.2 軸向抗壓試驗分析

本節將介紹管體與接頭抗壓試驗之結果分析，在試體進入非線性後，觀察是否有足夠的韌性以及試體的破壞形式為本節的重點，對於應變計、NDI、兩點式位移計還有致動器本身的出力與試體壓縮量關係進行分析與討論，最後作一小結論。

3.2.1 軸向抗壓試驗分析

本次試驗目的為測試 K 型柔性接頭之抗壓強度測試，由前述之 K 型接頭抗拉試驗得知，K 型接頭與延性鑄鐵管體之間的抗拉能力來自於橡膠圈與管體間的磨擦力，而規範 CNS10808[20]提供 K 型接頭示意圖中，可以發現在接頭接合時，仍然有部分間距，讓插口端與承口端尚未接觸，故在壓力試驗啟動時刻，尚未接觸之接頭間距使得初始 K 型接頭抗壓能力由橡膠圈與管體磨擦力提供，當插口端與承口端達到接觸時，此時 K 型接頭的抗壓強度來源則同時由磨擦力與兩邊管材提供，由前述之抗拉試驗結果可以得到標稱管徑 DN100~600 四種管徑，其最大軸向力即磨擦力，與降伏強度比值約 1%，故本次抗壓試驗可以推論其抗壓強度來源，絕大部分由管體之材料強度提供。

對於本次抗壓試驗而言，試體的整體發展是一項重要的指標，確認試體

是否達到塑性段，甚至達到極限強度，以及是否有足夠的韌性讓管體與 K 型接頭在承受軸向壓力時，仍保持良好的工作能力，圖 3.22、圖 3.23、圖 3.24、圖 3.25 為 DN100、200、400、600 試體軸向位移與試體軸向強度之曲線，由此力與位移關係可以發現在小管徑下(D/t 小於 33.333)，試體的整體發展有良好的韌性，在非線性段可以達到材料的極限強度，最後在插口端的上部區域產生局部挫屈，導致強度下降，此時即為試驗完成；而在大管徑下(D/t 比於 33.333)，試體並無明顯的韌性。

如表 3.7 所表示，隨著 D/t 比的升高，試驗最大壓力與降伏、極限強度的比值有越來越小的趨勢，從原本的 1.62 倍、1.27 倍降低到只有 0.997 倍、0.748 倍；試體的伸長率、即試體總位移與試體總長之比率也從 6.2% 降低到剩下 1%，因此可以推論 D/t 比對於試體的全體發展有重要的意義。

接下來討論接頭部分，柔性 K 型接頭因為構造上的差異，壓圈、橡膠圈提供管體與接頭適度的轉角與水密性佳的優點；施加預力於 T 型螺栓上也提高了橡膠圈與壓圈緊密程度，以上的優點，對於管體與接頭抗拉壓強度的幫助幾乎微乎其微，對於本次軸向抗壓試驗而言，接頭部分僅僅只是承口端與插口端兩端管體接觸，理論上可以視為兩段連續管於軸壓下之試驗，對於接頭的相對變形，如圖 3.26、圖 3.27、圖 3.28、圖 3.29，相較於軸向抗拉試驗，試體軸向位移與接頭相對位移不再是線性，藉著 LVDT 量測的範圍(gauge length)與試體總長度(pipe length)的比值(即曲線斜率)，可以觀察出試體整體的位移與接頭相對位移是否為均勻變形，試驗曲線斜率大於量測範圍與試體總長的比值(gauge length/pipe length)，代表試體在接頭附近發生較大的變形，接頭相對變形之比例大於管體變形，DN100、DN200 的試體即屬於變形多發生在接頭附近，也因此可以因此推論，對於徑厚比小的管體而言，管體受軸壓力時，插口端與承口端都能夠提供變形能力；反之亦然，對於試驗曲線之斜率小於試體總長的比值的試體，代表試體在管體發生較大的變形，接頭相對變形的比例是小於管體變形，DN400、600 之試體則屬於變形多發生在管體，也可以推論，對於徑厚比大的管體而言，管體受軸壓力時，僅只有插口端能提供變形能力。對於試體於接頭附近的量測範圍(gauge length)、與試體總長的比值，如表 3.9。隨著軸向位移越大，

接頭附近的位移是大於整體位移，接頭相對位移趨近於平緩，不再繼續壓縮變形，比較表 3.7 可以發現試體發生局部挫屈時，接頭相對位移因此開始減緩。對於 DN100、DN200 試體，本次試驗僅加裝一支 LVDT 測試接頭相對位移，於 DN400、DN600 試體則在南、北兩側各加裝兩支 LVDT 量測，並且於數據分析中，取南、北兩支 LVDT 平均作為接頭相對位移，可以減少因為安裝量測儀器時造成的誤差。

最後討論管體的發展，由上述討論得知 K 型接頭之抗壓試驗分析可以分成兩段連續管討論，於單軸、三軸應變計的貼設位置，將分成承口端、插口端兩段管長來討論是否達到非線性，如圖 3.30、圖 3.31、圖 3.32、圖 3.33，由單軸應變計與試體軸向位移關係曲線可以發現對於徑厚比小的管徑，不管是插口端、承口端都已經進入塑性區，最後在插口端端部因為局部挫屈而造成破壞；但是對於徑厚比大的管徑而言，當試體發生局部挫屈破壞且破壞位置在插口端頂端時，承口端並不會進入到塑性區域，但對於 DN600 試體而言，單軸應變計的讀數顯示出插口端並沒有進入非線性反而還在彈性區域，承口端卻已經進入塑性區域，因此為了避免試驗上的誤差造成判斷錯誤，所以分析三軸應變計中的單軸應變讀數以確認 sensor 是否損壞，如圖 3.34、圖 3.35、圖 3.36、圖 3.37，DN100、200、400 三組試體之三軸應變計皆裝設在承口端距離接頭 1.5 倍接合長度，三者應變計單軸讀數皆在彈性區域；對於 DN600 有三個三軸應變計，分別位於插口端頂部、承口端底部以及距離接頭 1.5 倍接合長度處，靠近接頭者，還在降伏應變內，除此之外，試體頂部以及底部之三軸應變計單軸讀數皆已進入塑性區域，因此可以推論，在靠近試體頂部與底部的試體因為應力集中的關係以及達到局部挫屈破壞，材料進入非線性；但是在接頭附近的管體，因為管體製作上的誤差，造成內襯、管體厚度不均勻，合理推測在靠近接頭的管體面積比較大，應力也小許多，故在相同軸壓力作用下，頂部與底部容易進入非線性；接頭附近仍然在彈性範圍內。

3.2.2 軸向抗壓試驗觀察

本小節對於 DN100、DN200、DN400、DN600 四種試體的破壞模式和

試驗初期、中期、末期照片作一試驗觀察與比較，整體而言，四種管徑的破壞模式都是插口端局部挫屈破壞，管體發生破裂。對於 DN100、DN200 試體而言，如圖 3.38、圖 3.39、圖 3.40、圖 3.41、圖 3.42、圖 3.43，可以看出，於局部挫屈破壞範圍內，管體外部的柏油漆因管體開裂而開始脫落，內部的延性鑄鐵管、內襯也因此碎裂，挫屈範圍相對於 DN100、200 試體長度是相對大的；觀察 DN400、DN600 試體，如圖 3.44、圖 3.45、圖 3.46、圖 3.47、圖 3.48、圖 3.49，雖然兩種管徑破壞模式也是局部挫屈，管體發生面外挫屈而有開裂情形，但是與 DN100、DN200 比較，破壞範圍對比於管體長度是小很多，因此柏油漆脫落情形是比較少的。

在試驗結束後，量測局部挫屈的範圍，與試體總長作比較，如表 3.9，可以發現試體越短，則挫屈範圍越大，DN100 的挫屈範圍與試體總長比值為 0.125，DN600 則為 0.0625。

3.2.3 軸向抗壓試驗結論

不同於抗拉能力由磨擦力提供，K 型柔性接頭之抗壓能力大部分由管材提供。因此對於本次抗壓試驗可以簡化以兩段連續管作為討論，隨著管徑的增加，徑厚比的值也跟著升高，意味著管厚相對於管徑則是越來越薄，而徑厚比對於管體/接頭軸向抗壓試驗是一項重要的指標，綜合試驗分析、試驗觀察，對於本次管體與接頭抗壓試驗作下述幾點結論：

1. 對於管體與 K 型接頭抗壓試驗，四組試體破壞模式以及破壞位置皆無發生在接頭上，故推論 K 型接頭對於軸向抗壓能力並無法提供太多抗壓強度。
2. 根據試驗結果來看，徑厚比越小則管體的韌性越好，使得管體能夠得到足夠的壓縮率。
3. 對於分段管而言，徑厚比越小，不管是承口端(致動器加載處)或是插口端，兩段管體都能夠發揮足夠的材料強度，反之徑厚比越大，於插口端(致動器加載處)管體容易發揮材料強度，於承口端則不容易變形，材料有可能維持在彈性範圍內。
4. 由插口端與承口端的應變分布情形可以推論，在抗壓試驗中，雖然軸力

均勻施加在試體上，但是考慮管體的斷面是由柏油漆、延性鑄鐵與內襯混凝土三種複合材料，於 CNS10808[20]中，對於 K 型延性鑄鐵管外徑(D_{out})容許的製作誤差如表 3.8，為 3mm~5mm，對於整體管體厚度而言，占了很大的比率(50%~71.43%)於製作誤差上產生的初始缺陷，造成各斷面的面積並不全然相等，本次試驗先假設忽略不考慮內襯厚度的製作誤差造成斷面積不均勻。所以對於應力造成許多不均勻分布，由此判斷同一支管體，在 K 型接頭處還在彈性範圍內，而上部與底部兩端較早進入非線性。

3.3 四點式抗彎試驗分析

本節介紹 K 型接頭與管體的抗彎試驗分析，對於接頭是否進入彎矩非線性、以及破壞模式的判斷作一系列介紹，現行規範下對於接頭的抗彎能力有明確的轉角限制，本小節也將與規範作比較。

3.3.1 四點式抗彎試驗分析

對於本次抗彎試驗，假設管體變形為剛體行為，則在試驗過程中試體中點的相對轉角為最大，因此推論在致動器加載過程中，最先開始破壞為試體中點，也就是 K 型接頭的中心位置，考慮 K 型接頭構造如表 2.2 可以推論在 K 型接頭受彎矩時，破壞可能發生在承口端和插口端的鑄鐵管接觸面上，亦或者是底部拉力區 T 型螺栓拉拔破壞，本次試驗達到試體破壞則實驗立即終止，對於 DN600 而言，因為試驗配置上的問題，導致 K 型接頭未達到預期的抗彎能力時，試驗已經停止，故對於 DN600 管徑將在未來的研究進度，另行補上。

對於整體的發展可以由圖 3.50、圖 3.51、圖 3.52、圖 3.53 的致動器出力與位移曲線表示，因為實驗致動器配置關係，故致動器的位移並不是試體中點位移，而是試體加載點位移，因此試驗中點位移必須為致動器位移作適當比例上的修正，才是試體中點位移。由數據可以發現彎矩中點位移至少都可以發展到 250mm 以上，而致動器的強度則是隨著管徑越大而上升，對於 DN100、DN200 試體，因為管體破壞模式為底部 T 型螺栓破壞，當螺栓開始破壞可以發現致動器強度立即下降，對於徑厚比小的試體而言，可

以把致動器力與位移曲線歸納出三種趨勢，在試驗初期因為插口端與承口端尚未接觸，K型接頭只有橡膠圈抵抗彎矩受力，故斜率最小，當試驗來到中期時，K型接頭有足夠的相對轉角使得插口端與承口端開始接觸，因此試體的抗彎矩能力來源變成橡膠圈加上延性鑄鐵管管體，斜率開始上升，在試驗後期，K型接頭更大的相對轉角，使得試體抗彎矩能力來源變成橡膠圈、管體、T型螺栓，因此，在試驗後期曲線斜率為最大。

本次抗彎試驗的彎矩來源為致動器出力，而試體兩端支承反力造成中間四倍管徑範圍為純彎矩區域，因此為了確認支承反力有無因試驗配置所導致的誤差產生，故加裝荷重計確認支承反力，如圖 3.54、圖 3.55、圖 3.56、圖 3.57、圖 3.58、圖 3.59、圖 3.60、圖 3.61，由致動器位移與荷重計讀數曲線可以得到大部分東側或是西側的荷重計曲線幾乎重疊，可以確認抗彎試驗中致動器的加載是平均分配在試體的加載處，於致動器力量與荷重計讀數之曲線，維持斜率為 2 斜直線，由此可以判斷不管是橫梁的加載以及支承所提供的反力都在合理的範圍。對於 DN200 的兩邊荷重計誤差，合理地推論是由橫梁加載於試體上因配置的誤差而造成初始彎矩，使得兩端彎矩不平衡，為了修正兩端彎矩不同的影響，在下述抗彎試驗結論中有對於此項誤差作適當的修正。

於管體的量測方面，管體的斷面絕對轉角是一項判斷試體變形能力的項目，本次試驗定義角度旋轉順時針為負、逆時針為正，如圖 3.62、圖 3.63、圖 3.64、圖 3.65，承口端角度全為負、而插口端全為正，也可以發現致動器位移與斷面絕對轉角幾乎為一線性關係，可以合理推論管體在整個試驗過程中材料在彈性範圍內，甚至可以當作剛體運動。對於 DN100 試體，於 R4、R5 兩個角度計在致動器位移達到 80mm 時，開始有非線型的趨勢，對於 DN400 的試體，角度計最大量取範圍為 10° ，故在圖 3.64 角度計最大讀數為 10° 。

拉線式位移計的設置也是用來判斷管體變形的能力，如圖 3.66、圖 3.67、圖 3.68、圖 3.69，由致動器位移與位移計讀數曲線也呈現線性趨勢，因此推論管體的變形幾乎是剛體運動，材料在彈性範圍內，與角度計的分析相同。而圖中各個曲線彼此間的斜率不同則是試體在受純彎矩時，中心點位

移垂直位移量為最大，越往兩端則呈現線性遞減關係，故由圖可以觀察出中心點斜率最大；拉線式位移計除了量測管體的垂直方向變位之外，也可以由兩支位移計的讀數求得位移計間距內的平均轉角與斷面角度計作比較，如圖 3.70、圖 3.71、圖 3.72、圖 3.73、圖 3.74、圖 3.75、圖 3.76、圖 3.77，角度計讀數在試驗初期與位移計所估算出的平均轉角為一線性關係，在試驗的後期時，遠離接頭處的位移計平均轉角與角度計仍然呈現線性關係，但是靠近接頭的平均轉角則開始變化，其中的誤差可以由試驗的過程中發現，雖然位移計擺設在預量測點的正下方，但是在試體位移時，產生幾何非線性，使得拉線式位移計的位移並不為一垂直於地面的直線，而是帶有些許斜率的斜直線，於試驗的後期，此種幾何非線性所造成的誤差會越來越明顯。

接下來對於管體變形將由單軸應變計來分析，於管體的南側、北側、上部、底部皆配置單軸應變計，在合理的配置情形下，假設管體因致動器加載而造成管體橢圓化變形可忽略，故可以推論南、北兩側單軸應變計位於中性軸上，故所受的應變應為零，如有些許的誤差則可以歸納到試驗配置上的誤差所造成，上部單軸應變計量取數值即為壓力區最大壓應變，底部單軸應變計量取數值則為拉力區最大應變，故由最大拉、壓應變則可以利用材料力學公式推算出管體所承受之彎矩。如圖 3.78、圖 3.79、圖 3.80、圖 3.81、圖 3.82、圖 3.83、圖 3.84、圖 3.85、圖 3.86、圖 3.87、圖 3.88、圖 3.89，可以觀察如同上述推論的趨勢，對於 DN100~DN600 的試體，除了 DN100 西側應變計之外，其他試體斷面應變計都還在 0.00185 以內，因此更可以證明本小節一開始的推論，試體材料性質皆還在彈性範圍內，也可以視為剛體運動，考慮到管體因試驗配置造成試體受軸力影響，南、北側單軸應變計的讀數也可以用來確認管體是否有受到軸力。對於 DN100 的西側應變計與推論有所不同，則可以考慮試體在加載過程中，單軸應變計配置過於接近橫梁加載處，管體產生的橢圓化變形，故對於應變計的讀數有很大的影響。

對於管體受純彎矩區域，可以由支承反力，即荷重計的讀數乘以橫梁加載處與支承處間距當作力臂作為試體所受之純彎矩，如圖 3.90、圖 3.91、

圖 3.92、圖 3.93，藉著致動器位移與管體所受彎矩可以觀察出發展情形，最後在接頭破壞時，彎矩強度則開始下降。除了荷重計估算彎矩之外，因為管體材料皆還在彈性範圍內，利用上部與底部的最大壓、拉應變可以由材料力學公式、估算出管體所受彎矩：

$$\frac{\varepsilon_{top}}{D_{out} - h} = \frac{\varepsilon_{bottom}}{h} = \kappa = \frac{(\varepsilon_{top} + \varepsilon_{bottom})}{D_{out}} \quad (1.4)$$

$$M = EI\kappa \quad (1.5)$$

其中 ε_{top} 、 ε_{bottom} 為單一斷面的頂部、底部最大應變， D_{out} 為管體外徑、 h 為頂部最大應變到中性軸距離， M 為管體所受彎矩， E 為管體材料性質， κ 為斷面曲率。

其結果如圖 3.94、圖 3.95、圖 3.96、圖 3.97，在理想的狀況下，假設試體在加載過程中，加載處不因為橫梁施力產生變形，所有變形由支承反力所產生的彎矩提供，則由應變計所推算出來的彎矩應與支承反力提供的彎矩為一致，但實際情況並非如此，考慮加載產生的管體變形，由應變所估算的彎矩大部分小於支承估算出的彎矩，對於 DN100 試體，則因為插口端的變形太大，而使估算出的彎矩明顯失準。

3.3.2 四點式抗彎試驗觀察

本次抗彎試驗之試驗觀察選擇試體為 DN100、DN200、DN400、DN600 四種管徑，對於勁厚比小的管徑，於日本水道協會規範中有較大的容許轉角，故有較高的抗彎能力，因此破壞模式也會有所不同。

對於 DN100、DN200 試體，圖 3.98、圖 3.99、圖 3.100、圖 3.101、圖 3.102、圖 3.103，為試驗前、中、後三階段照片，由觀察發現徑厚比小的管體，因為抗彎能力相對於徑厚比大的管徑抗彎能力高，於 K 型接頭中心有較大的容許相對轉角，因此在試驗後期可以發現，最後破壞模式發生在 T 型螺栓破壞，DN100 試體在加載處有明顯因為致動器加載所造成的變形。

對於 DN400、600 試體，圖 3.104、圖 3.105、圖 3.106、圖 3.107、圖 3.108、圖 3.109，為試驗前、中、後三階段照片相對於小管徑，管厚比大的管體，容許轉角相對較小，故在試驗後期可以發現，破壞模式發生在插口

端接合長度上的延性鑄鐵管。

由試驗觀察可以發現在試驗後期時，橡膠圈因為承口端與差口端接觸而被擠壓出來，於接頭處有被擠壓出來的橡膠碎片。

由試驗照片可以看出，試體之承口端與差口端並沒有很明顯的彎曲變形，試體明顯的變形發生在 K 型接頭處。

3.3.3 四點式抗彎試驗結論

本文之四點式彎矩試驗，試體所承受的純彎矩與 K 型接頭的相對容許轉角的發展是彎矩試驗中的重要指標，依照本次試驗的量測儀器，彎矩來源可以分成荷重計(支承反力)讀數乘以力臂，或是單軸應變計變形反向估算，為了確保彎矩不因為試驗配置的誤差，造成兩端彎矩不一致，如圖 3.110，因此為了修正這類型的誤差，在本次試驗中，所選擇平均彎矩如下：

$$M_{average} = \frac{(M_E + M_W)}{2} \quad (1.6)$$

其中 M_E 為東側荷重計所估算出的彎矩， M_W 為西側荷重計所估穿的彎矩。

由於單軸應變計估算出來的彎矩，會因為致動器加載處的管體變形造成誤差，故在本次試驗中不列入考慮。

對於 K 型接頭容許轉角而言，理論分析並無考量到管體本身重量，實際的試驗結果分析自重造成試體本身的轉角，是必須列入考量，對於管體的重量可以參考 CNS10808 規範[20]，考慮自重為一均佈載重，利用材料力學公式如下：

$$M = \frac{1}{8}WL^2 \quad (1.7)$$

其中 W 為管體單位長度重量，可以由 CNS10808 規範中估算出來， L 為本次彎矩試驗之試體長度，估算結果如表 3.10。

由上述分析所得到的荷重計平均彎矩，由彎矩最大值與估算出的自重所造成的彎矩比值可以發現最小為 0.513%，最大為 10.06%，因此在本次試驗中，因為自重造成的彎矩值很小，幾乎可以省略，故得到如圖 3.111、圖 3.112、圖 3.113、圖 3.114 為 DN100、DN200、DN400、DN600 平均彎矩與平均轉角曲線，表 3.10 為彎矩試驗數據比較，可以發現除了 DN100 試驗彎矩強度

有超過降伏彎矩外，其他三種管徑皆還在彈性範圍內，對於本次四點式抗彎試驗有下述幾點結論：

1. K 型接頭與管體在承受彎矩時，在管體尚未發揮其強度時，K 型接頭便已破壞。
2. 對於接頭破壞形式，小管徑的試體可以發現破壞發生在底部 T 型螺栓上；DN400 破壞為插口端與承口端的管體破壞，可以推論大管徑的管體，在底部 T 型螺栓尚未提供抗拉強度時，則已經發生破壞。

表3.1 管體強度表

標稱管徑 DN	降伏強度(kN)	極限強度(kN)	降伏應變 ϵ_y
100	665.0123	886.683	0.00185
200	1270.649	1694.198	0.00185
400	2899.731	3866.308	0.00185
600	5538.009	7384.012	0.00185

表3.2 DN100 強度比較

DN100	T1	T2
管體最大軸向力 P(kN)	1.63	1.61
管體最大應變 ϵ (斷面 B)	5.48E-06	5.24E-06
P/P _y (%)	0.245	0.242
P/P _u (%)	0.184	0.182
ϵ/ϵ_y (%)	0.304	0.291
試驗最大容許伸長量(mm)	38.74	39.75
試驗/規範容許伸長量比值	1.336	1.371

表3.3 DN200 強度比較

DN200	T1	T2	T3
管體最大軸向力 P(kN)	47.82	32.92	25.34
管體最大應變 ϵ (斷面 D)	1.76E-05	2.05E-05	9.76E-06
P/P _y (%)	3.763	2.591	1.994
P/P _u (%)	2.823	1.943	1.496
ϵ/ϵ_y (%)	0.978	1.14	0.542
試驗最大容許伸長量(mm)	39.76	42.24	41.77
試驗/規範容許伸長量比值	1.988	2.112	2.089

表3.4 DN400 強度比較

DN400	T1	T2
管體最大軸向力 P(kN)	93.5	86.73
管體最大應變 ε (斷面 D)	5.86E-05	5.67E-05
$P/P_y(\%)$	3.224	2.991
$P/P_u(\%)$	2.418	2.243
$\varepsilon/\varepsilon_y(\%)$	3.26	3.15
試驗最大容許伸長量(mm)	72.15	71.79
試驗/規範容許伸長量比值	2.186	2.175

表3.5 DN600 強度比較

DN600	T1	T2	T3
管體最大軸向力 P(kN)	61.99	60.3	37.15
管體最大應變 ε (斷面 A)	1.7619E-05	2.05E-05	9.76E-06
$P/P_y(\%)$	1.119	1.089	0.671
$P/P_u(\%)$	0.840	0.817	0.503
$\varepsilon/\varepsilon_y(\%)$	0.979	1.14	0.542
試驗最大容許伸長量(mm)	68.22	69.24	62.75
試驗/規範容許伸長量比值	2.131875	2.16375	1.960938

表3.6 規範之 K 型接頭容許伸長量[5]

標稱管徑	規範容許伸長量(mm)
DN100	29
DN200	20
DN400	33
DN600	32

表3.7 抗壓試驗數據比較

標稱管徑 DN	DN100	DN200	DN400	DN600
管厚 t(mm)	6	6	7	9
D/t 比	16.667	33.333	57.143	66.667
降伏強度 P_y (kN)	665.0123	1270.649	2899.731	5538.009
極限強度 P_u (kN)	886.683	1694.198	3866.308	7384.012
試驗最大軸力(kN)	1125.95	1944.5	3193	5524.05
試驗最大壓力與降伏強度比(kN)	1.693	1.53	1.101	0.997
試驗最大壓力與極限強度比(kN)	1.27	1.148	0.826	0.748
降伏位移(mm)	0.74	1.48	2.96	4.44
試驗最大軸力下之位移(mm)	18.97	24.02	6.33	16.49125
最大軸之力位移與降伏位移比	25.635	16.23	2.139	3.714
試體總位移(mm)	24.82	29.62	15.51	23.15
試體伸長率(%)	6.205	3.703	0.969	0.965

表3.8 外徑容許製作誤差[1]

標稱管徑	DN100	DN200	DN400	DN600
許可差(mm)	±1.5	±1.5	+2 -3	+2 -3
最大許可差與管厚 比(%)	50	50	71.43	55.56

表3.9 接頭量測範圍與試體總長比值、挫屈範圍長度

DN	100	200	400	600
gauge length(mm)	80	100	380	380
局部挫屈範圍(mm)	50	75	120	150
試體總長(mm)	400	800	1600	2400
接頭量測範圍與試體總長比值	0.2	0.125	0.2375	0.158
局部挫屈範圍與試體總長比值	0.125	0.09375	0.075	0.0625

表3.10 試體自重造成彎矩與抗彎矩試驗數據比較[1]

DN	100	200	400	600
承口端凸出重(kgf)	6.68	12.5	34.5	57.5
管體重(kgf)	97.2	186	429	812
內襯重(kgf)	17.9	36.4	109	164
管長(m)	6	6	6	6
體積(m ³)	0.012	0.024	0.055	0.105
管體+內襯重量(kgf)	115.1	222.4	538	976
單位長度重量(kgf/m)	19.183	37.067	89.667	162.667
試驗管體長度(m)	2.26	2.26	3.1	6
總重(kgf)	50.034	96.271	312.467	1033.5
自重造成中點彎矩 M _p (kN-m)	0.139	0.267	1.187	7.596
試驗最大彎矩 M _u (kN-m)	21.06	52.001	132.299	75.507
最大彎矩下的相對轉角 (deg)	16.278	19.648	19.379	9.549
M _p /M _u	0.007	0.005	0.009	0.101
M _y (kN-m)	20.722	71.899	313.776	886.165
M _y /M _u	1.016	0.723	0.422	0.085

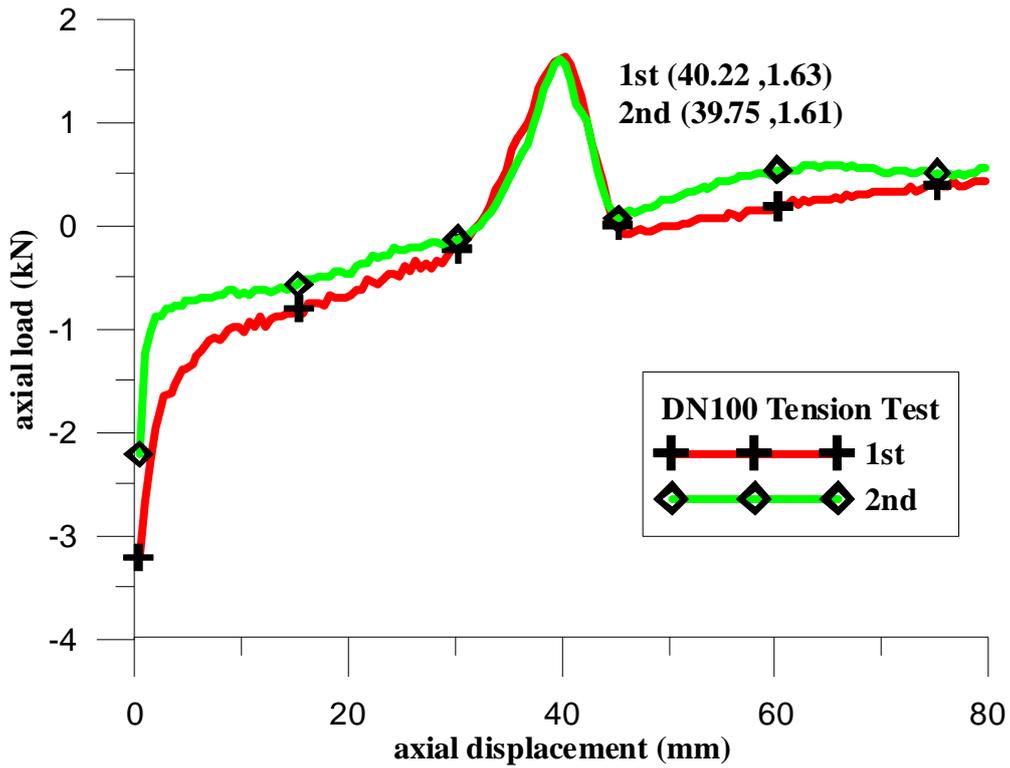


圖3.1 DN100 試體軸向拉力與試體軸向位移

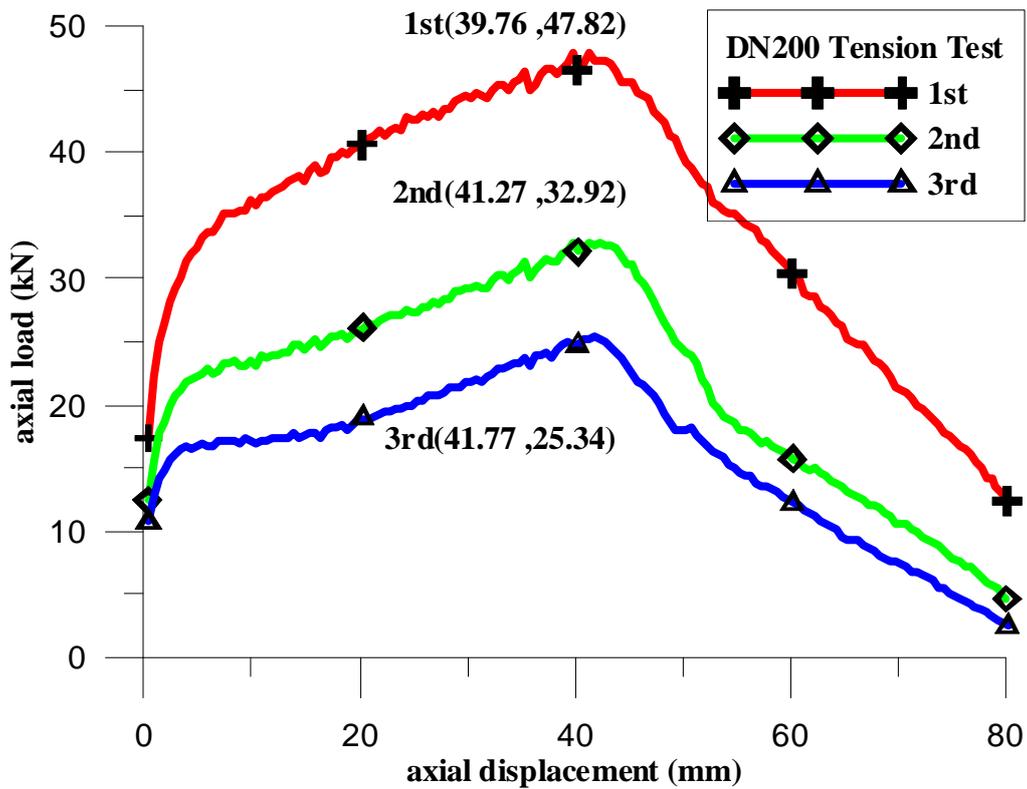


圖3.2 DN200 試體軸向拉力與試體軸向位移

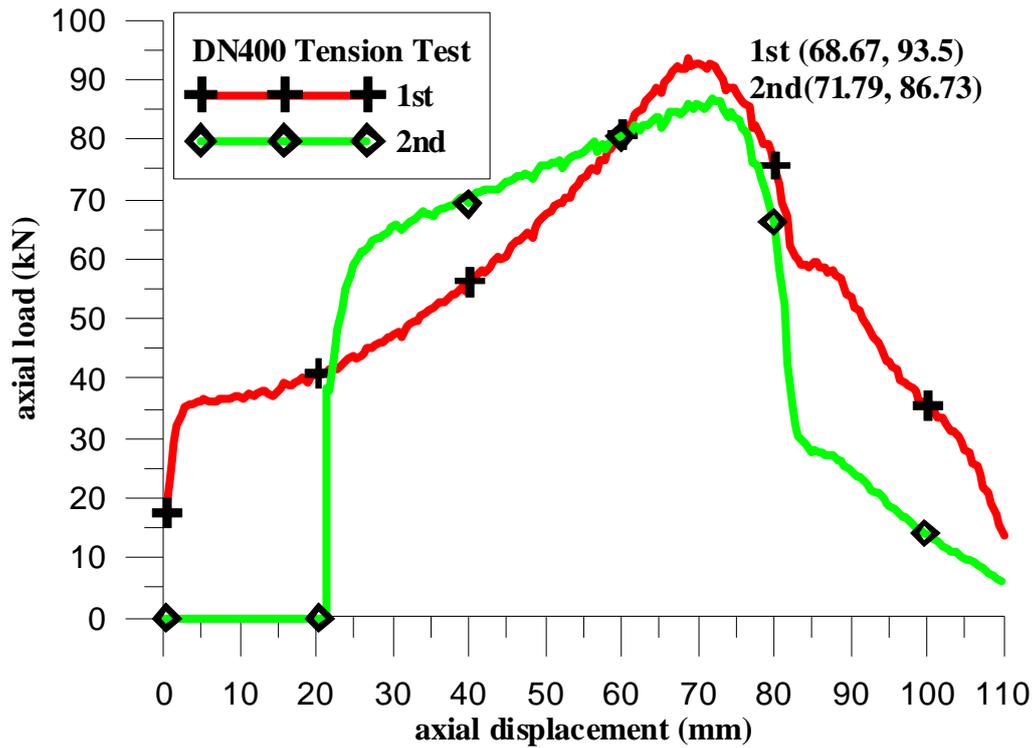


圖3.3 DN400 試體軸向拉力與試體軸向位移

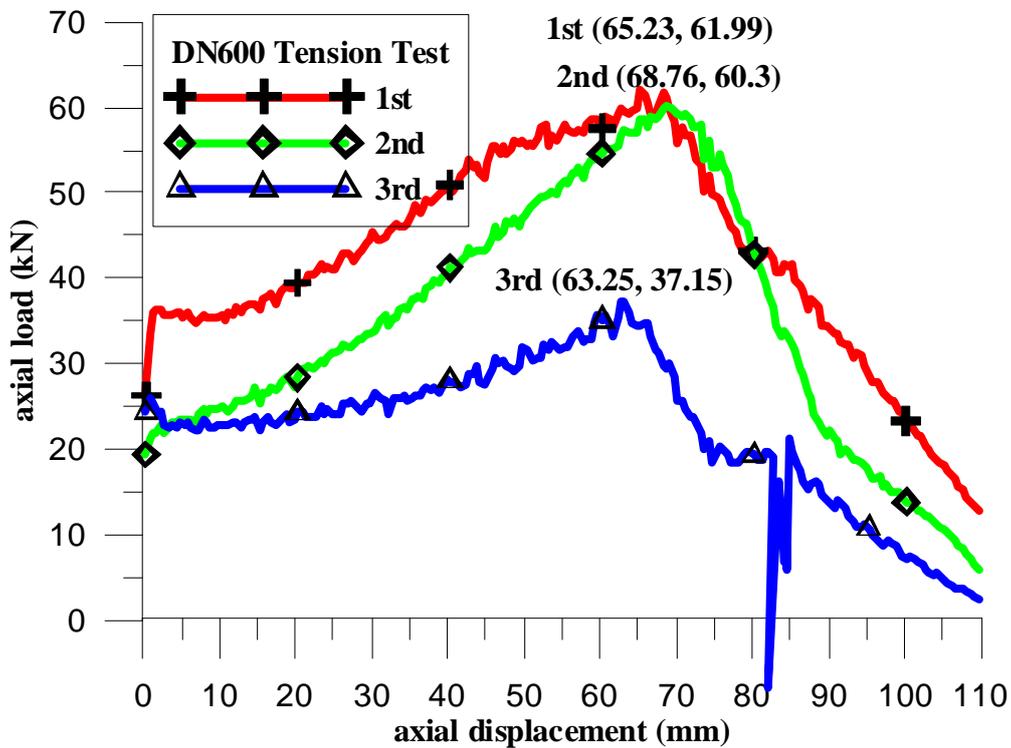


圖3.4 DN600 試體軸向拉力與試體軸向位移

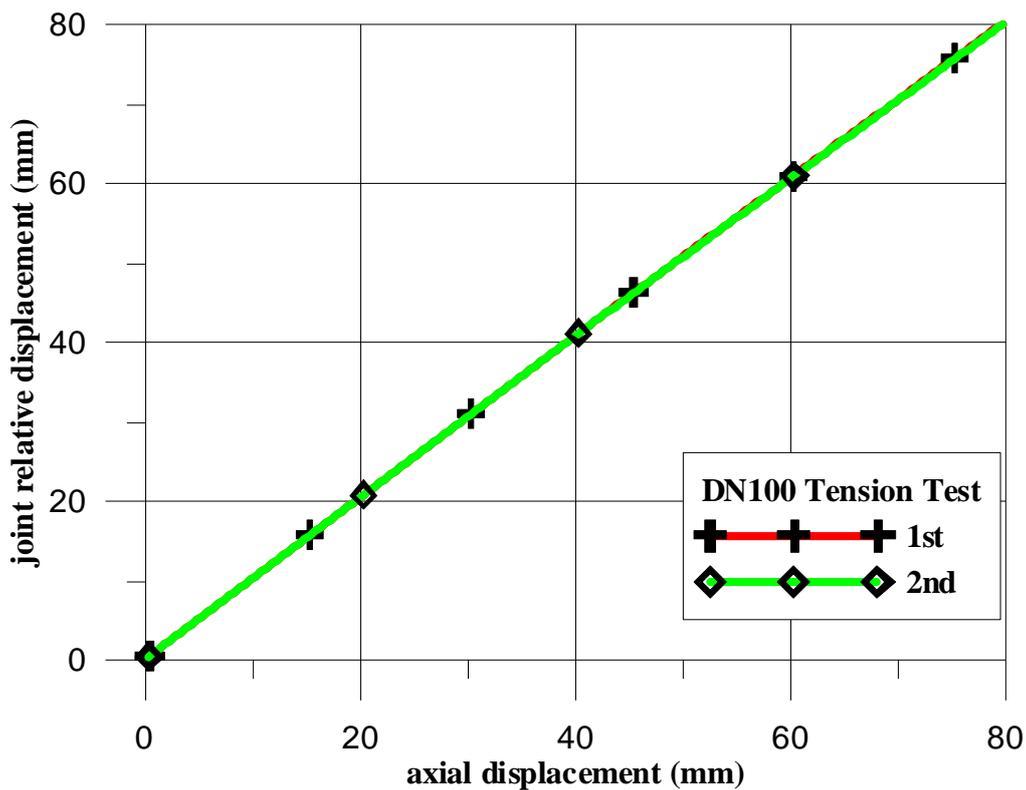


圖3.5 DN100 接頭相對位移與試體軸向位移

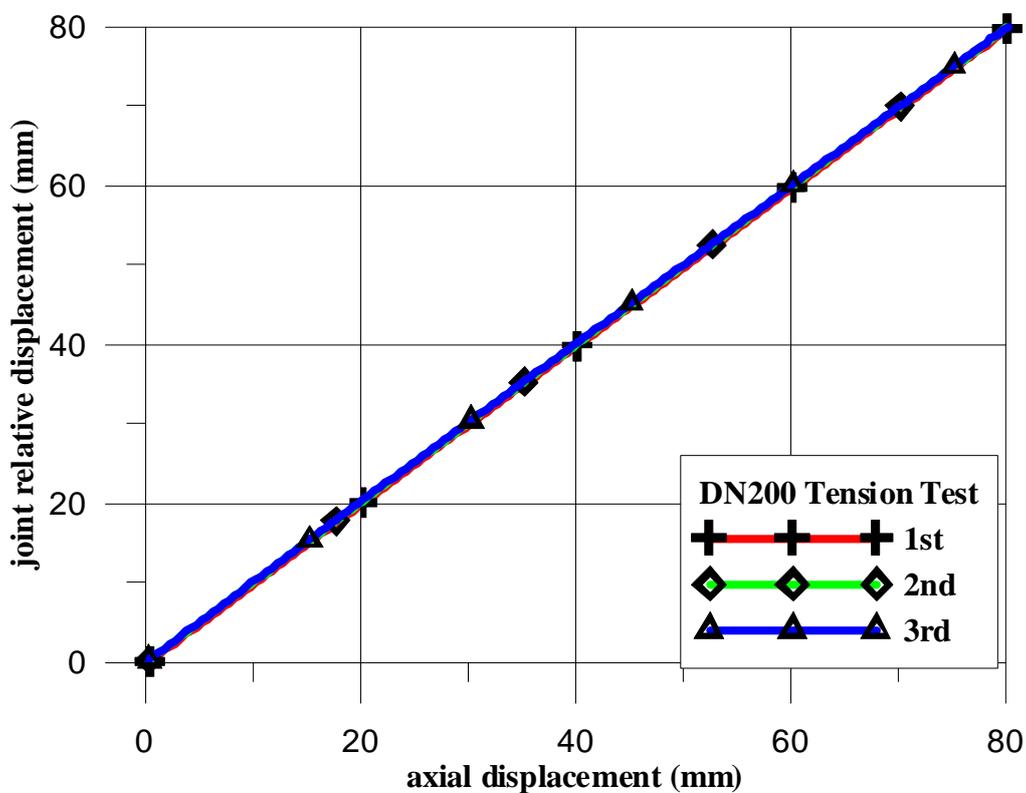


圖3.6 DN200 接頭相對位移與試體軸向位移

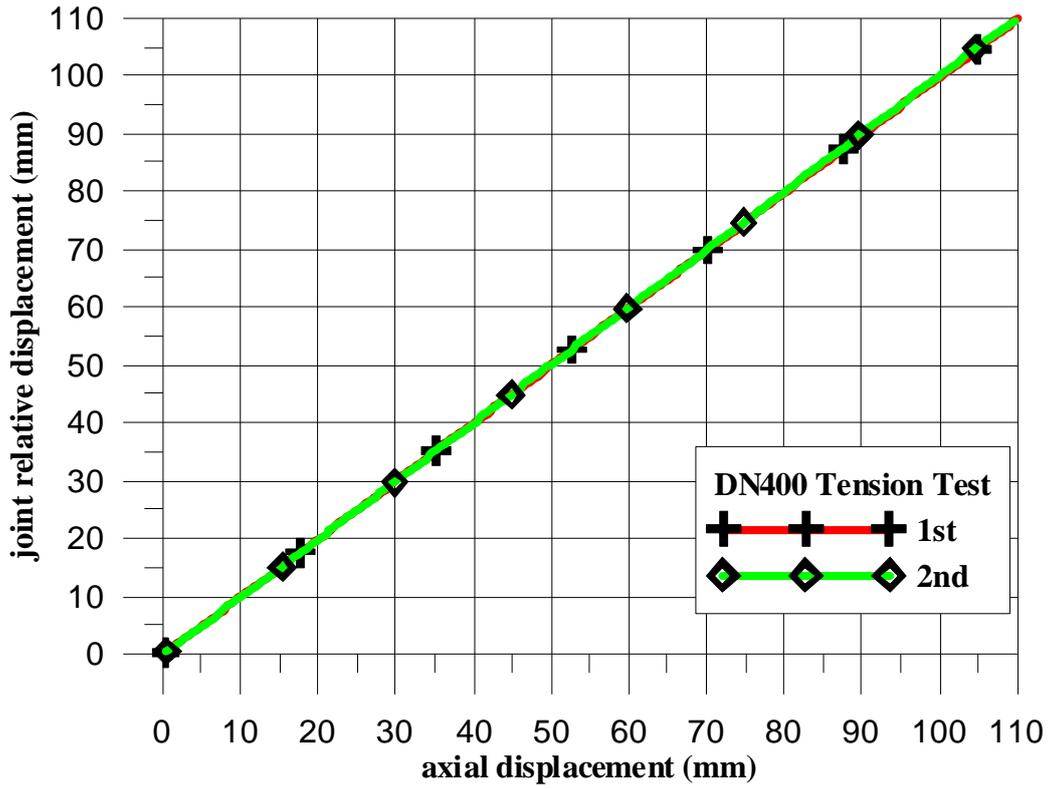


圖3.7 DN400 接頭相對位移與試體軸向位移

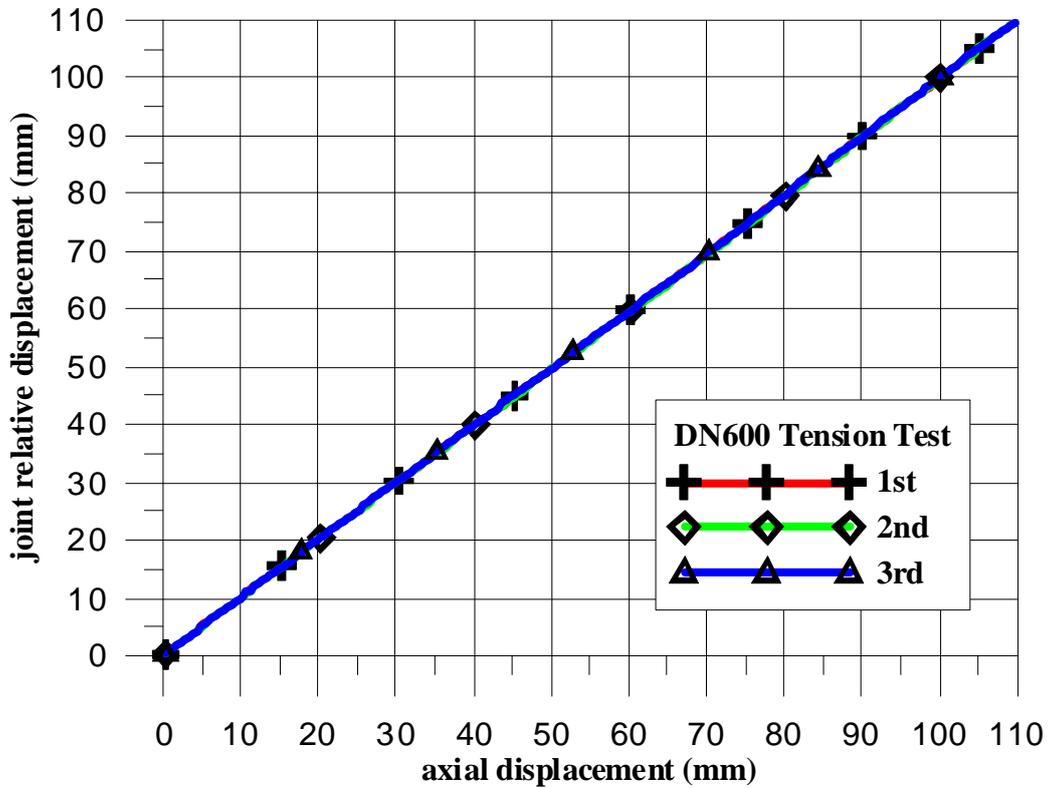


圖3.8 DN600 接頭相對位移與試體軸向位移

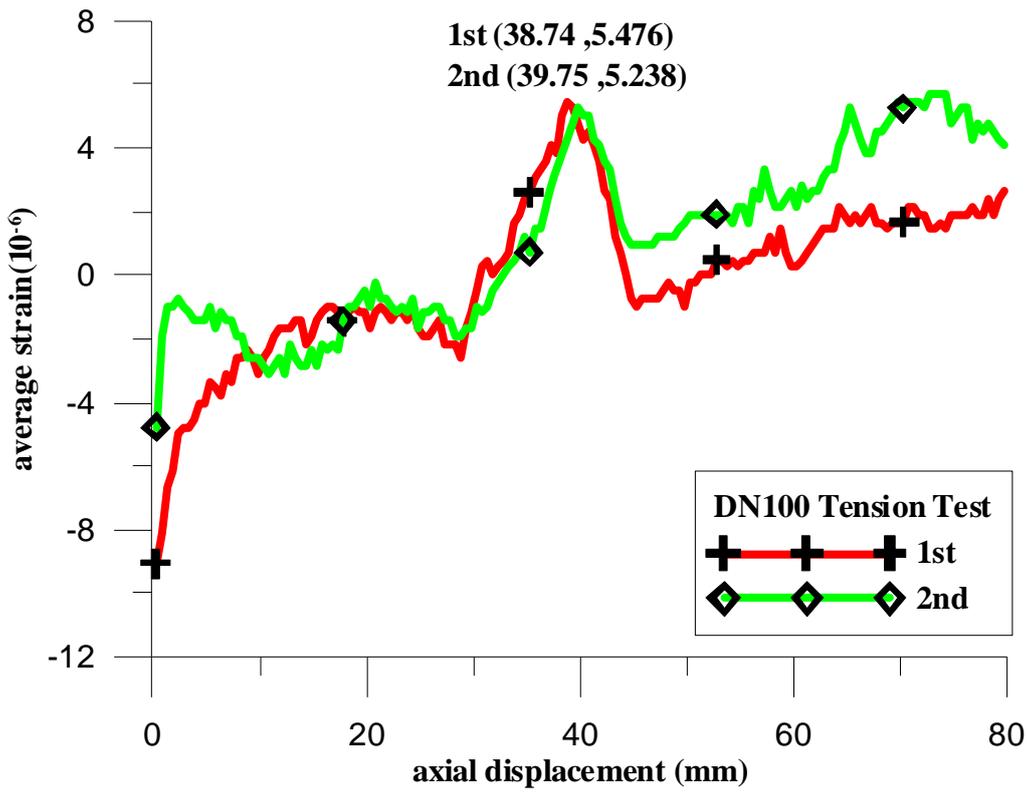


圖3.9 DN100-斷面 B 平均應變與試體軸向位移

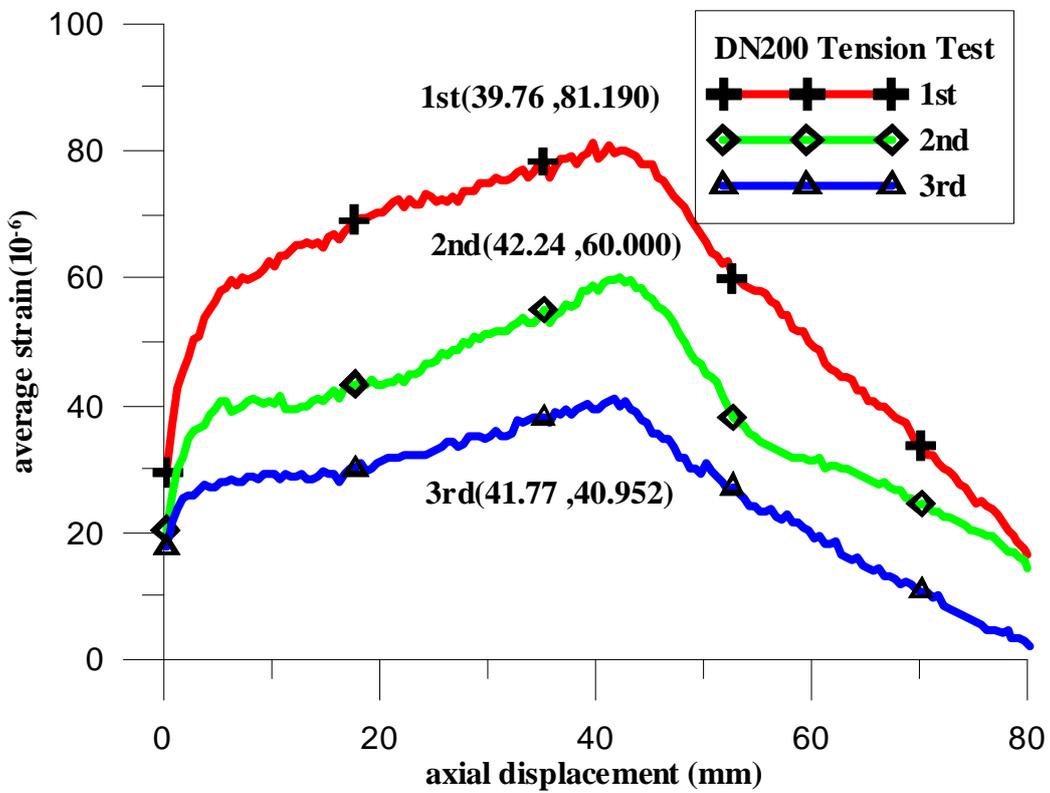


圖3.10 DN200-斷面 D 平均應變與試體軸向位移

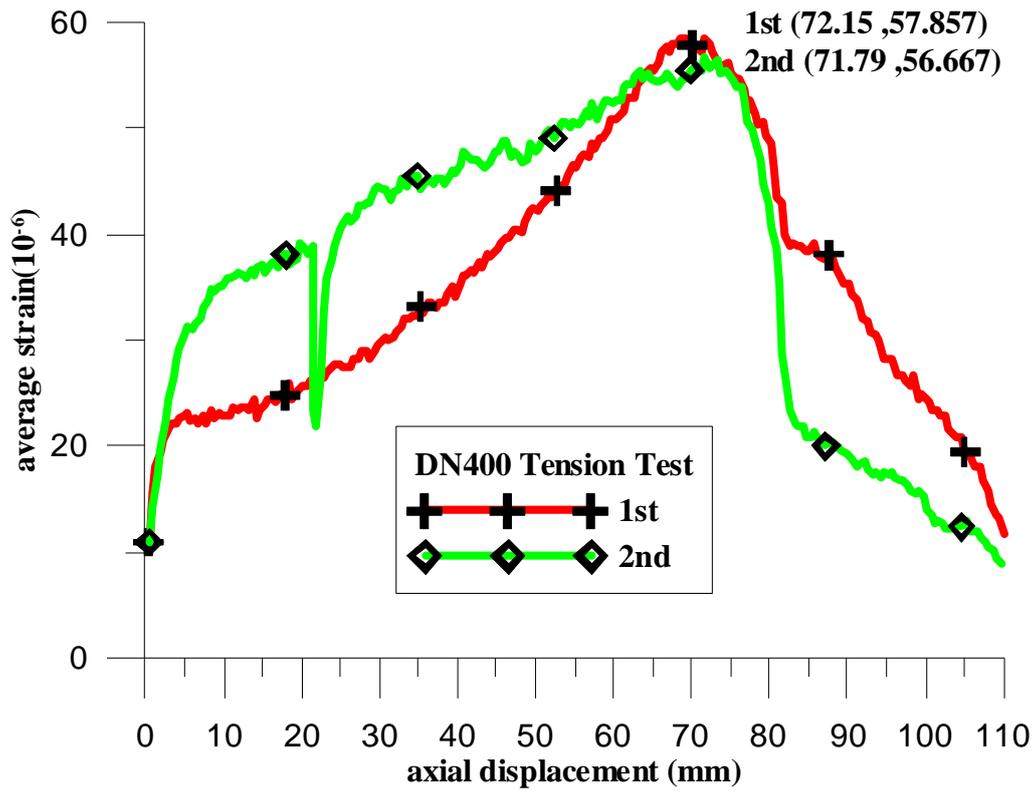


圖3.11 DN400-斷面 D 平均應變與試體軸向位移

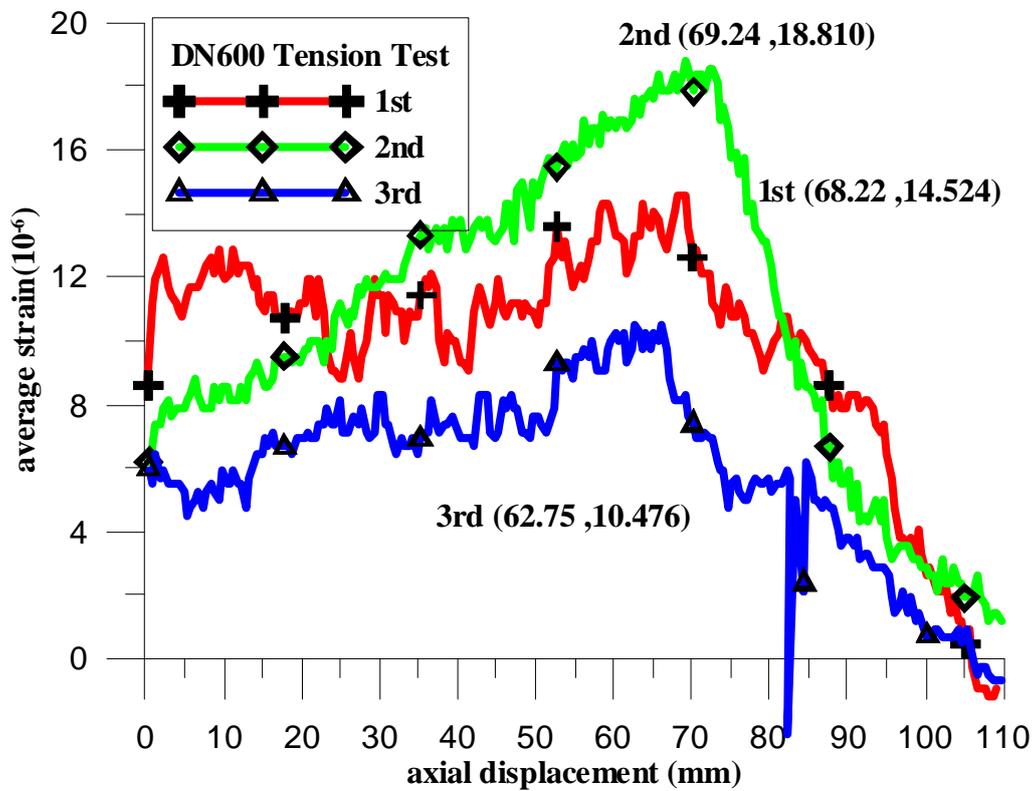


圖3.12 DN600-斷面 D 平均應變與試體軸向位移

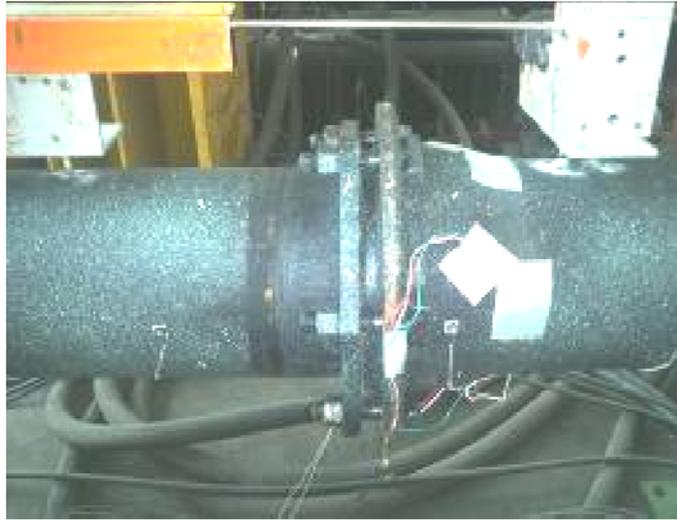


圖3.13 DN200 抗拉試驗初期



圖3.14 DN200 抗拉試驗中期



圖3.15 DN200 抗拉試驗完成



圖3.16 DN400 抗拉試驗初期

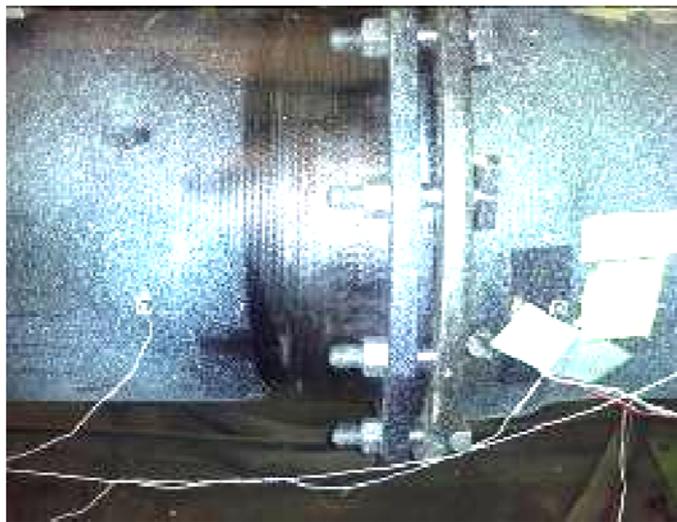


圖3.17 DN400 抗拉試驗中期



圖3.18 DN400 抗拉試驗完成



圖3.19 DN600 抗拉試驗初期

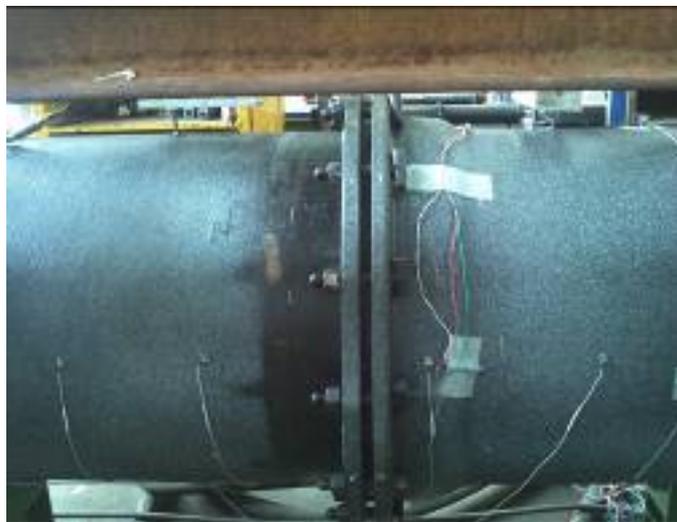


圖3.20 DN600 抗拉試驗中期



圖3.21 DN600 抗拉試驗完成

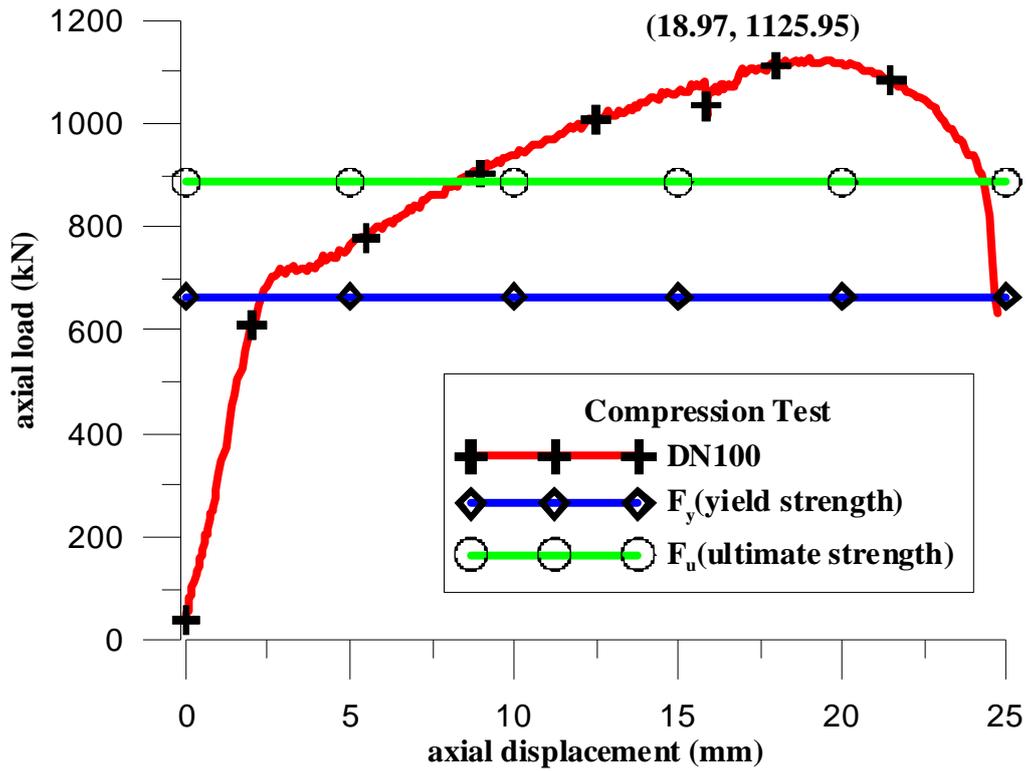


圖3.22 DN100 試體軸向壓力與試體軸向位移

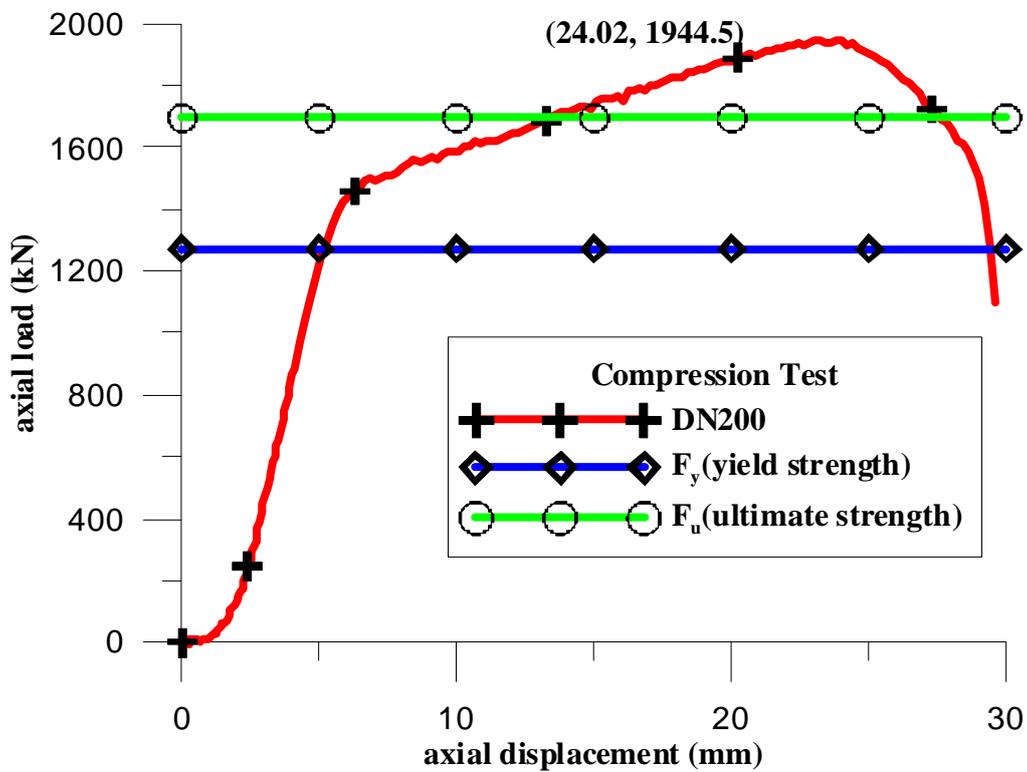


圖3.23 DN200 試體軸向壓力與試體軸向位移

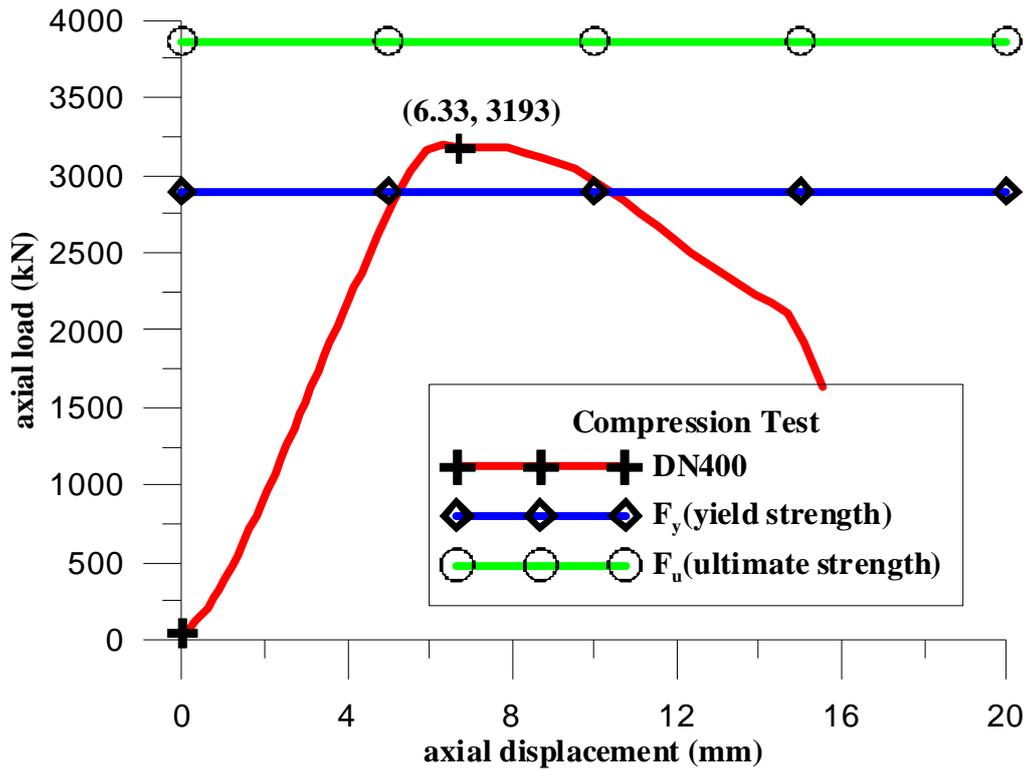


圖3.24 DN400 試體軸向壓力與試體軸向位移

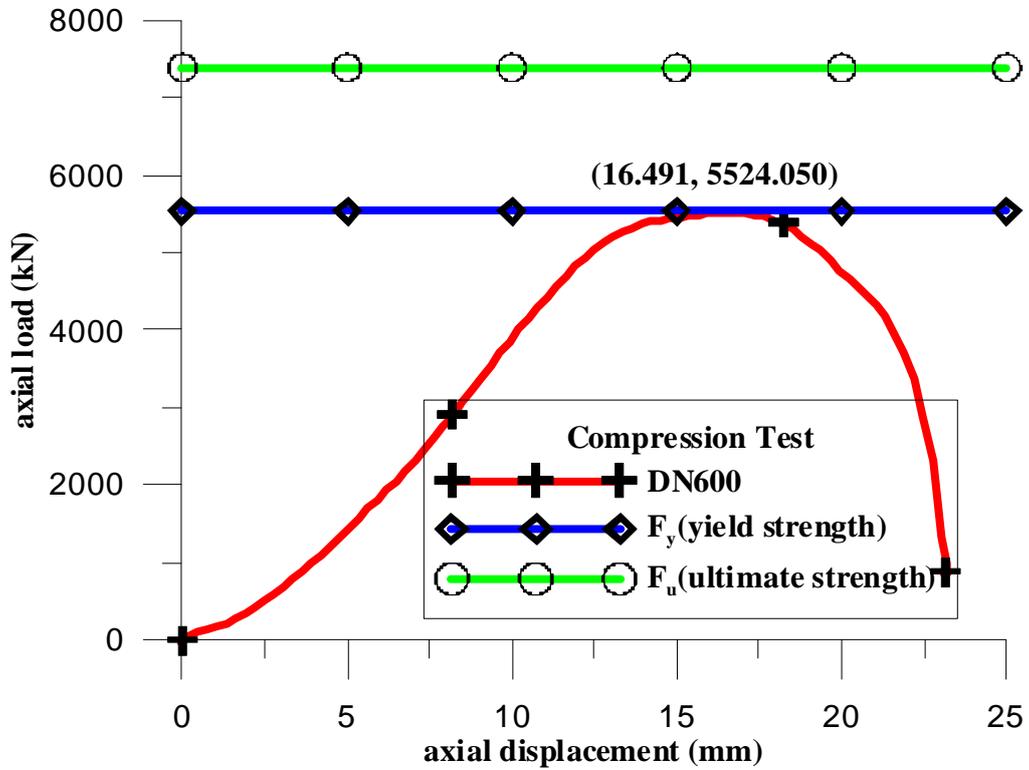


圖3.25 DN600 試體軸向壓力與試體軸向位移

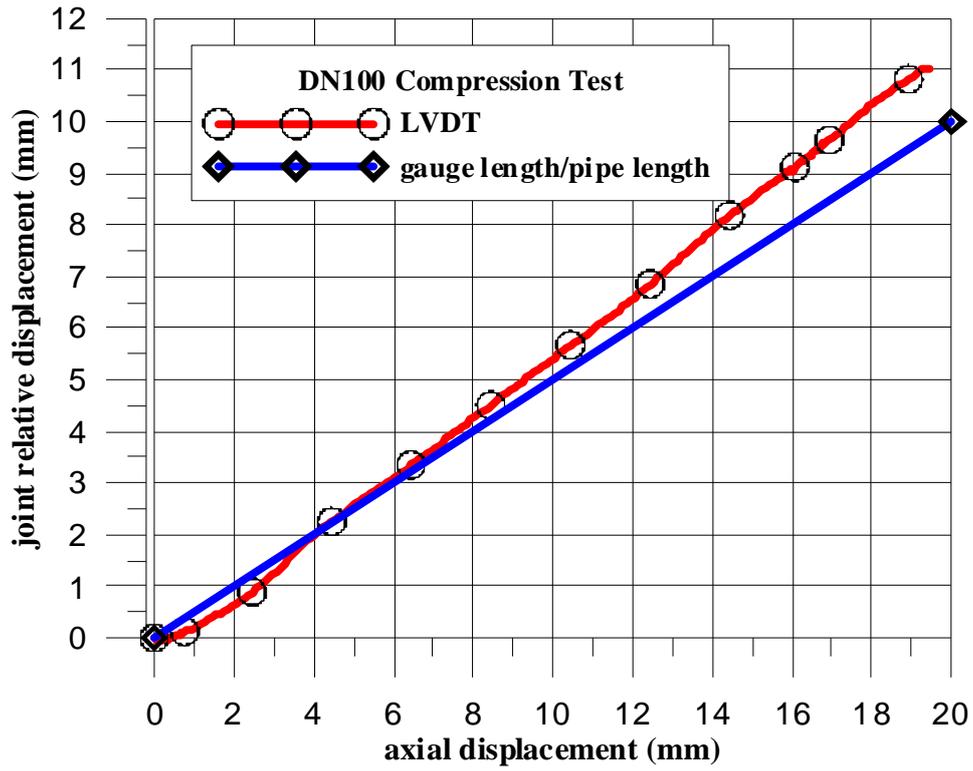


圖3.26 DN100 接頭相對位移與試體軸向位移

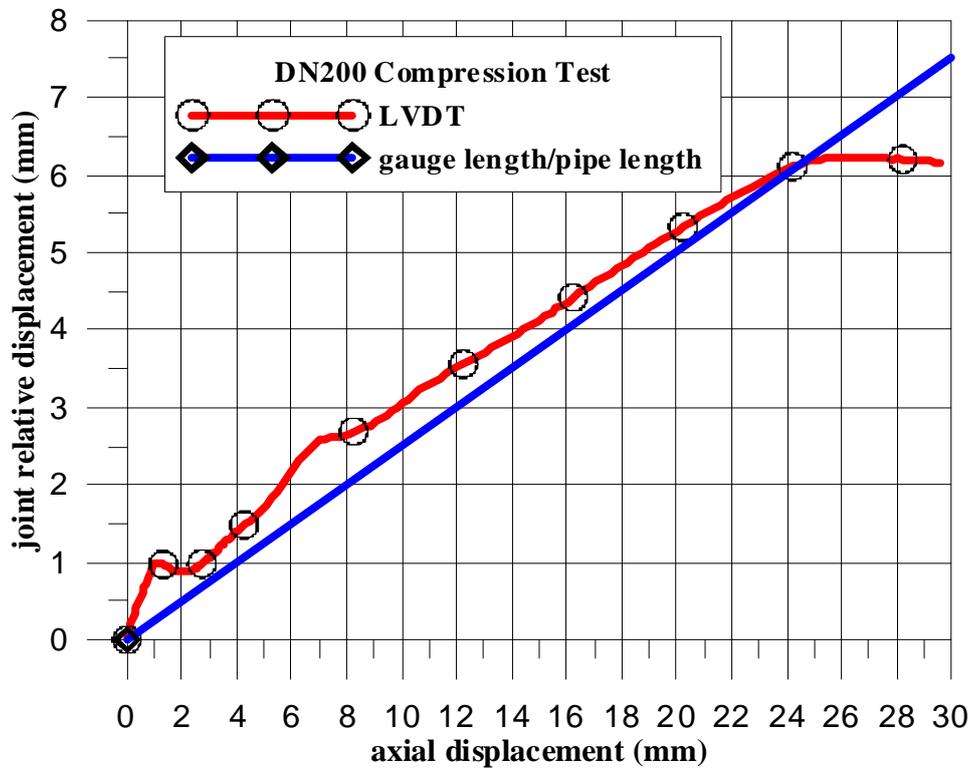


圖3.27 DN200 接頭相對位移與試體軸向位移

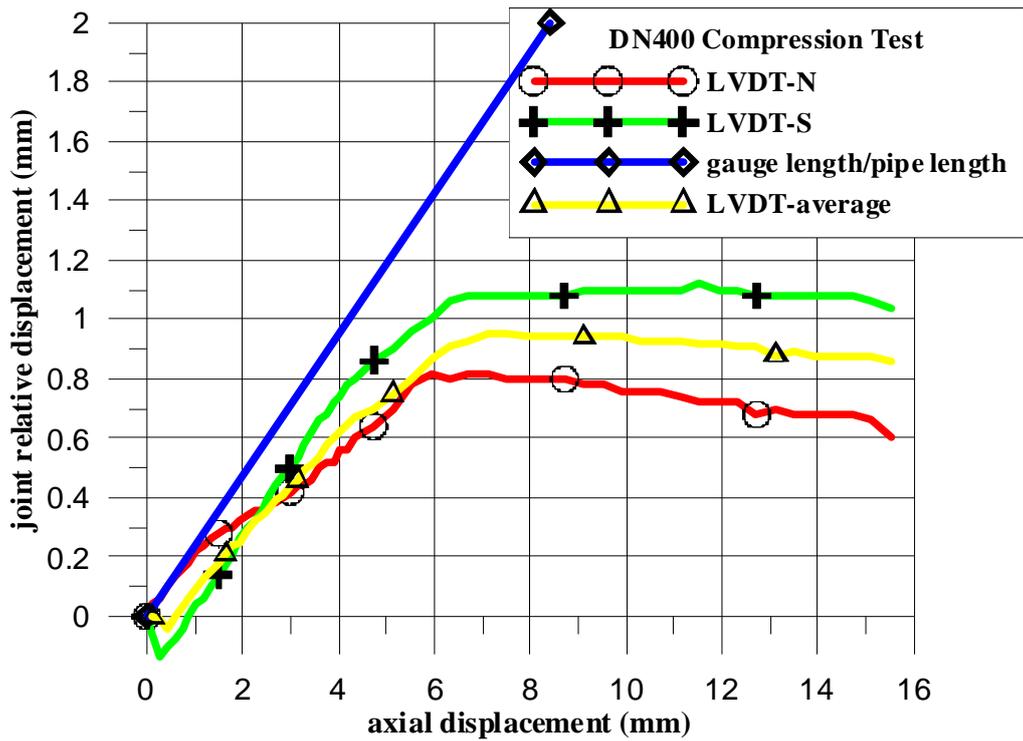


圖3.28 DN400 接頭相對位移與試體軸向位移

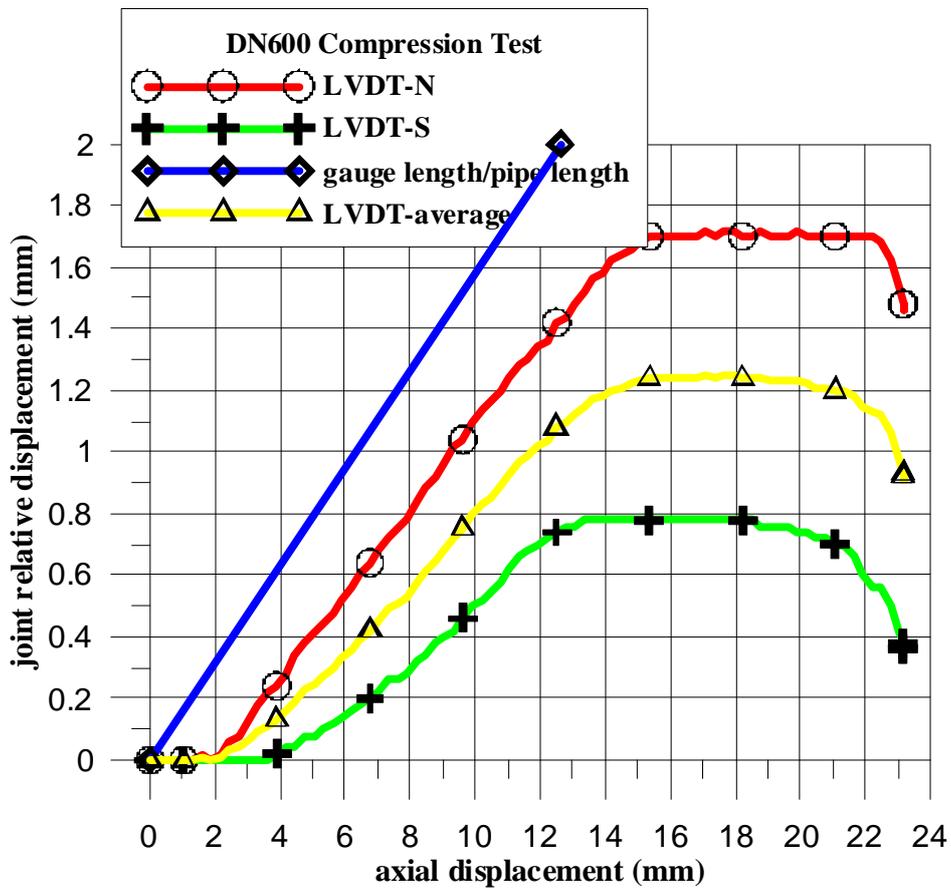


圖3.29 DN600 接頭相對位移與試體軸向位移

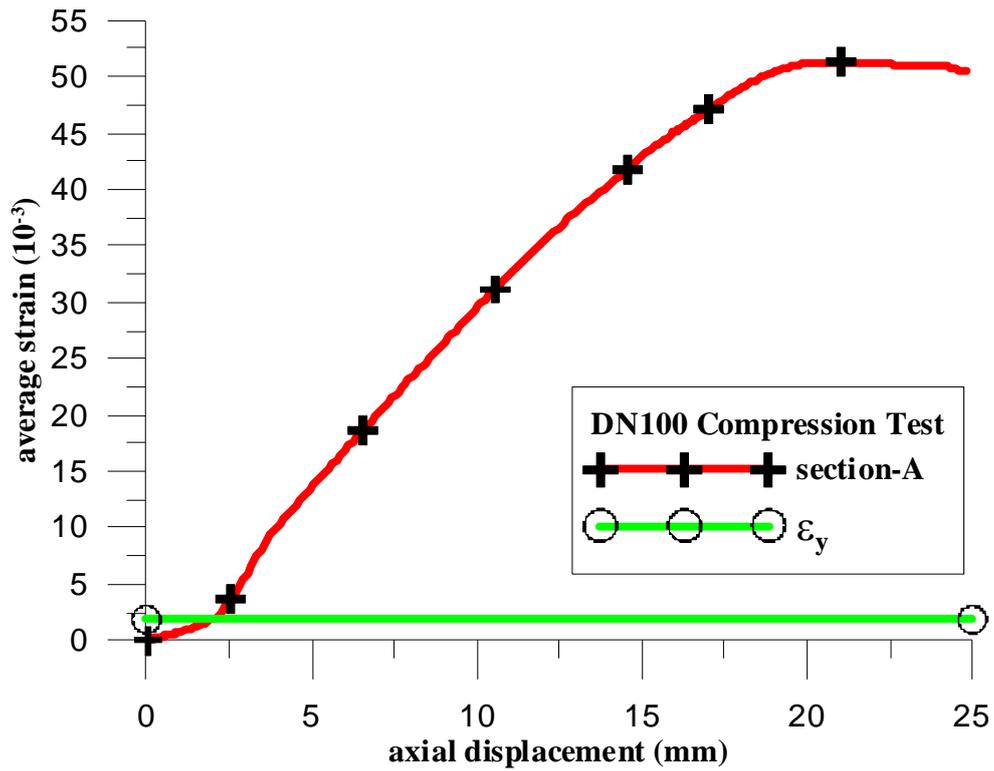


圖3.30 DN100 單軸應變計與試體軸向位移

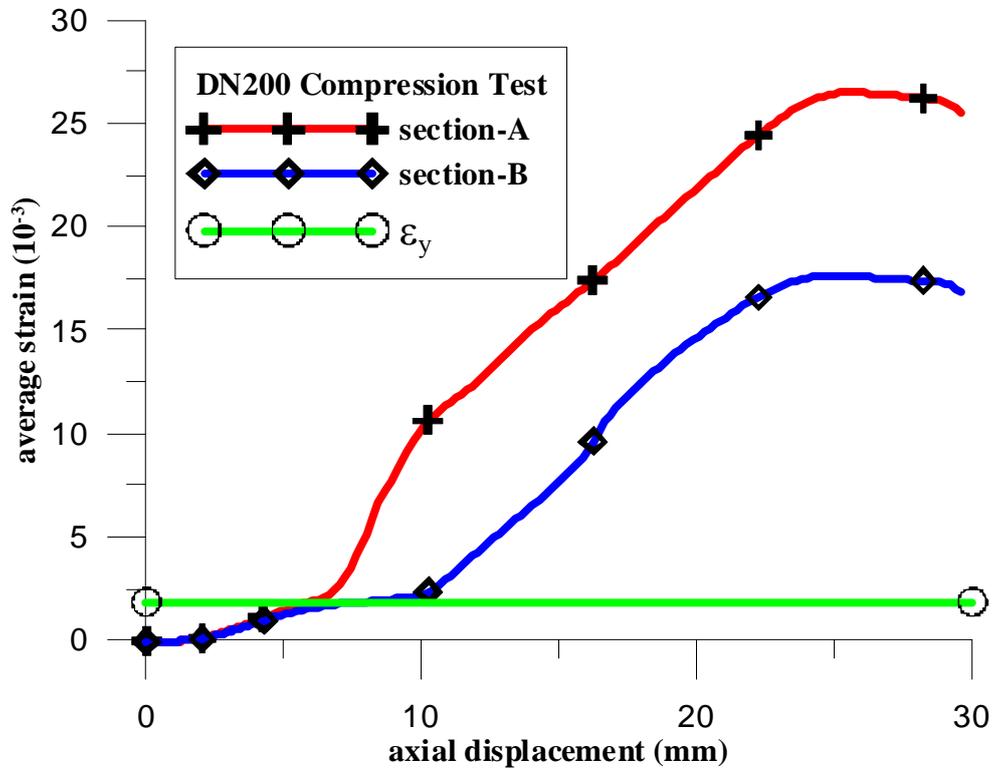


圖3.31 DN200 單軸應變計與試體軸向位移

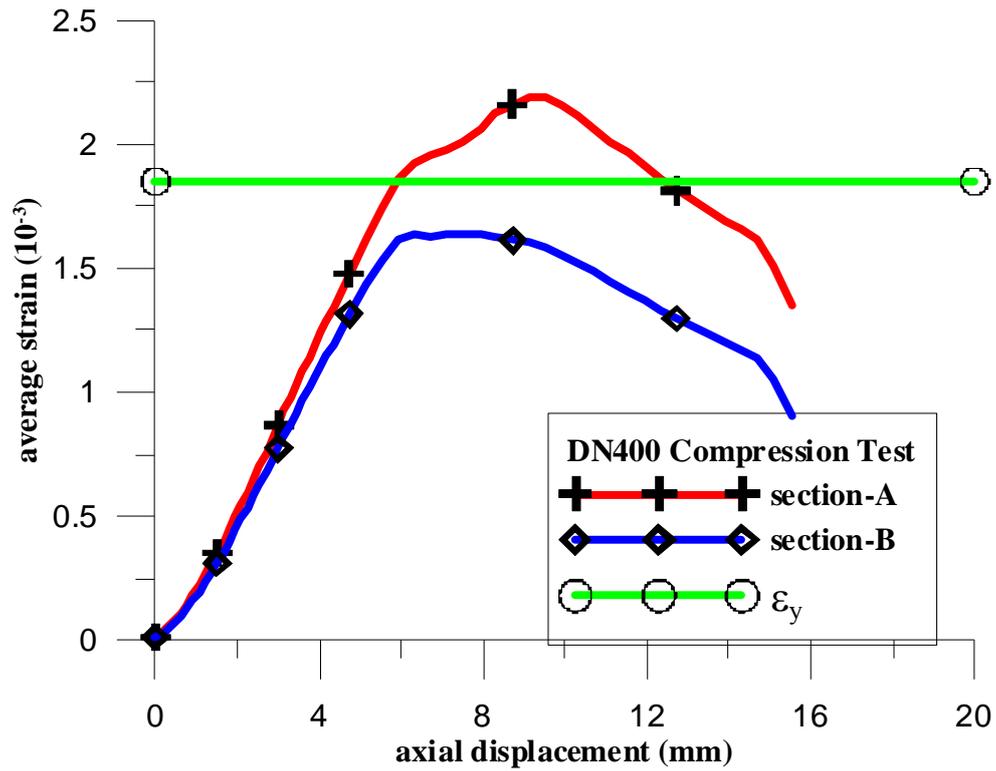


圖3.32 DN400 單軸應變計與試體軸向位移

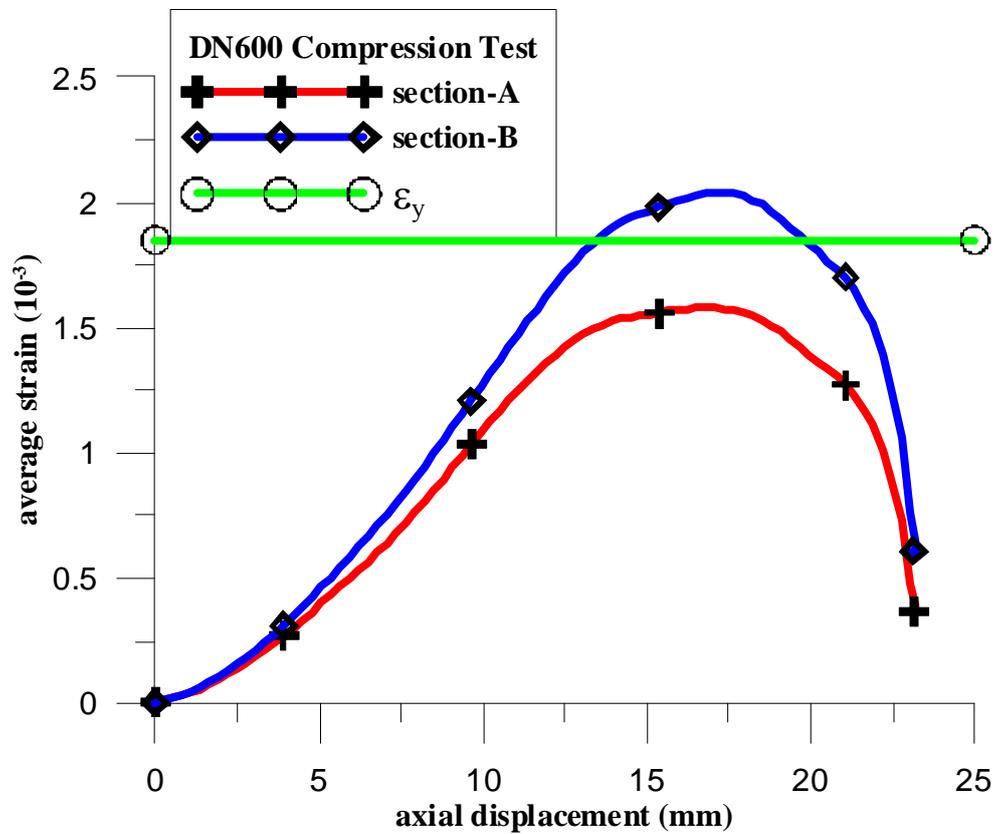


圖3.33 DN600 單軸應變計與試體軸向位移

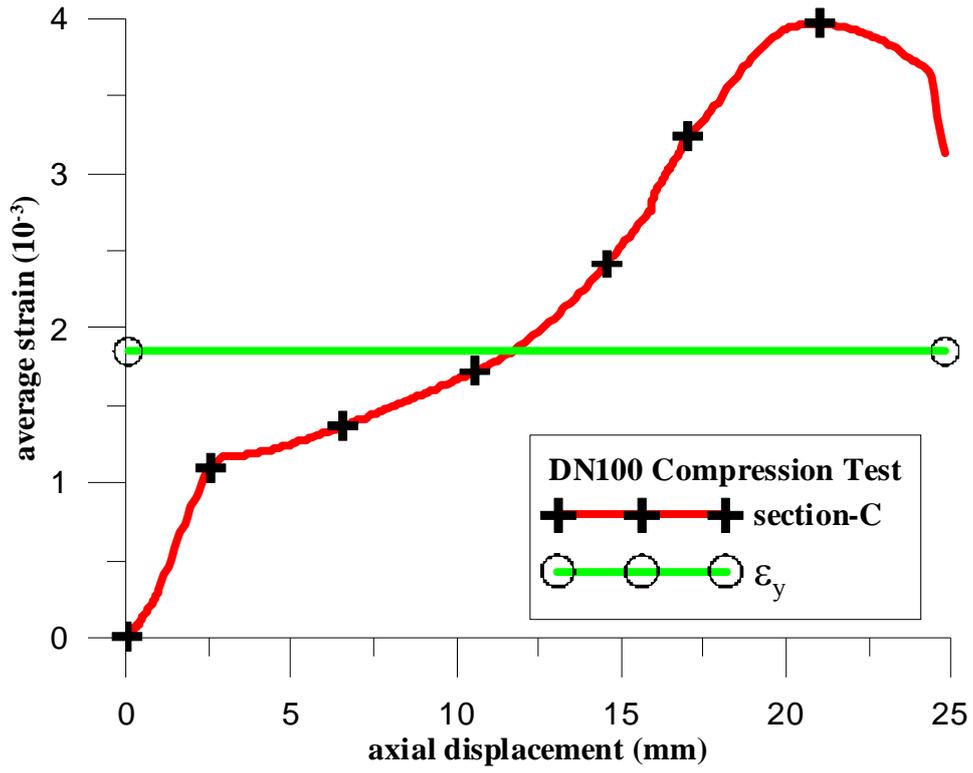


圖3.34 DN100 三軸應變計與試體軸向位移

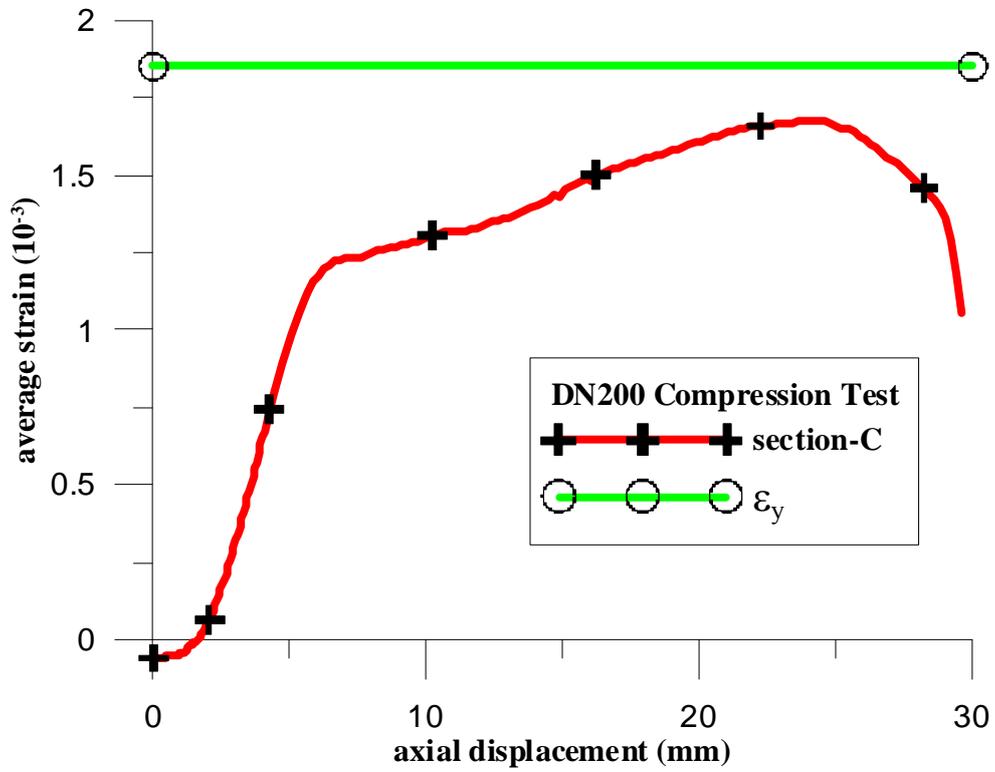


圖3.35 DN200 三軸應變計與試體軸向位移

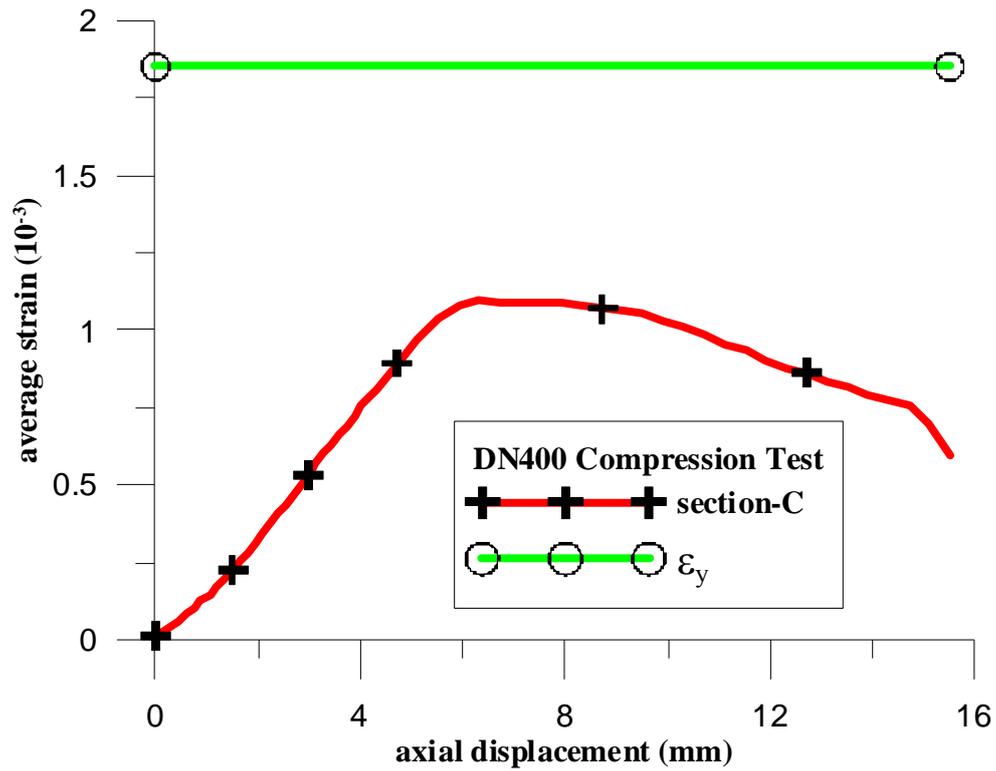


圖3.36 DN400 三軸應變計與試體軸向位移

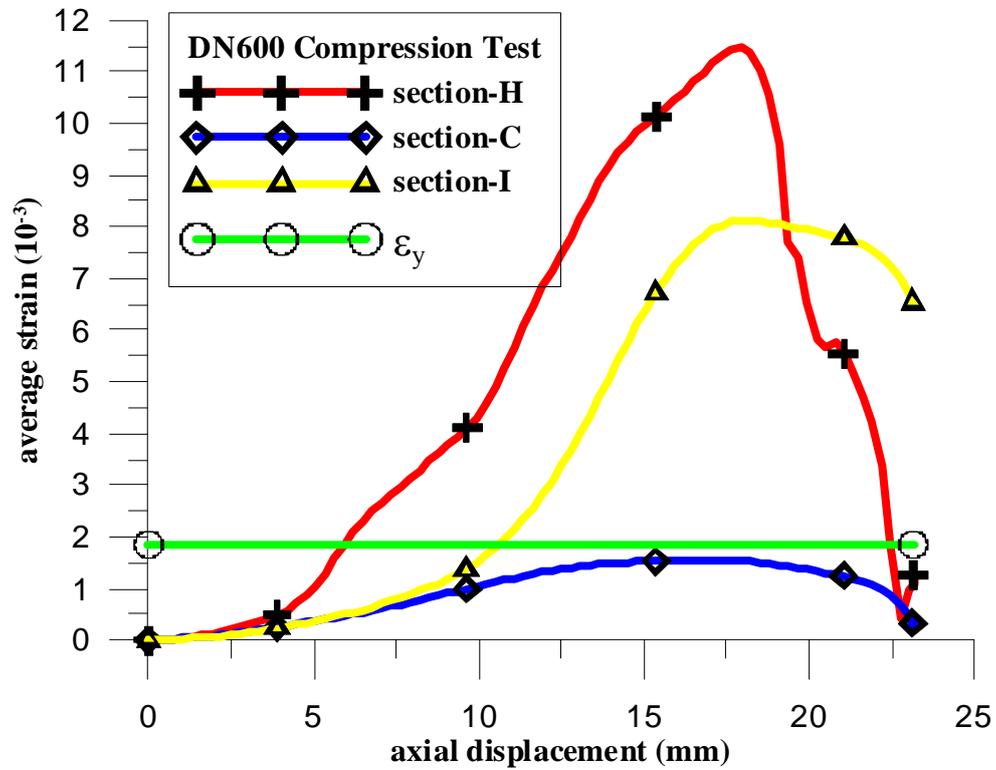


圖3.37 DN600 三軸應變計與試體軸向位移



圖3.38 DN100 抗壓試驗完成



圖3.39 DN100 插口端破壞



圖3.40 DN100 管體破裂



圖3.41 DN200 抗壓試驗初期



圖3.42 DN200 抗壓試驗中期



圖3.43 DN200 抗壓試驗完成



圖3.44 DN400 抗壓試驗初期



圖3.45 DN400 抗壓試驗中期



圖3.46 DN400 抗壓試驗完成



圖3.47 DN600 抗壓試驗初期



圖3.48 DN600 抗壓試驗中期



圖3.49 DN600 抗壓試驗完成

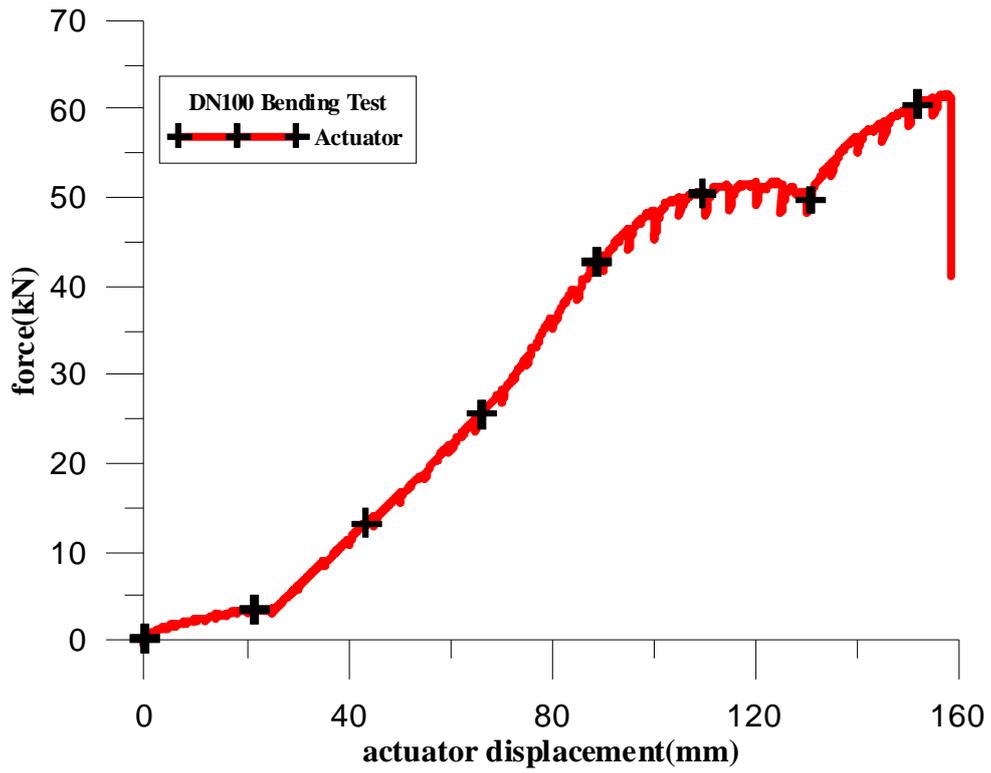


圖3.50 DN100 致動器位移與致動器強度

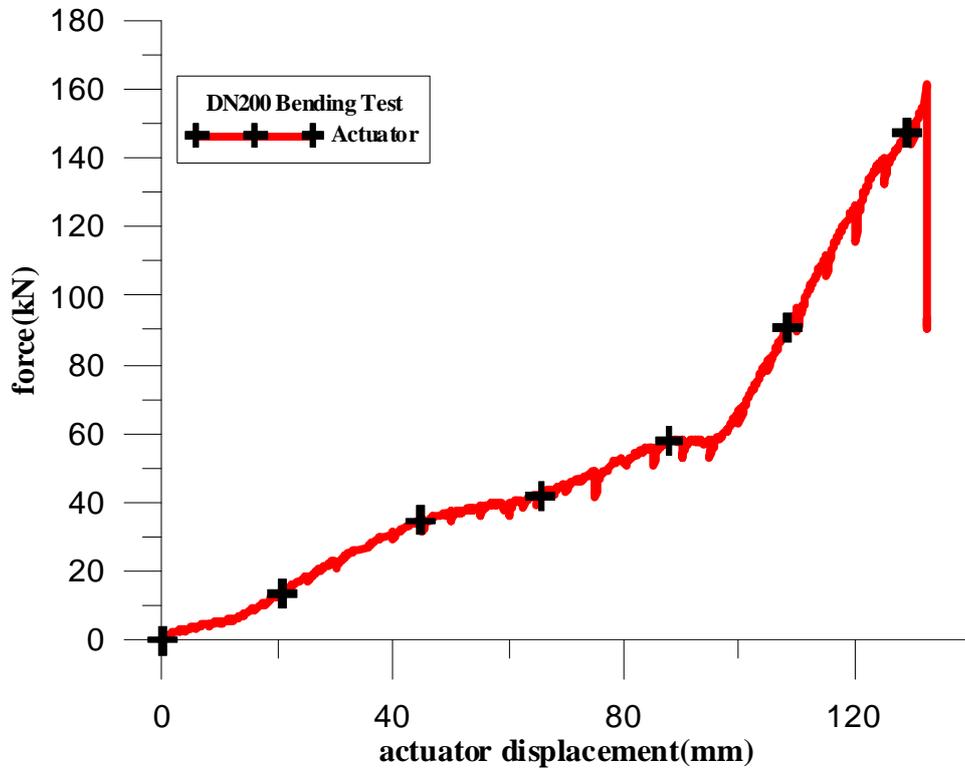


圖3.51 DN200 致動器位移與致動器強度

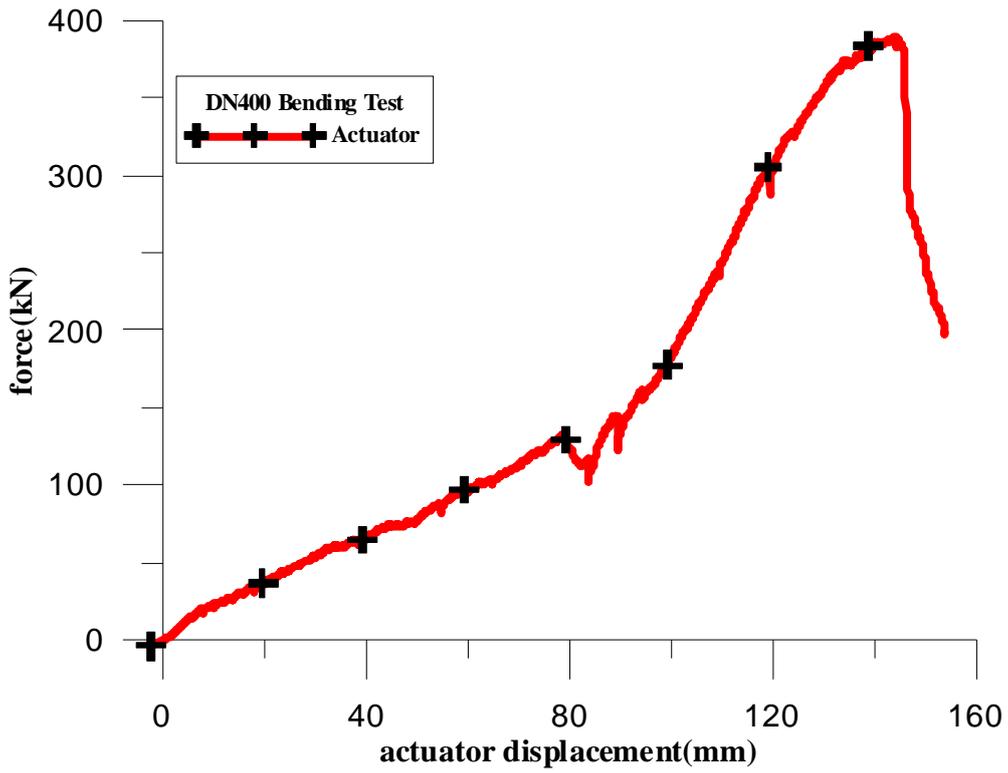


圖3.52 DN400 致動器位移與致動器強度

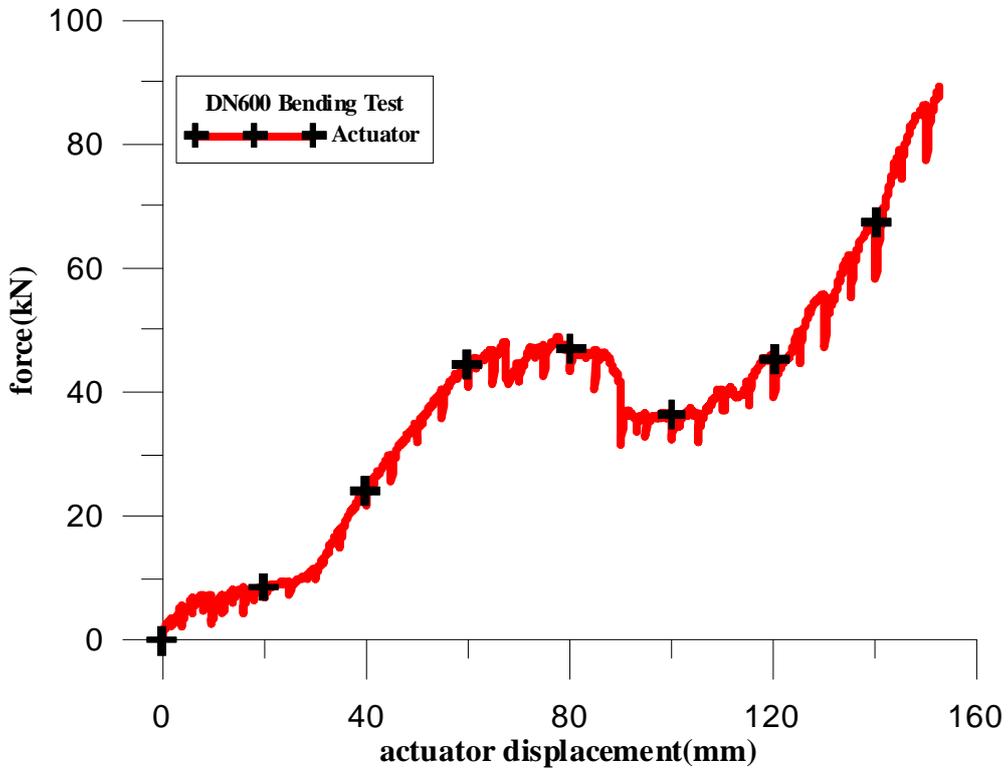


圖3.53 DN600 致動器位移與致動器強度

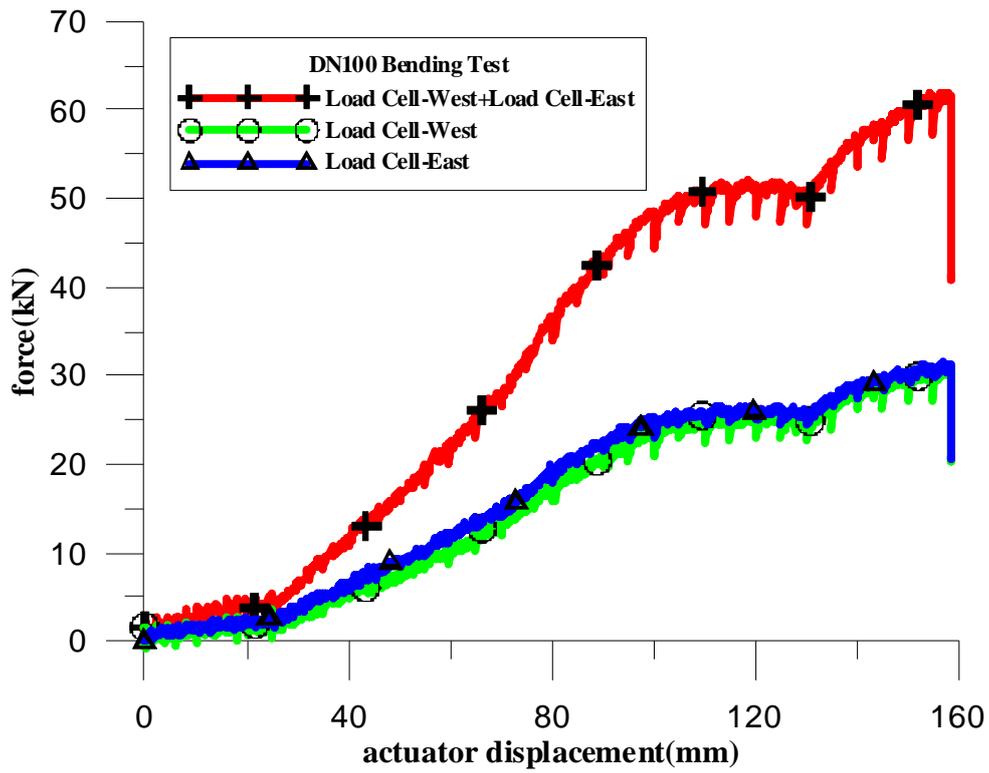


圖3.54 DN100 致動器位移與荷重計強度

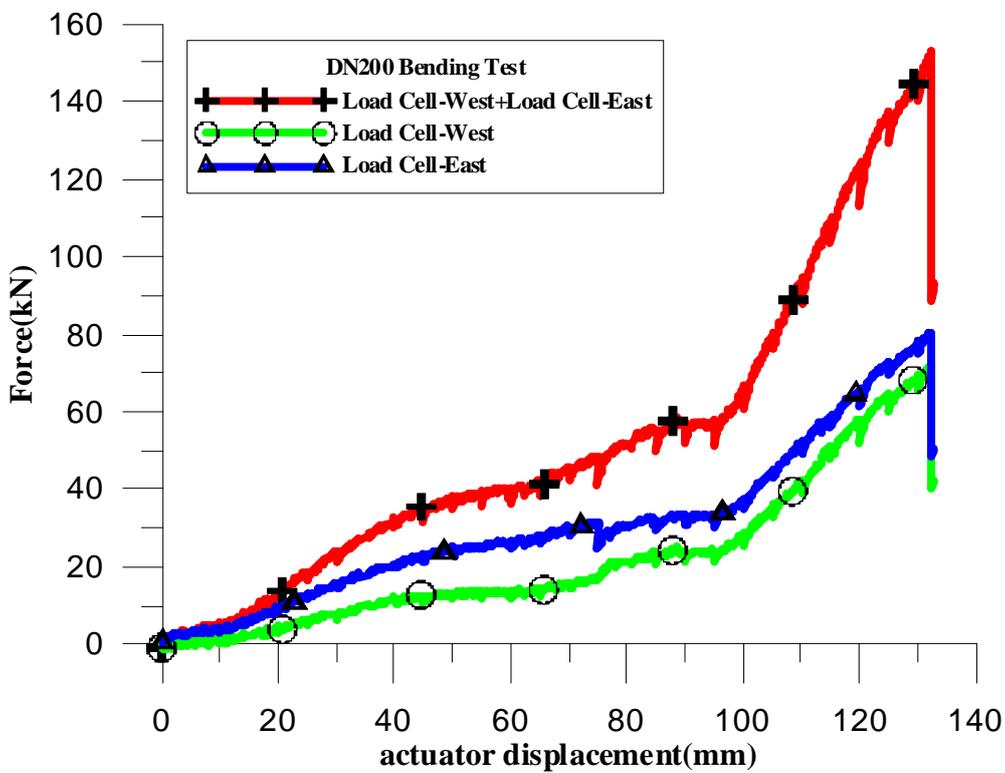


圖3.55 DN200 致動器位移與荷重計強度

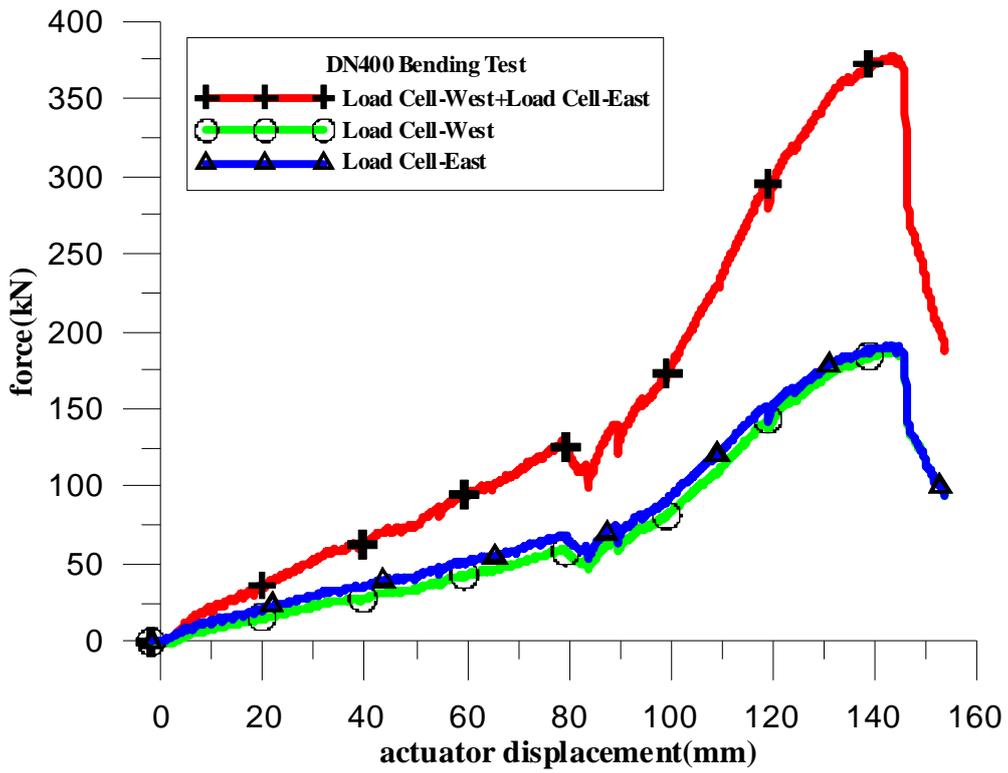


圖3.56 DN400 致動器位移與荷重計強度

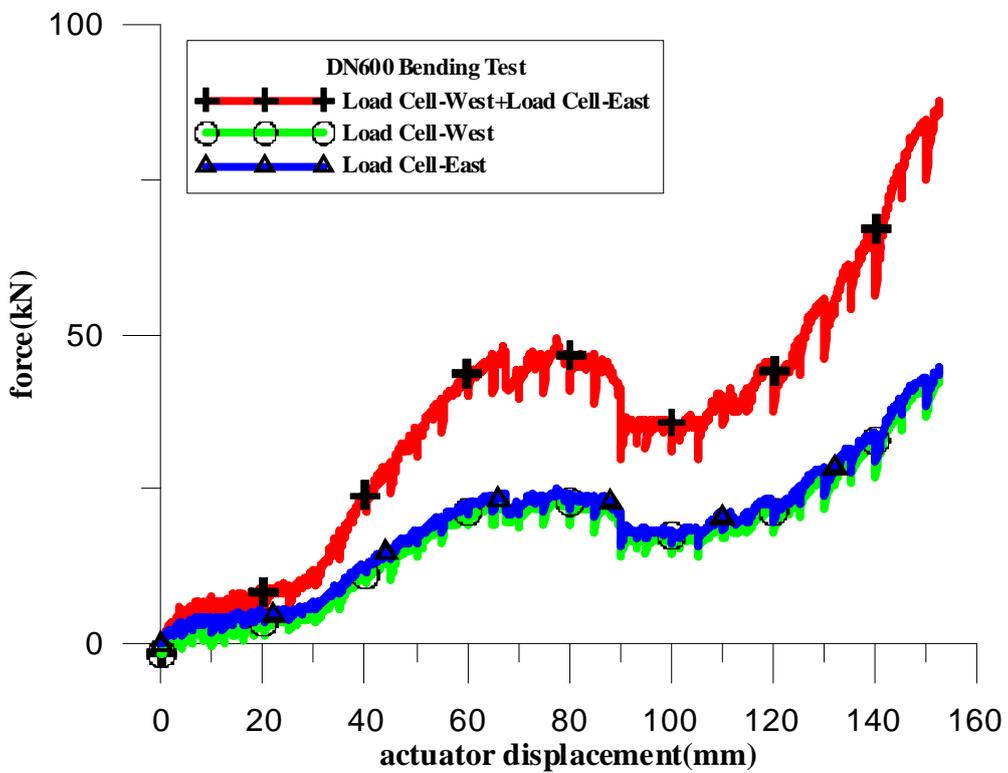


圖3.57 DN600 致動器位移與荷重計強度

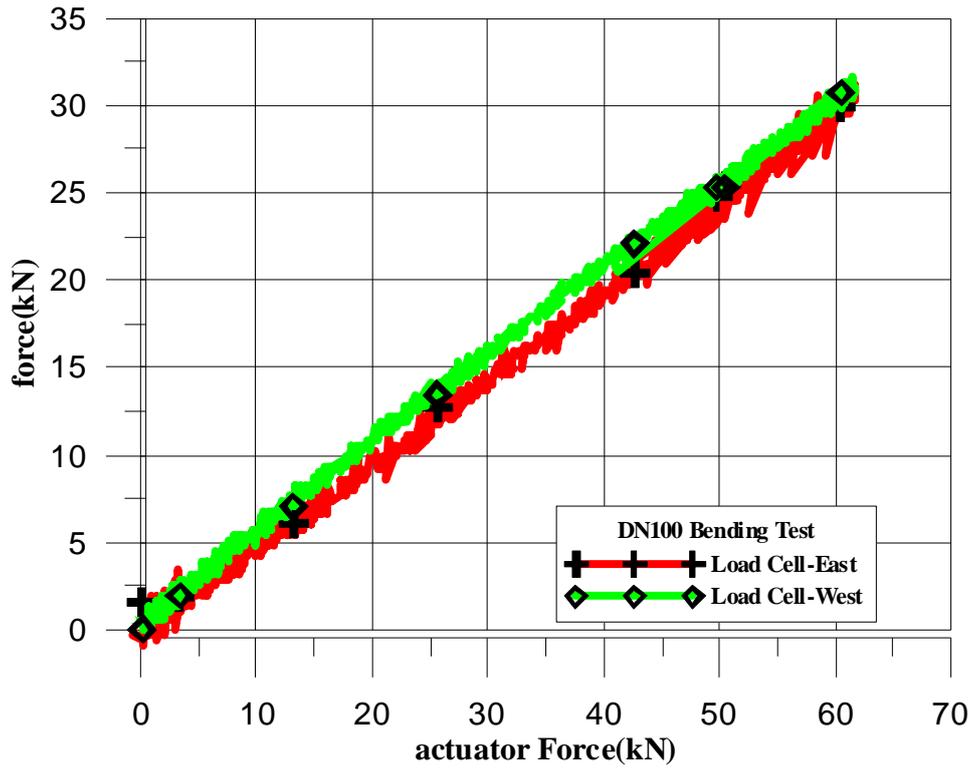


圖3.58 DN100 致動器力量與荷重計讀數

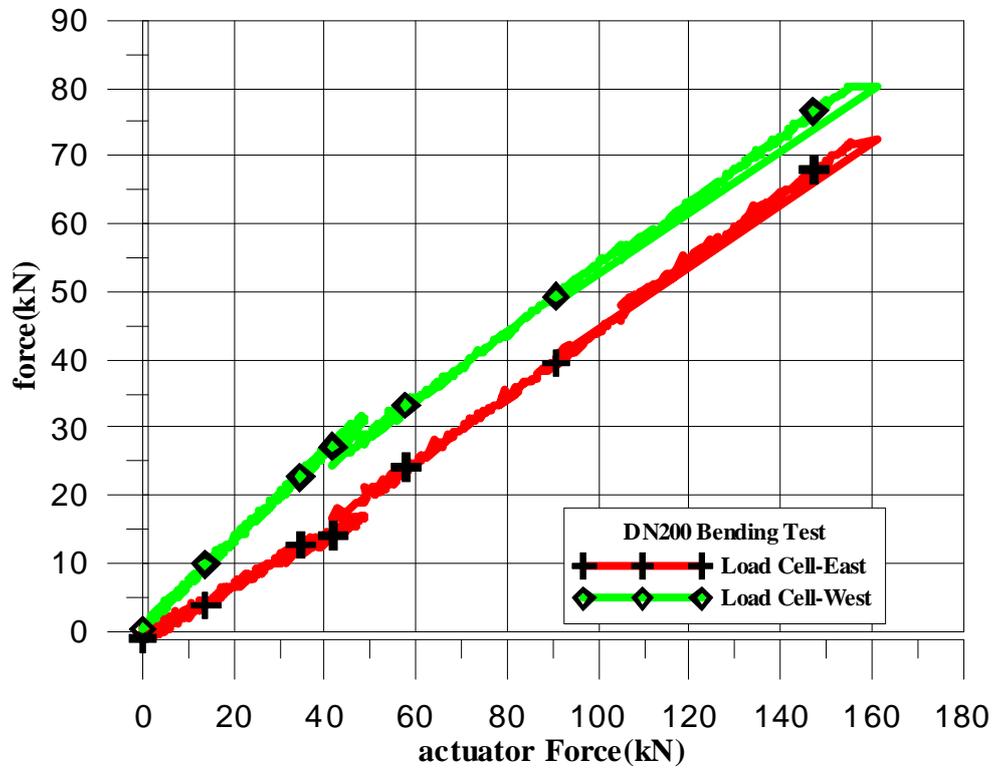


圖3.59 DN200 致動器力量與荷重計讀數

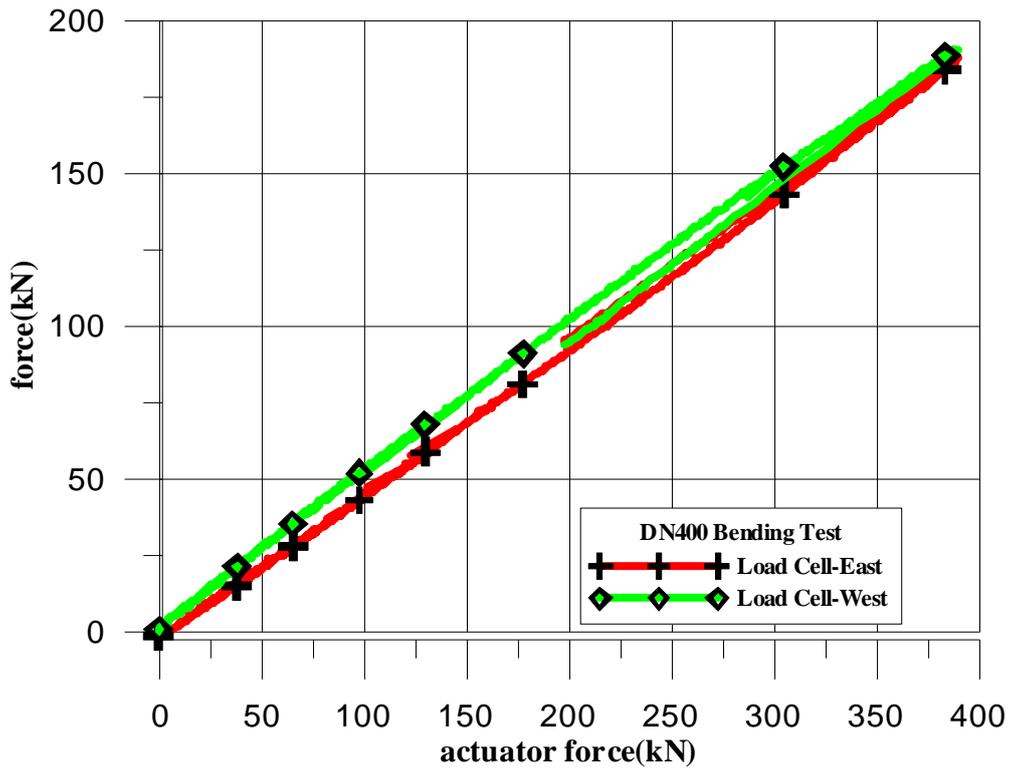


圖3.60 DN400 致動器力量與荷重計讀數

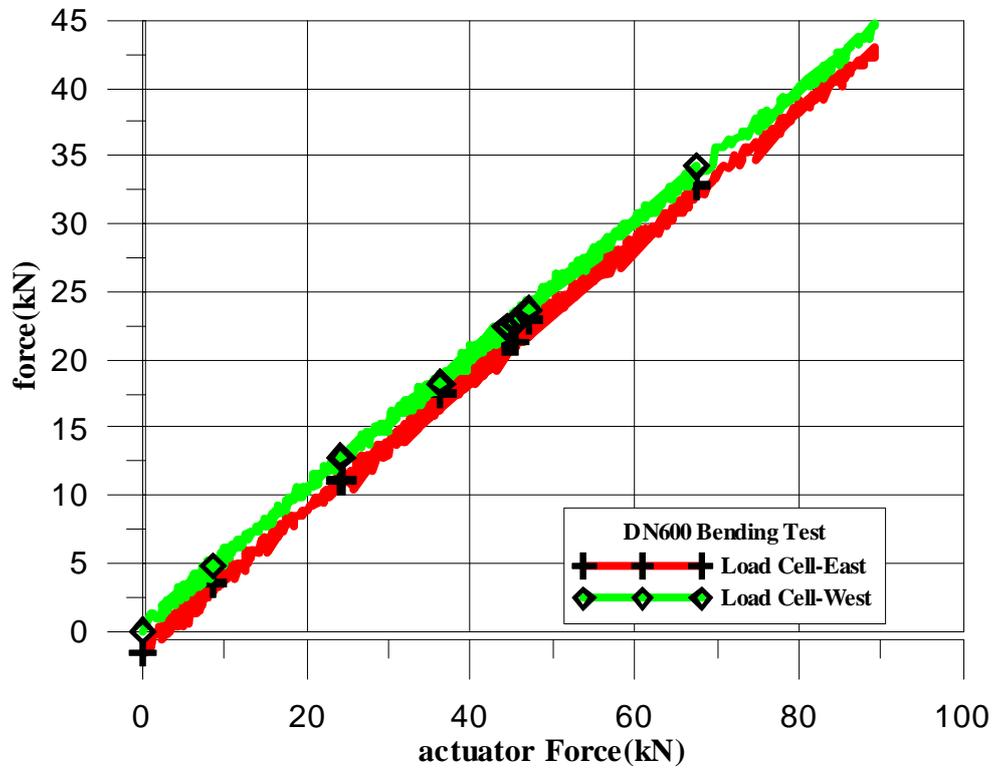


圖3.61 DN600 致動器力量與荷重計讀數

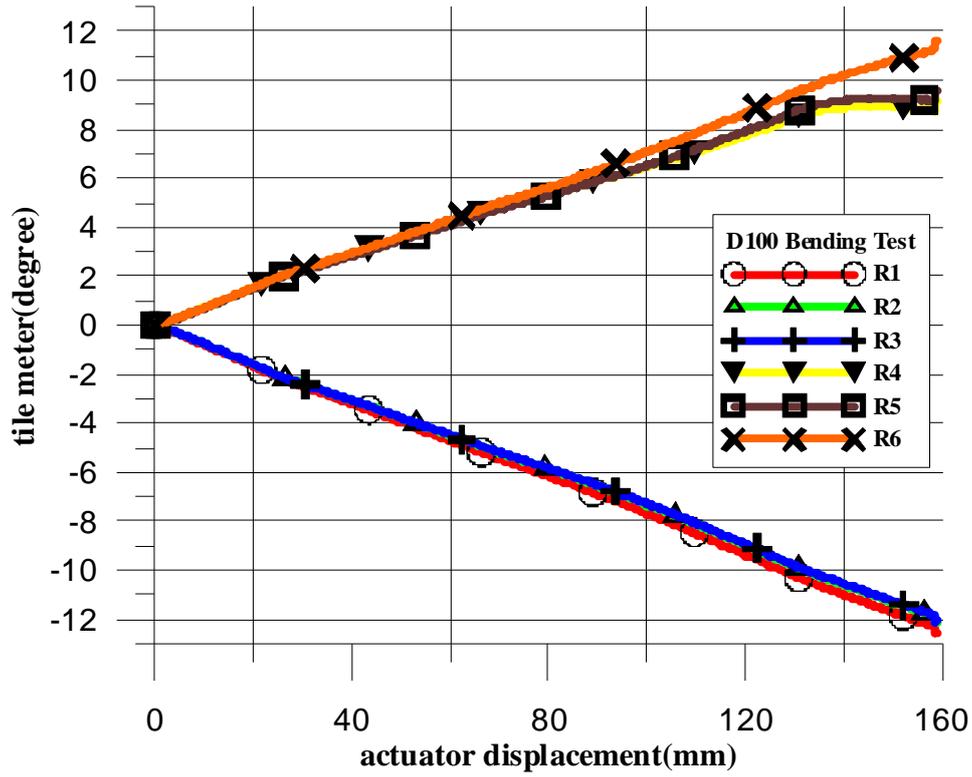


圖3.62 DN100 致動器位移與角度計

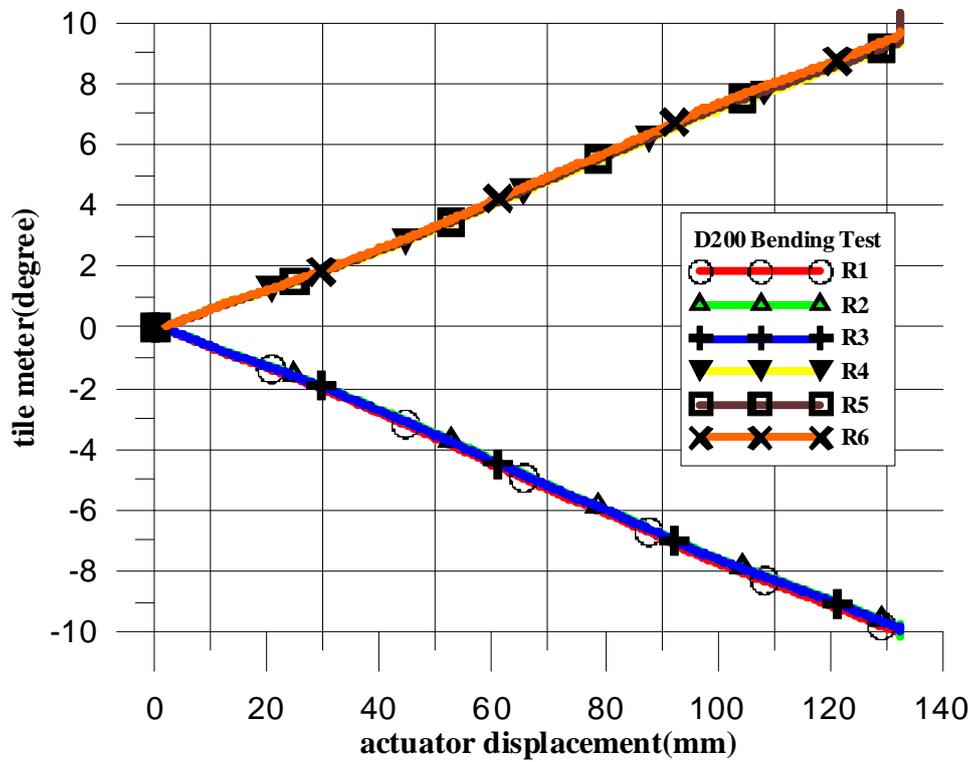


圖3.63 DN200 致動器位移與角度計

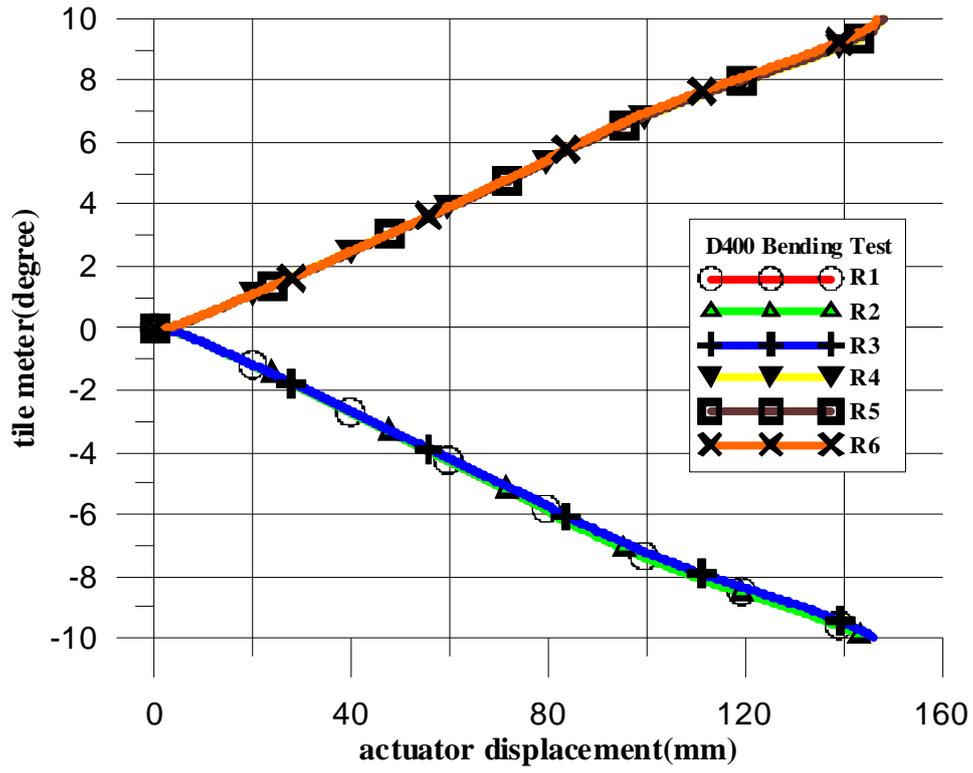


圖3.64 DN400 致動器位移與角度計

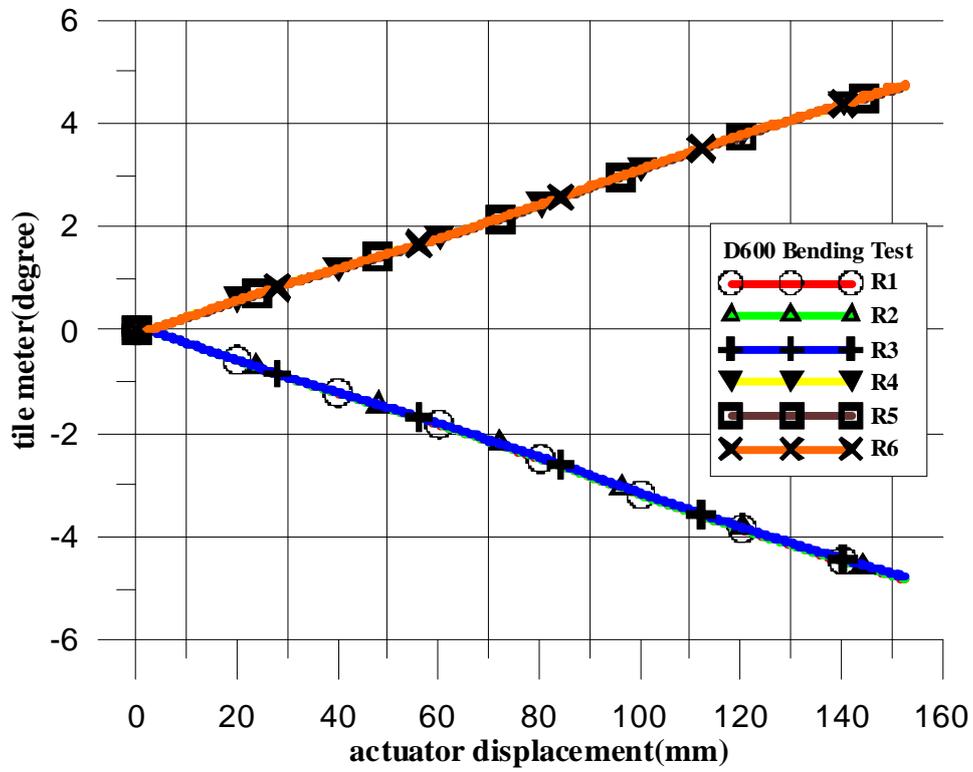


圖3.65 DN600 致動器位移與角度計

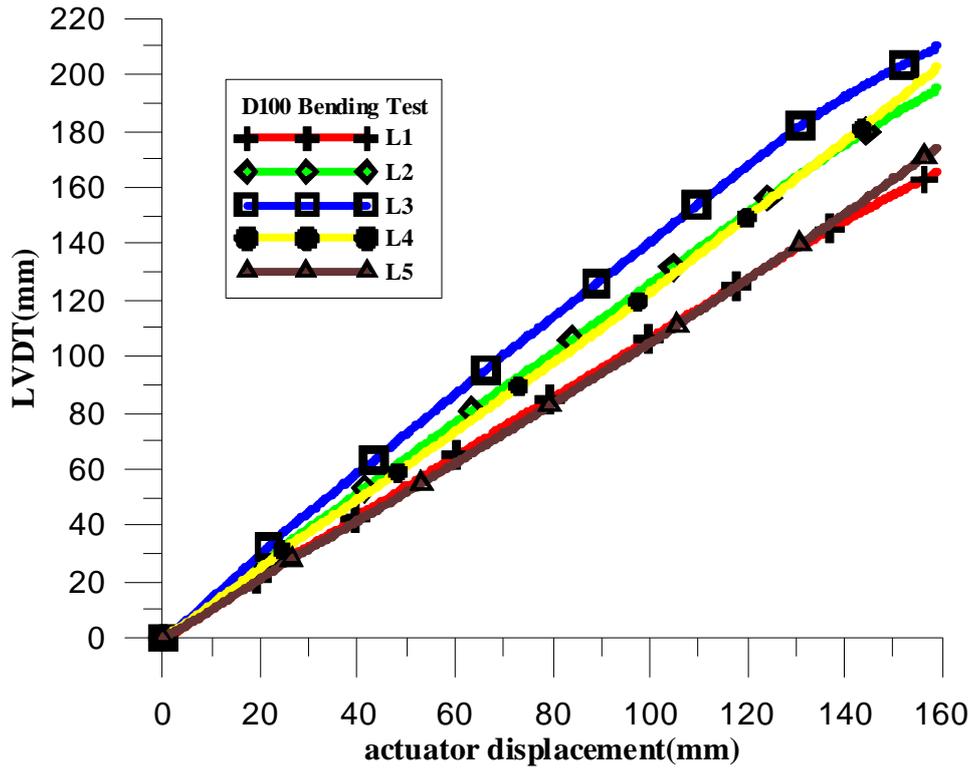


圖3.66 DN100 致動器位移與拉線式位移計

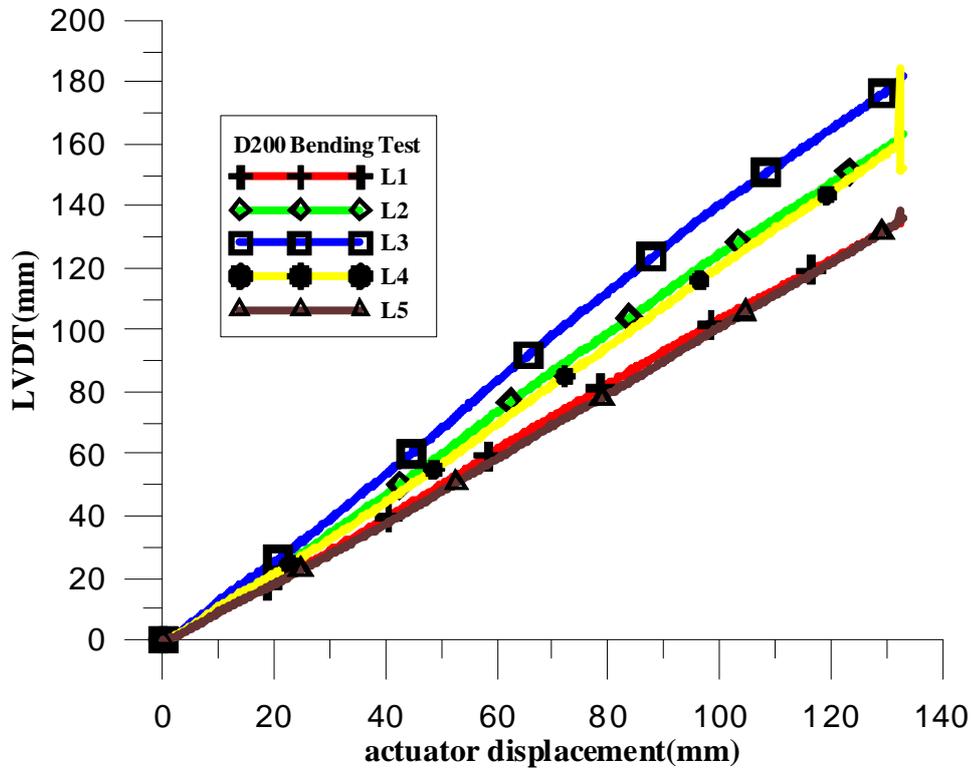


圖3.67 DN200 致動器位移與拉線式位移計

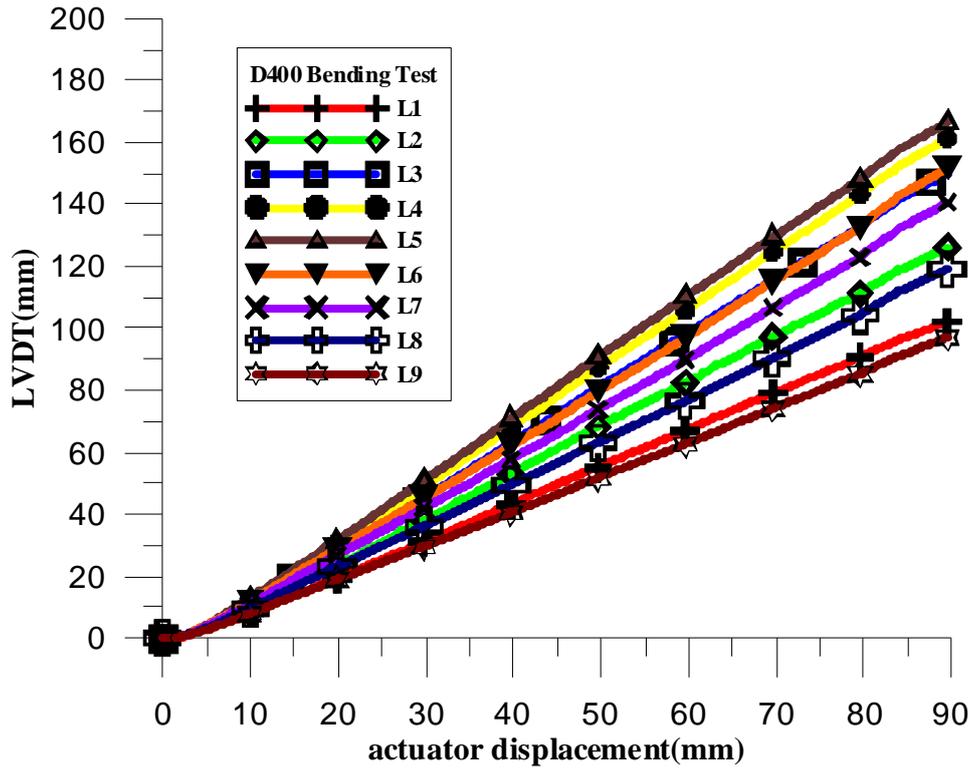


圖3.68 DN400 致動器位移與拉線式位移計

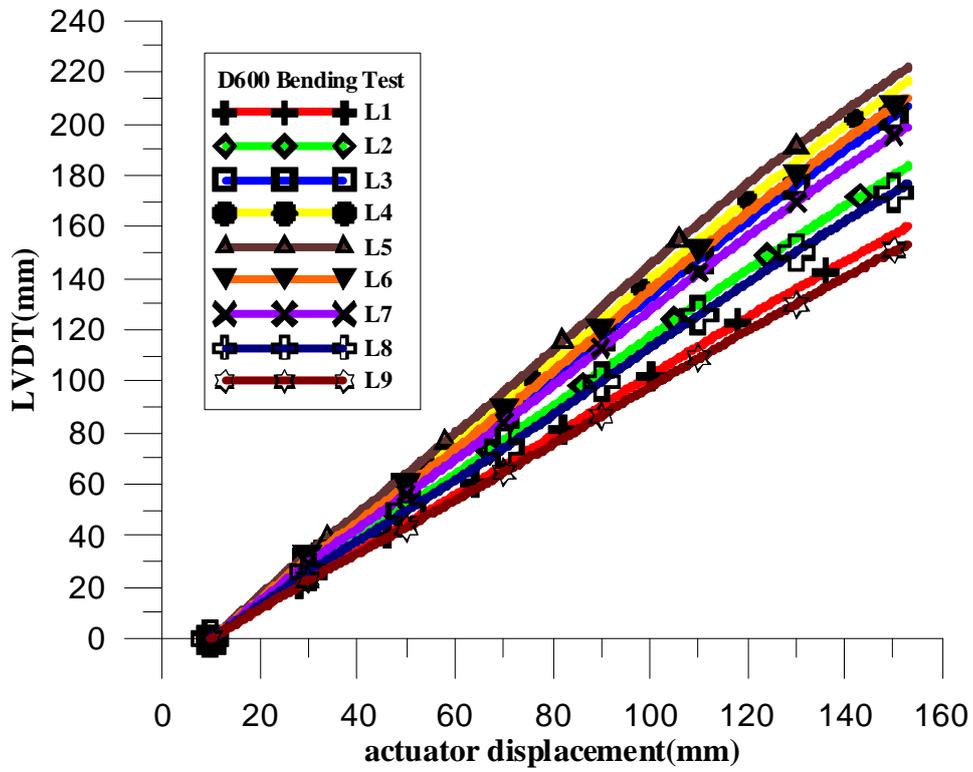


圖3.69 DN600 致動器位移與拉線式位移計

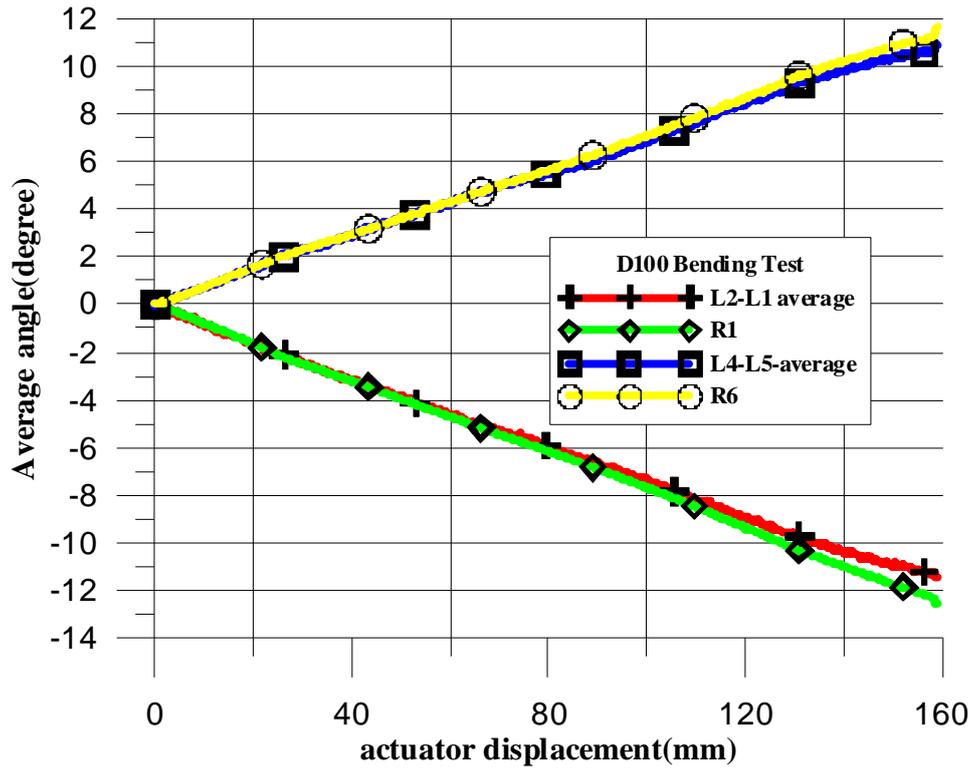


圖3.70 DN100 致動器位移與平均轉角、角度計(遠離接頭)

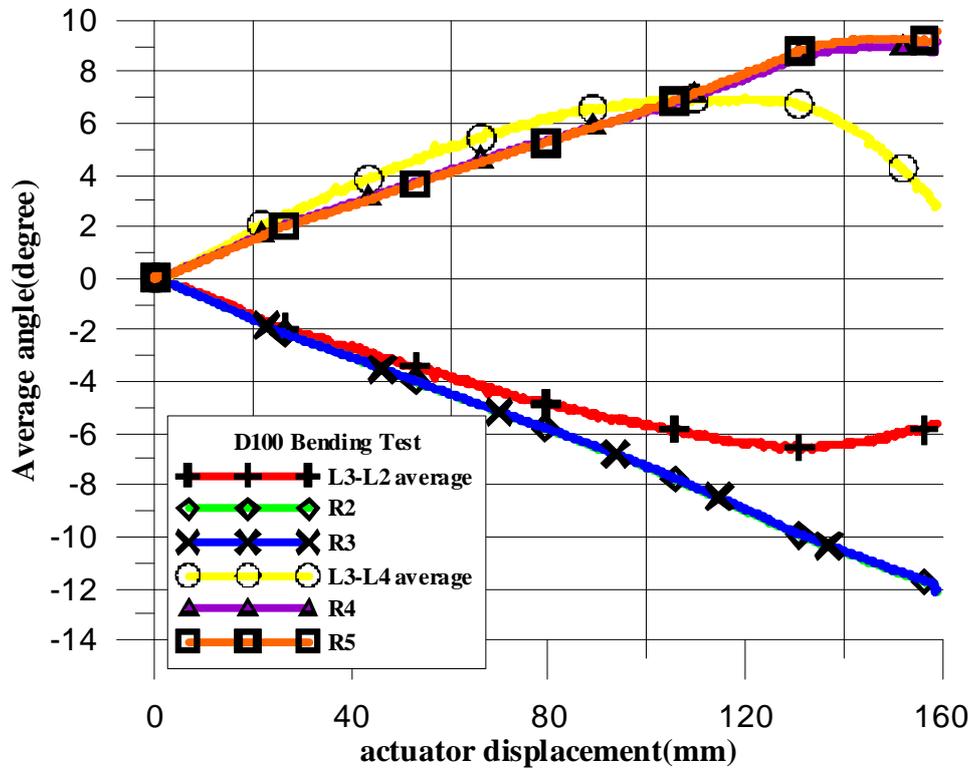


圖3.71 DN100 致動器位移與平均轉角、角度計(靠近接頭)

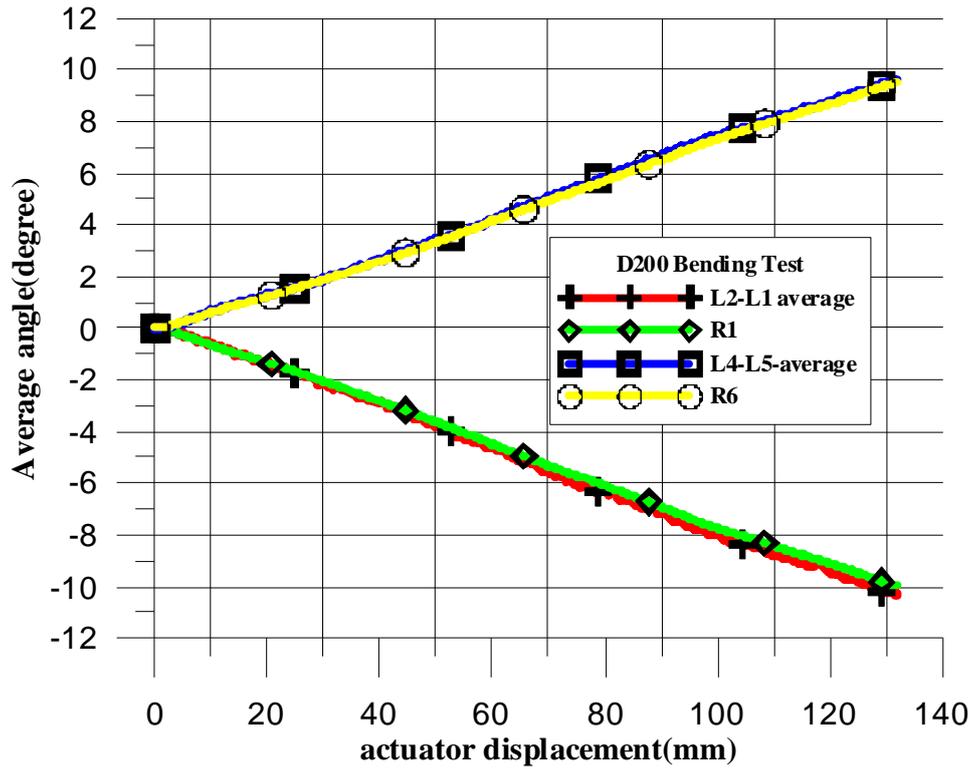


圖3.72 DN200 致動器位移與平均轉角、角度計(遠離接頭)

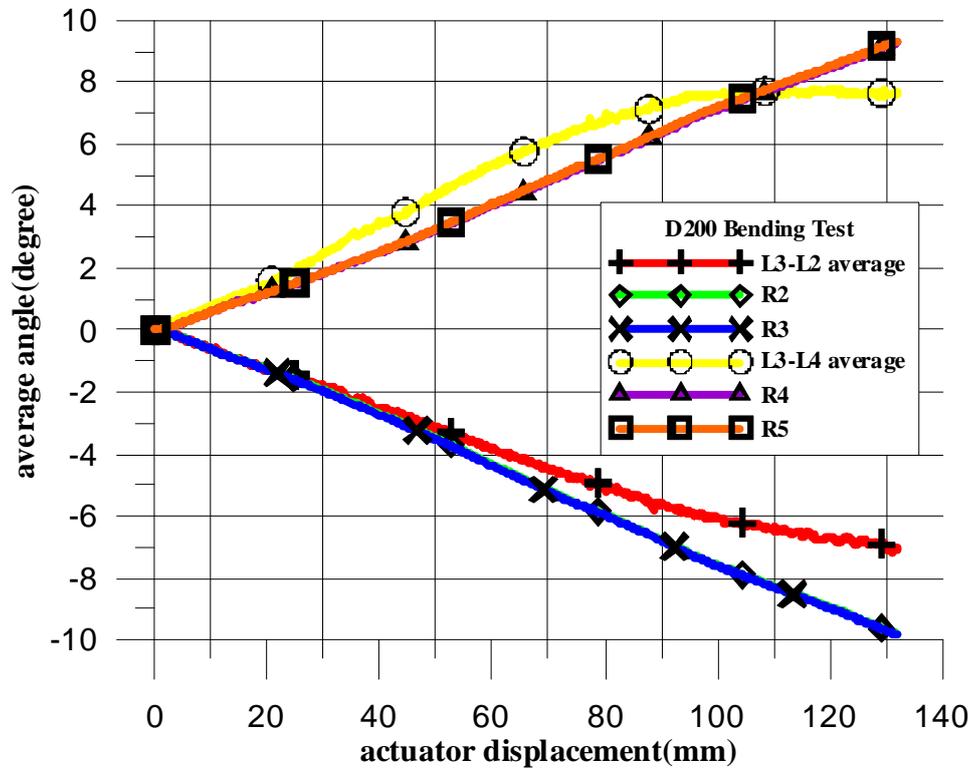


圖3.73 DN200 致動器位移與平均轉角、角度計(靠近接頭)

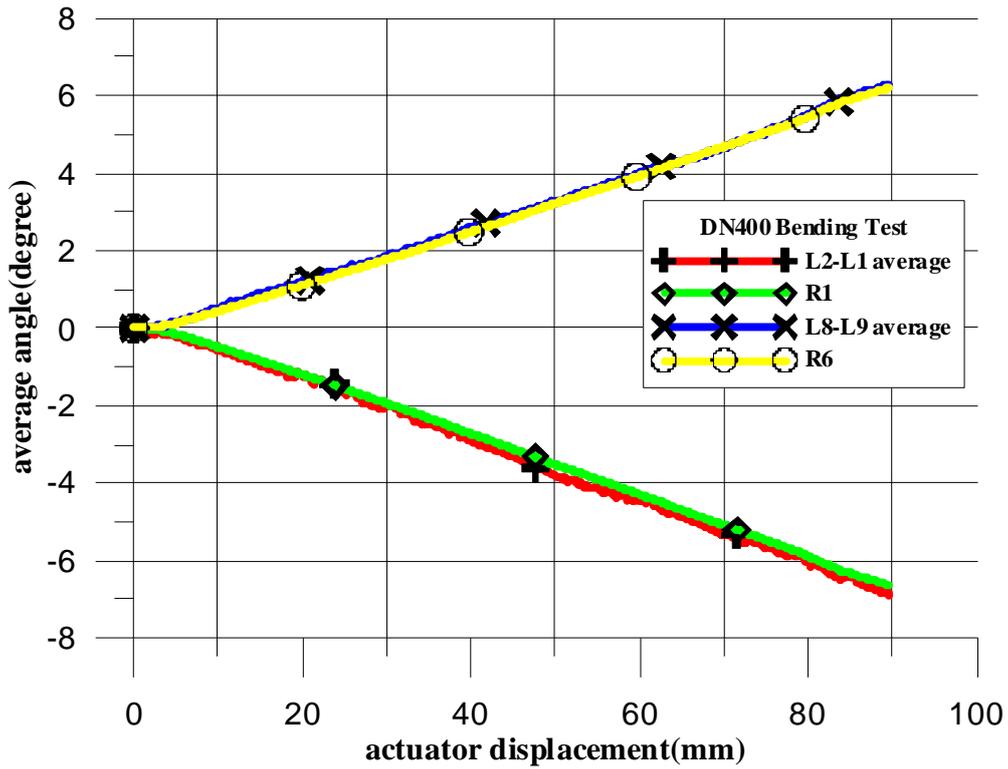


圖3.74 DN400 致動器位移與平均轉角、角度計(遠離接頭)

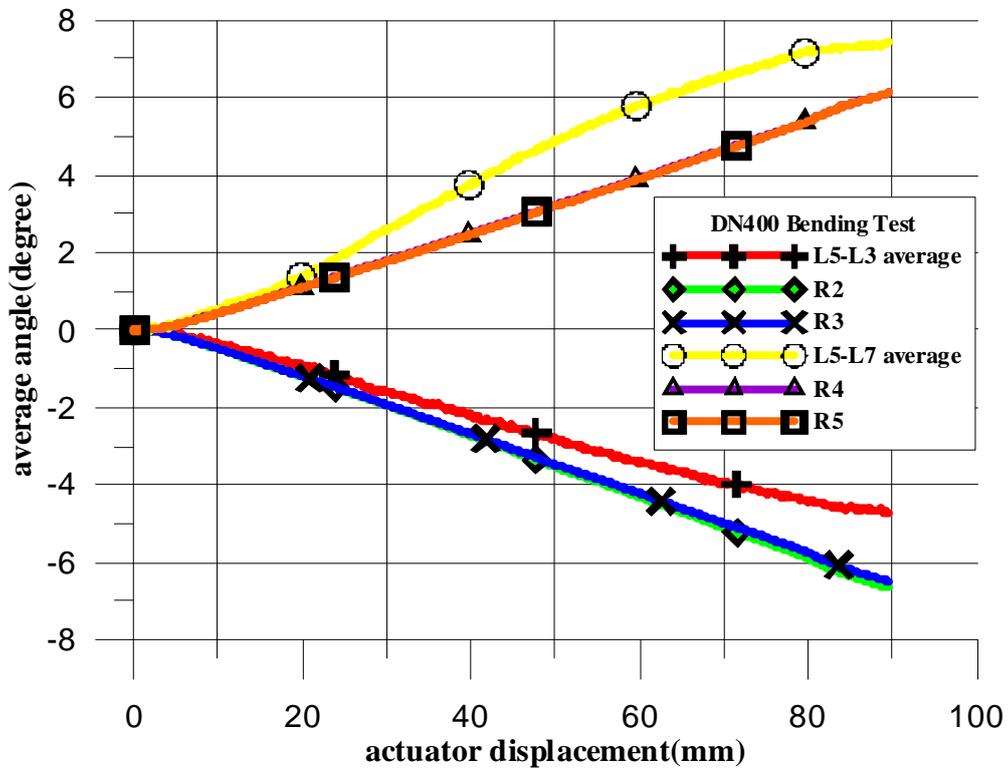


圖3.75 DN400 致動器位移與平均轉角、角度計(靠近接頭)

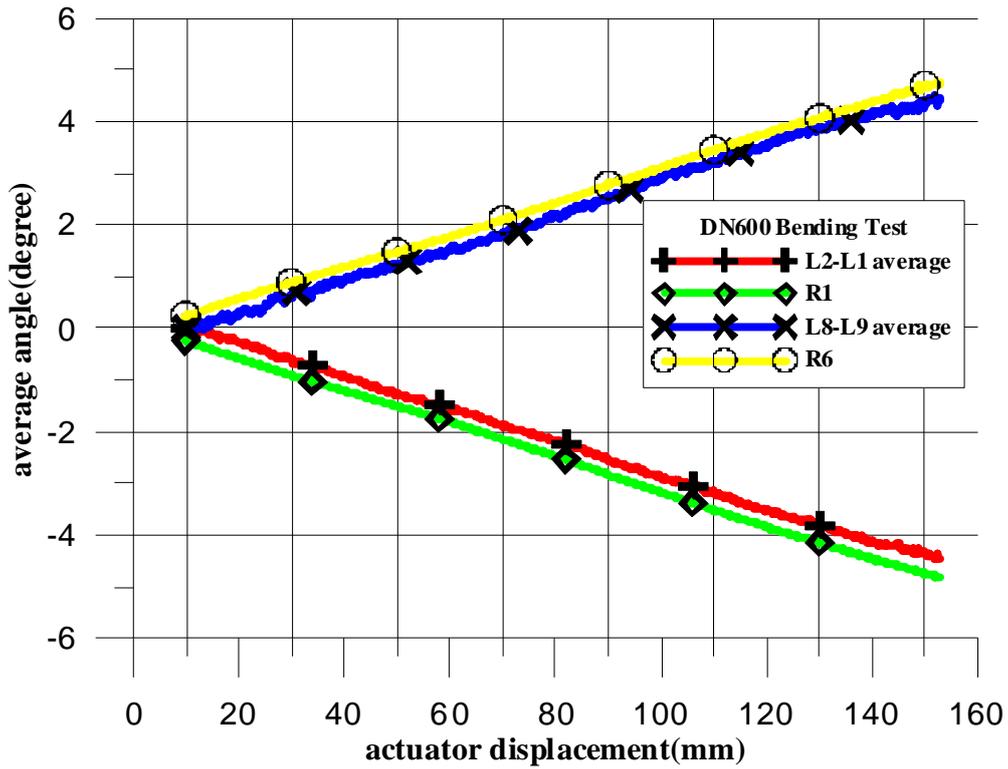


圖3.76 DN600 致動器位移與平均轉角、角度計(遠離接頭)

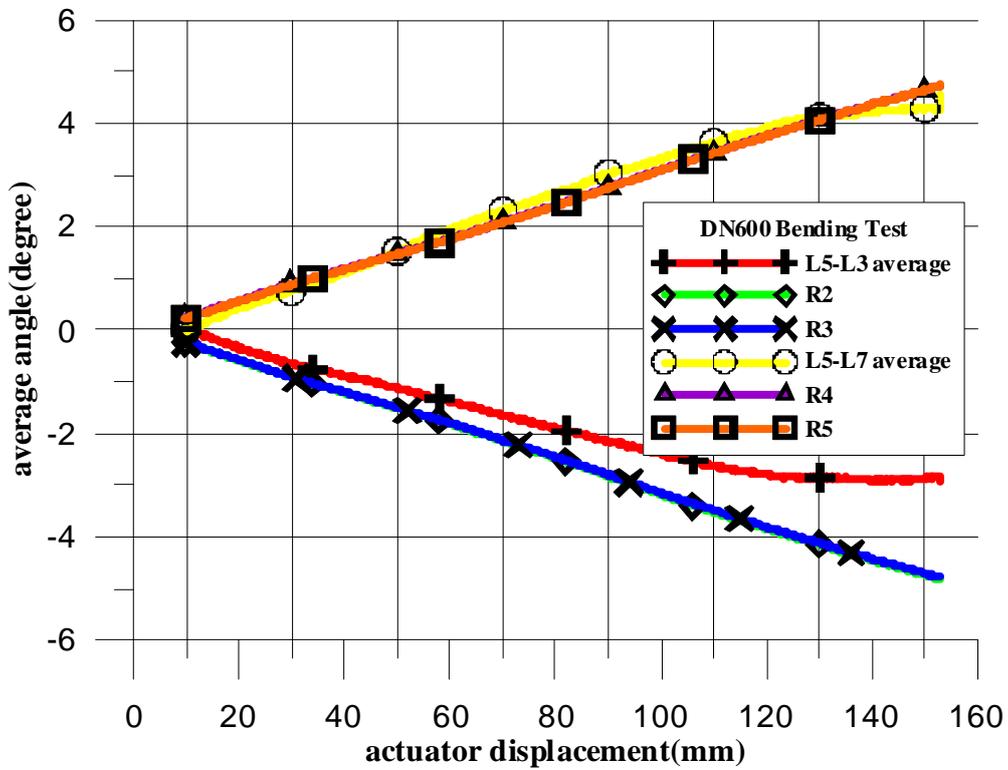


圖3.77 DN600 致動器位移與平均轉角、角度計(靠近接頭)

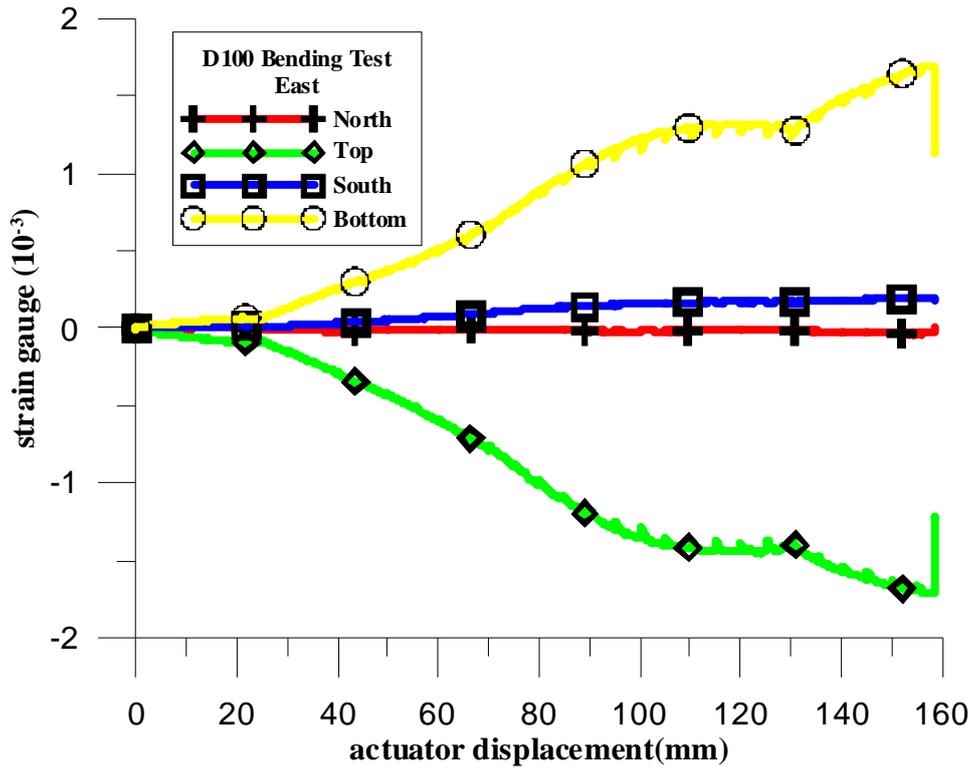


圖3.78 DN100 致動器位移與單軸應變計 E1

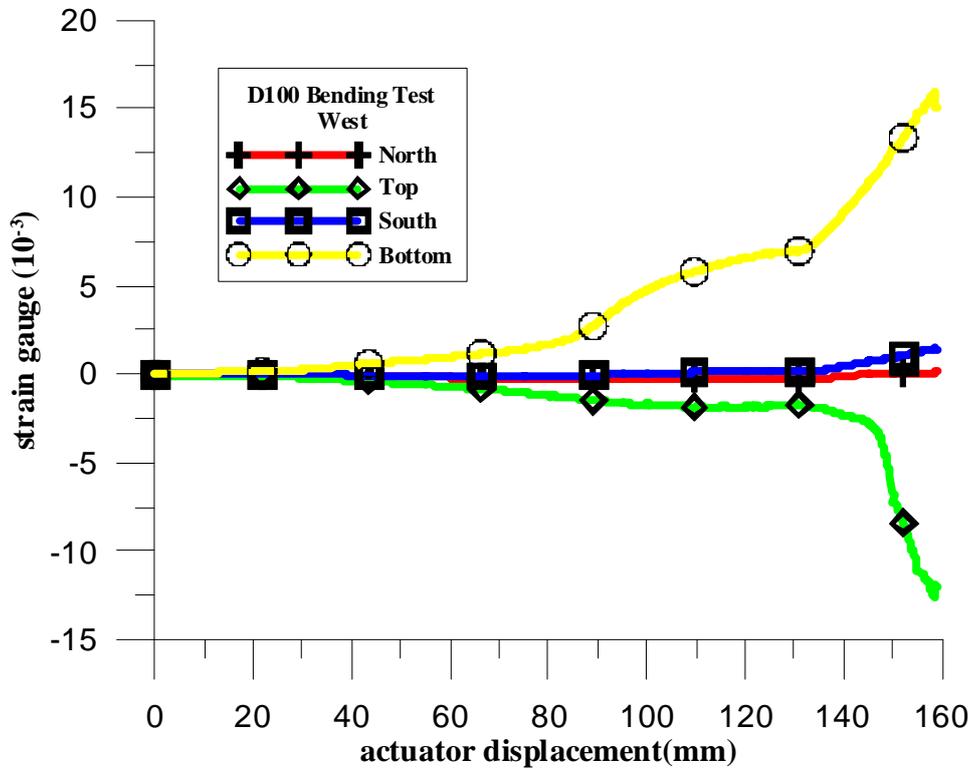


圖3.79 DN100 致動器位移與單軸應變計 W1

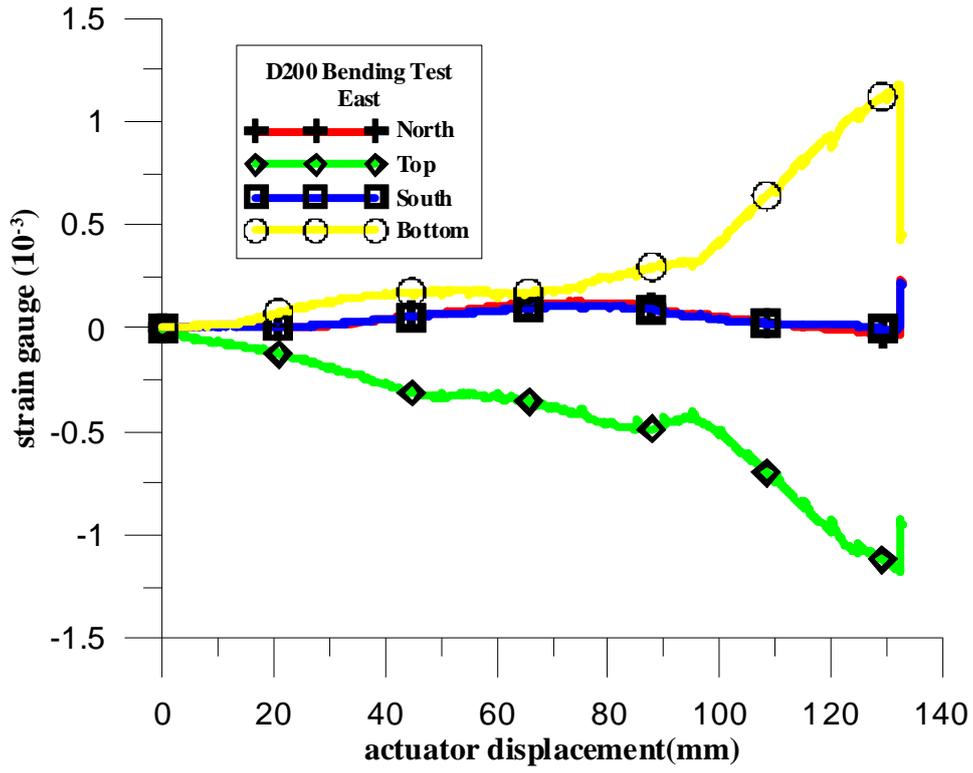


圖3.80 DN200 致動器位移與單軸應變計 E1

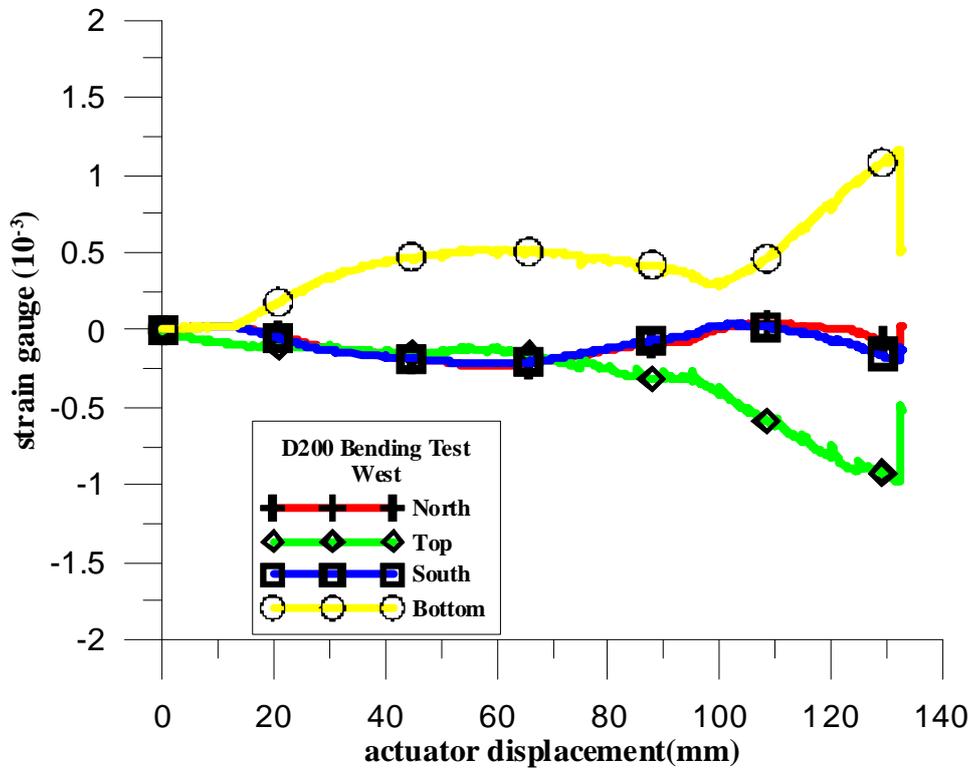


圖3.81 DN200 致動器位移與單軸應變計 W1

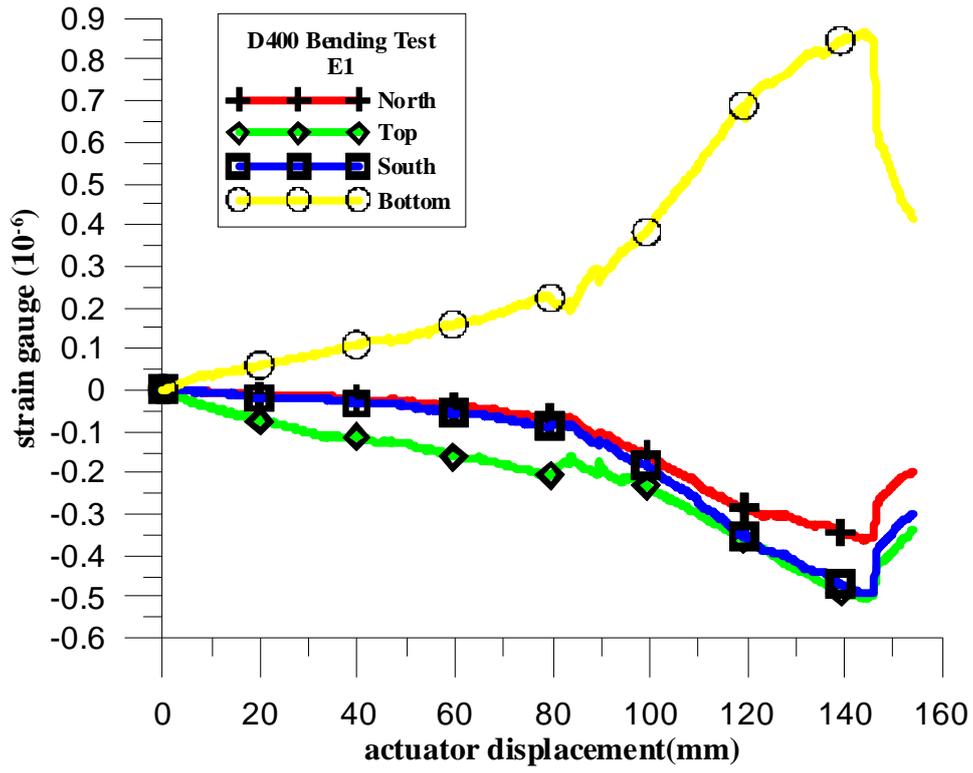


圖3.82 DN400 致動器位移與單軸應變計 E1

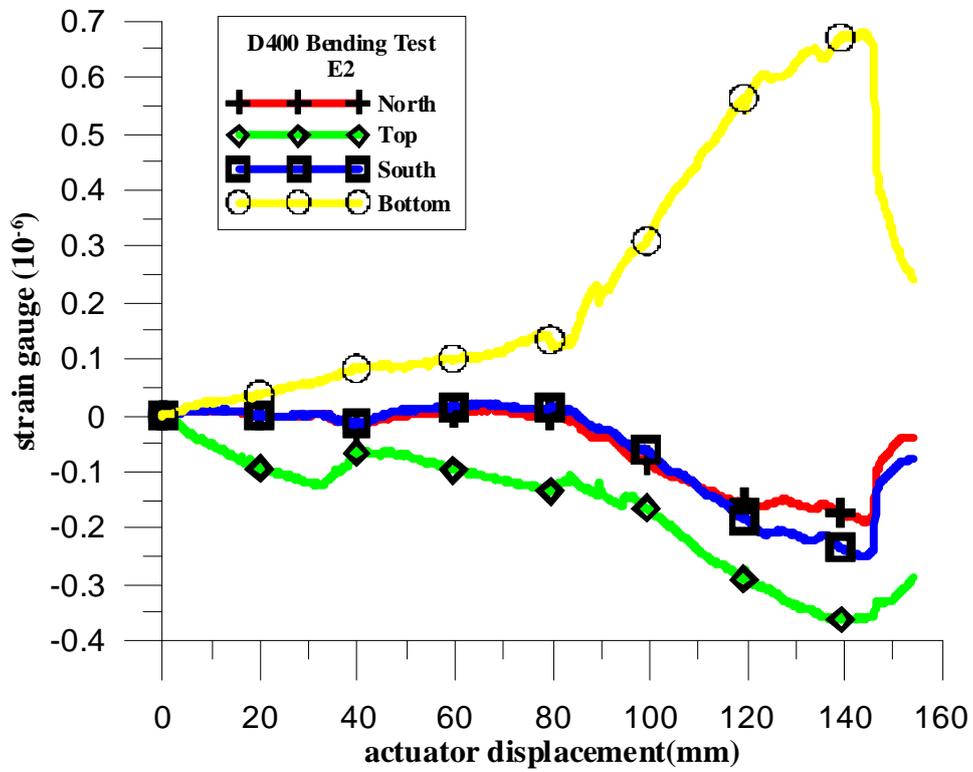


圖3.83 DN400 致動器位移與單軸應變計 E2

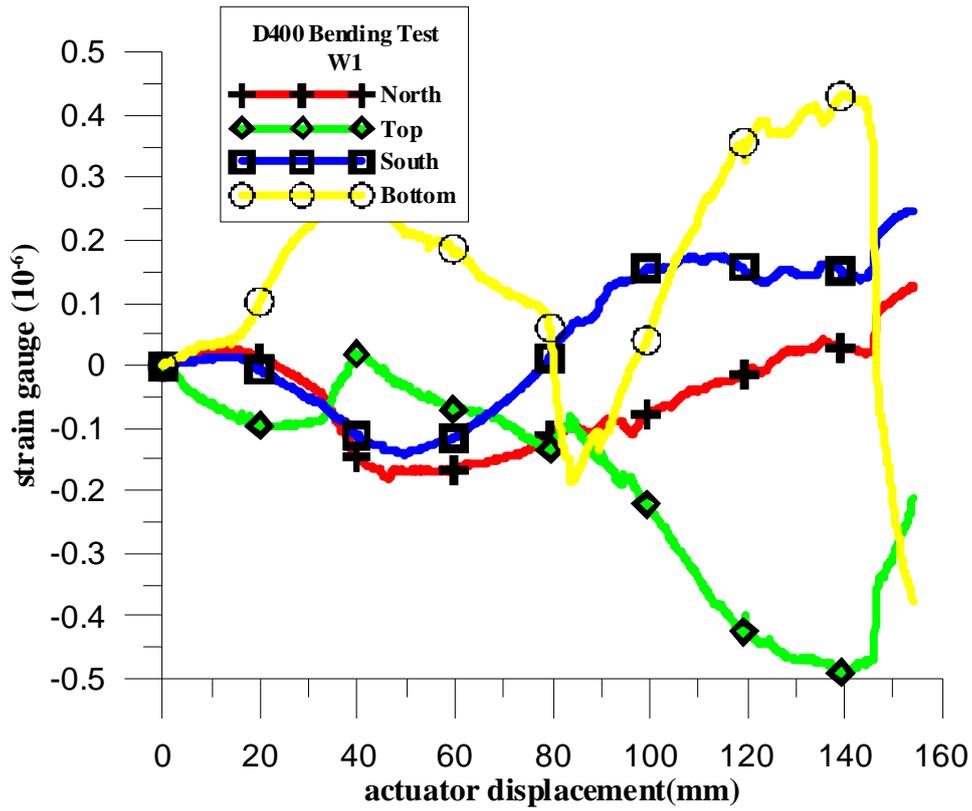


圖3.84 DN400 致動器位移與單軸應變計 W1

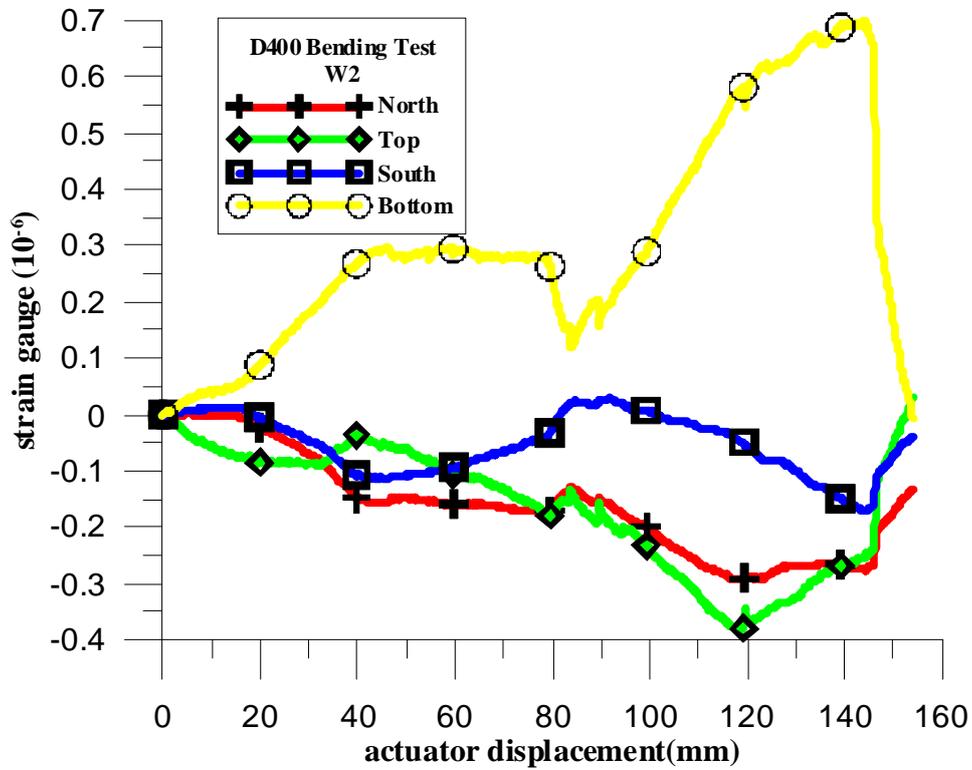


圖3.85 DN400 致動器位移與單軸應變計 W2

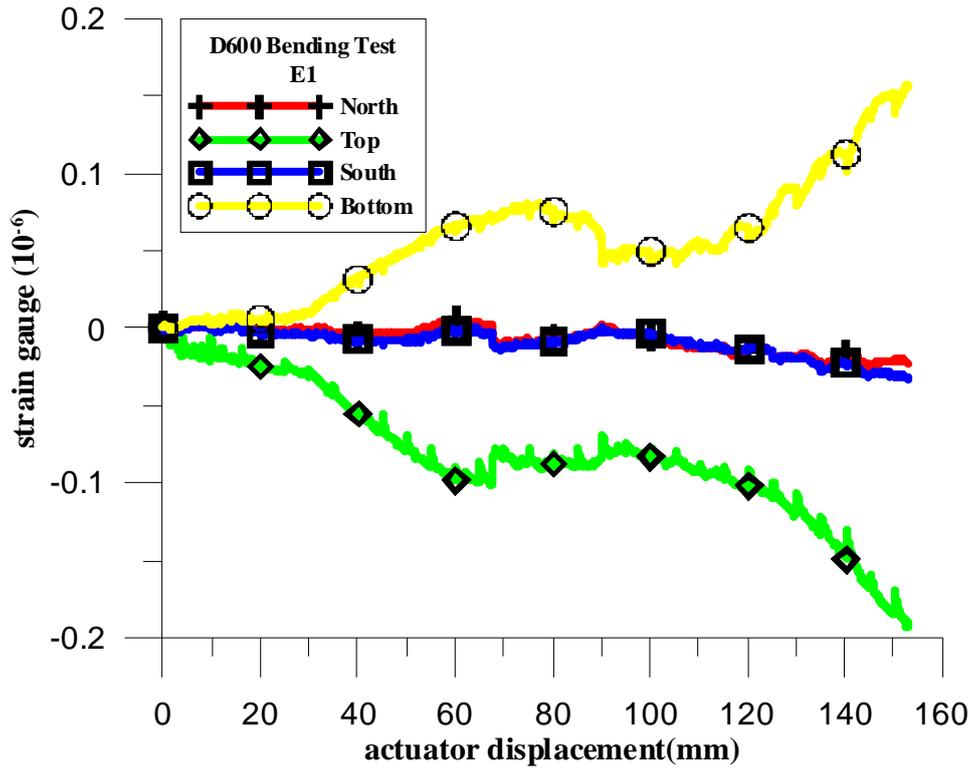


圖3.86 DN600 致動器位移與單軸應變計 E1

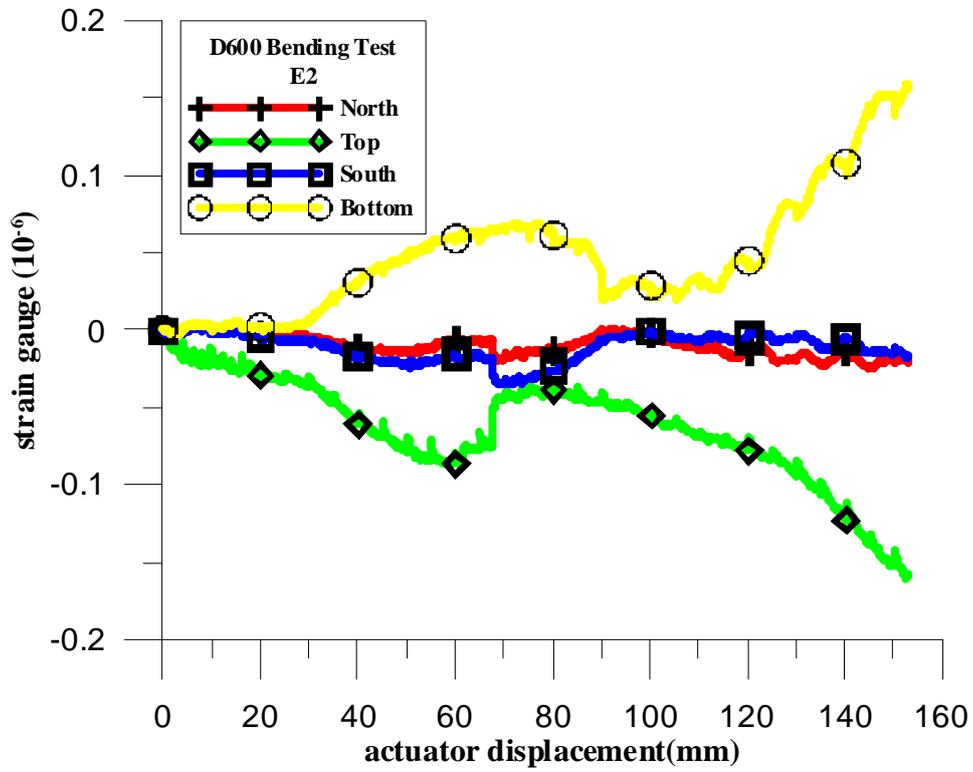


圖3.87 DN600 致動器位移與單軸應變計 E2

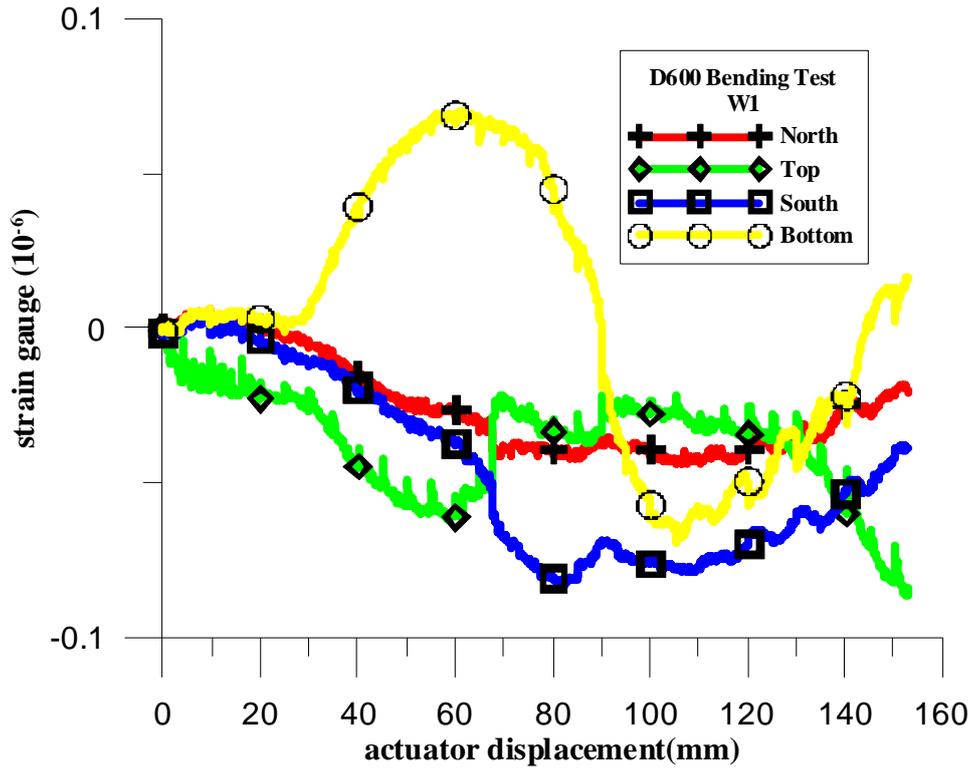


圖3.88 DN600 致動器位移與單軸應變計 W1

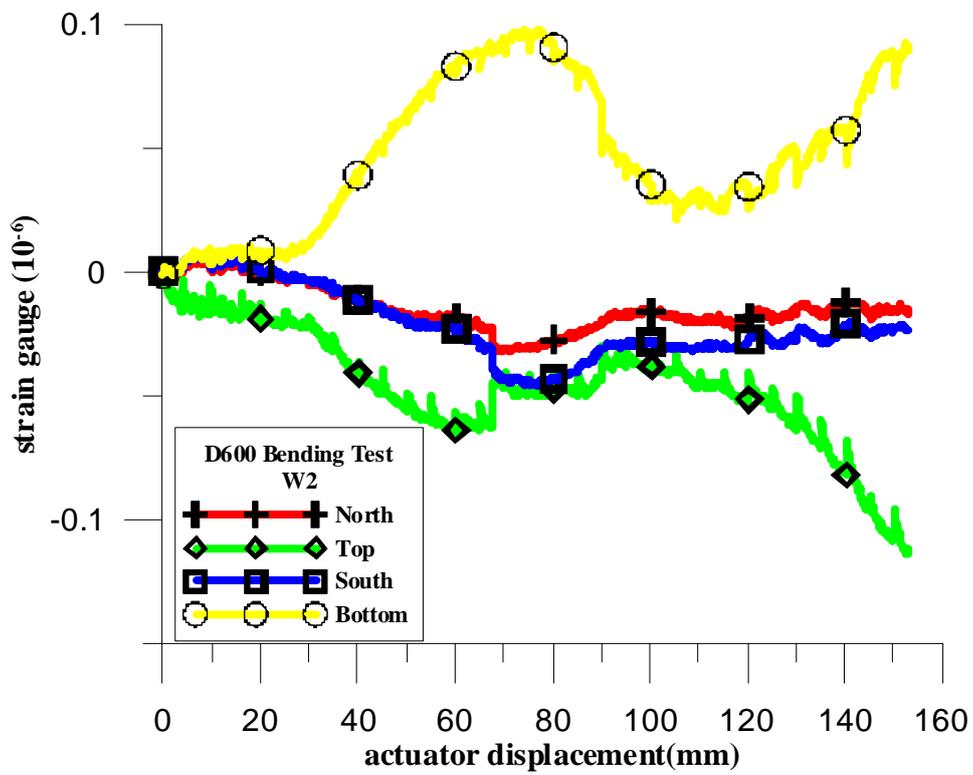


圖3.89 DN600 致動器位移與單軸應變計 W2

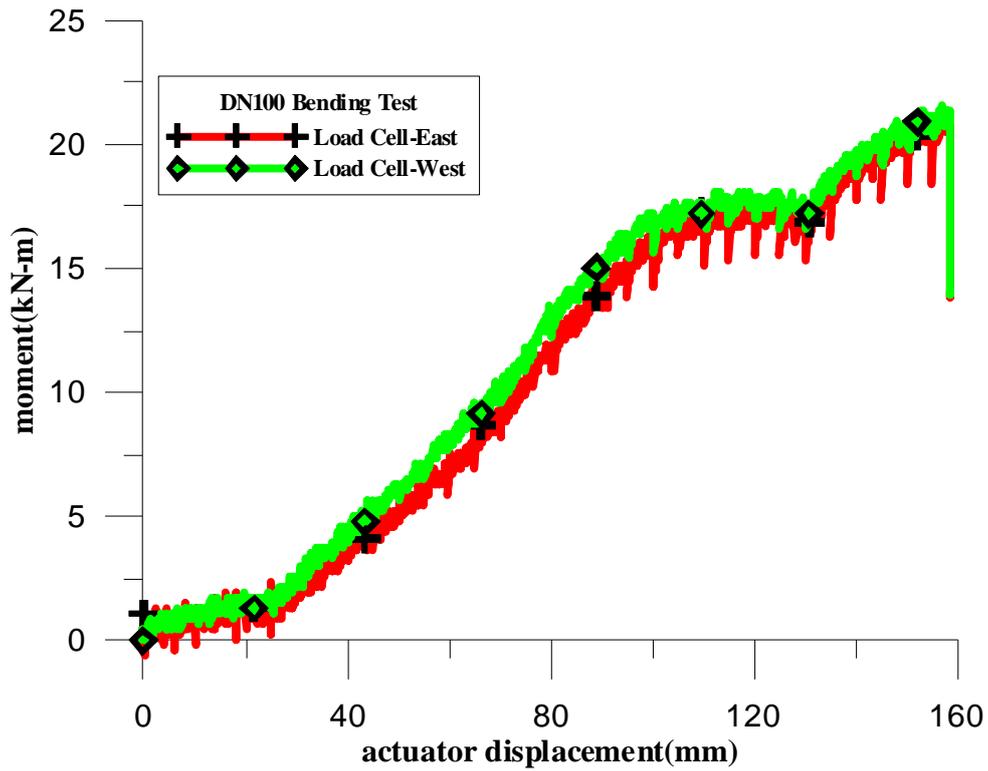


圖3.90 DN100 致動器位移與荷重計所求得彎矩

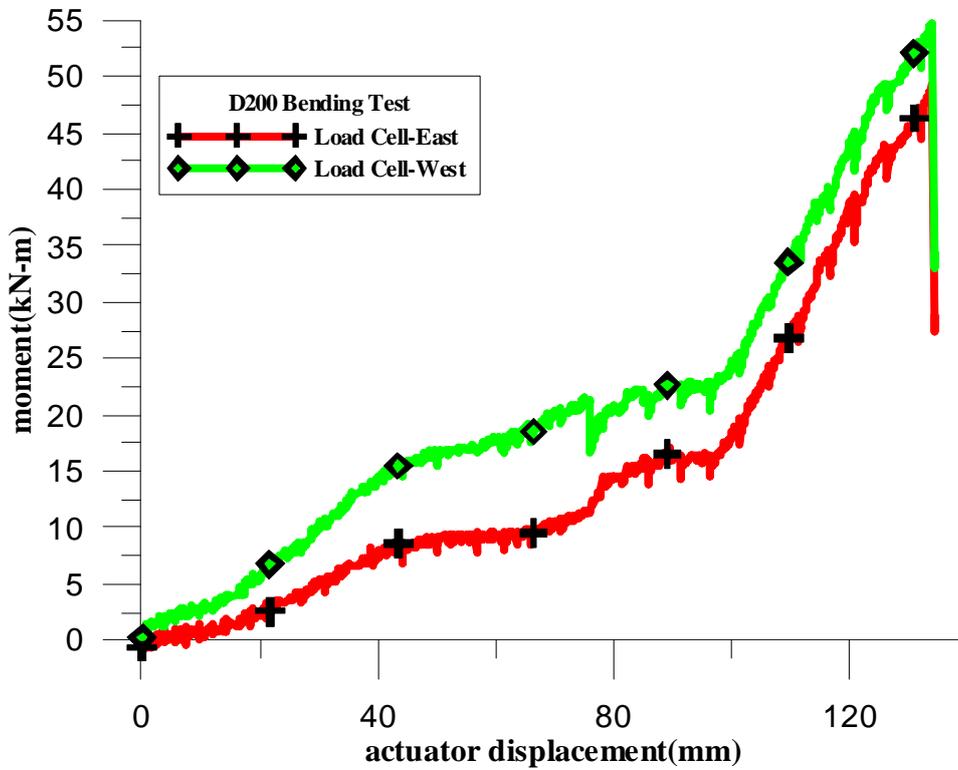


圖3.91 DN200 致動器位移與荷重計所求得彎矩

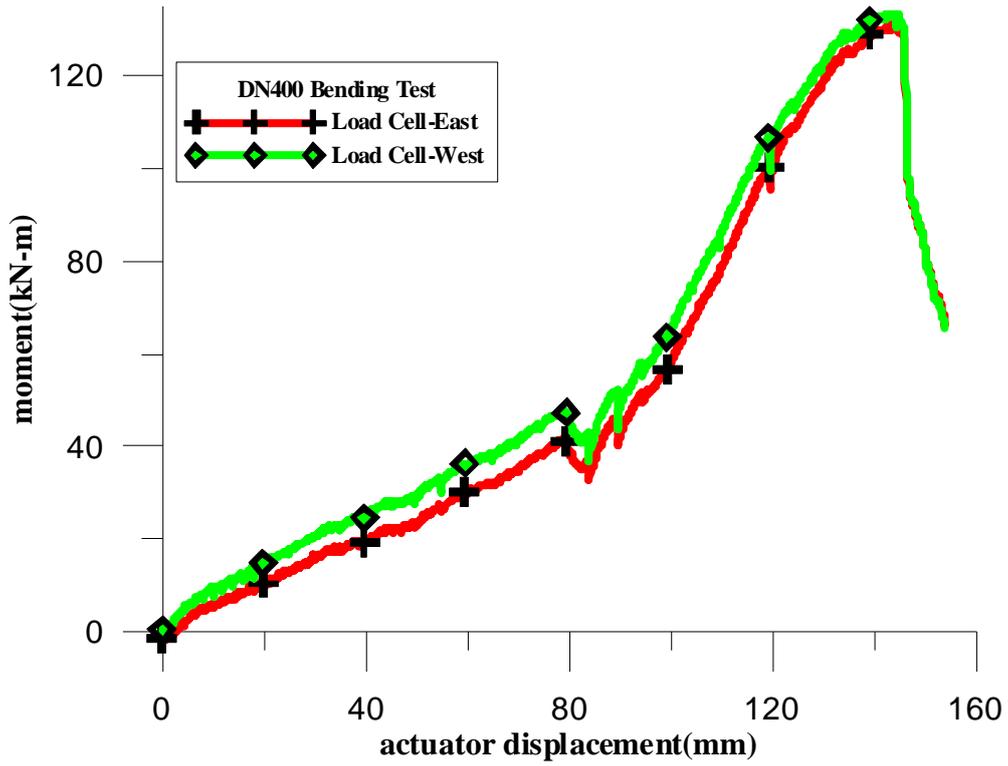


圖3.92 DN400 致動器位移與荷重計所求得彎矩

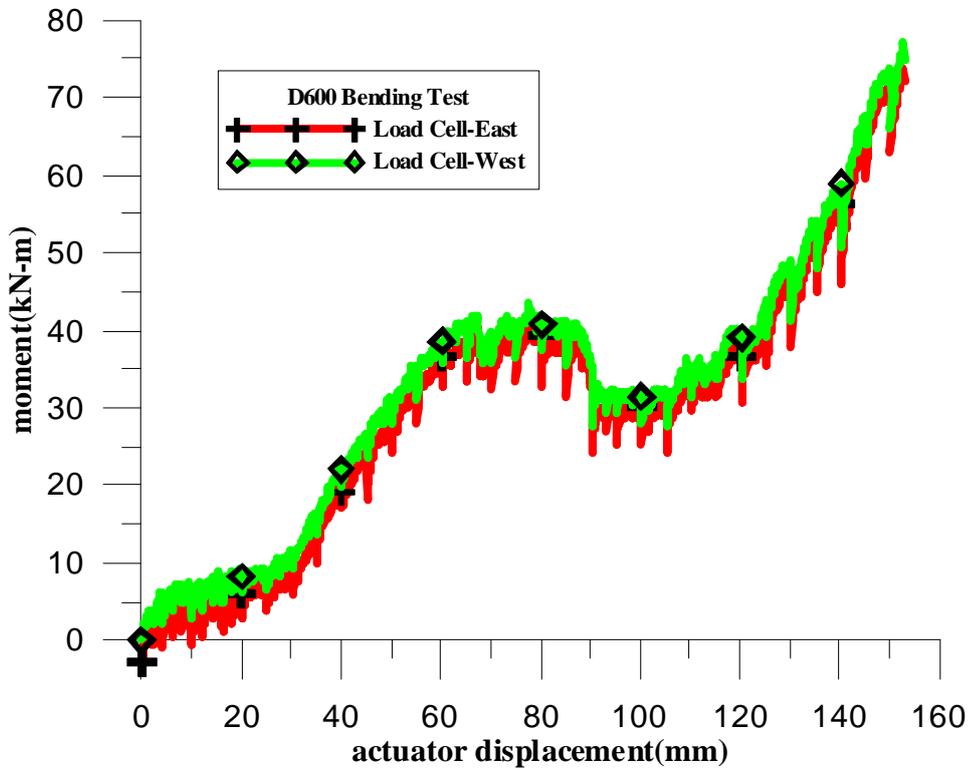


圖3.93 DN600 致動器位移與荷重計所求得彎矩

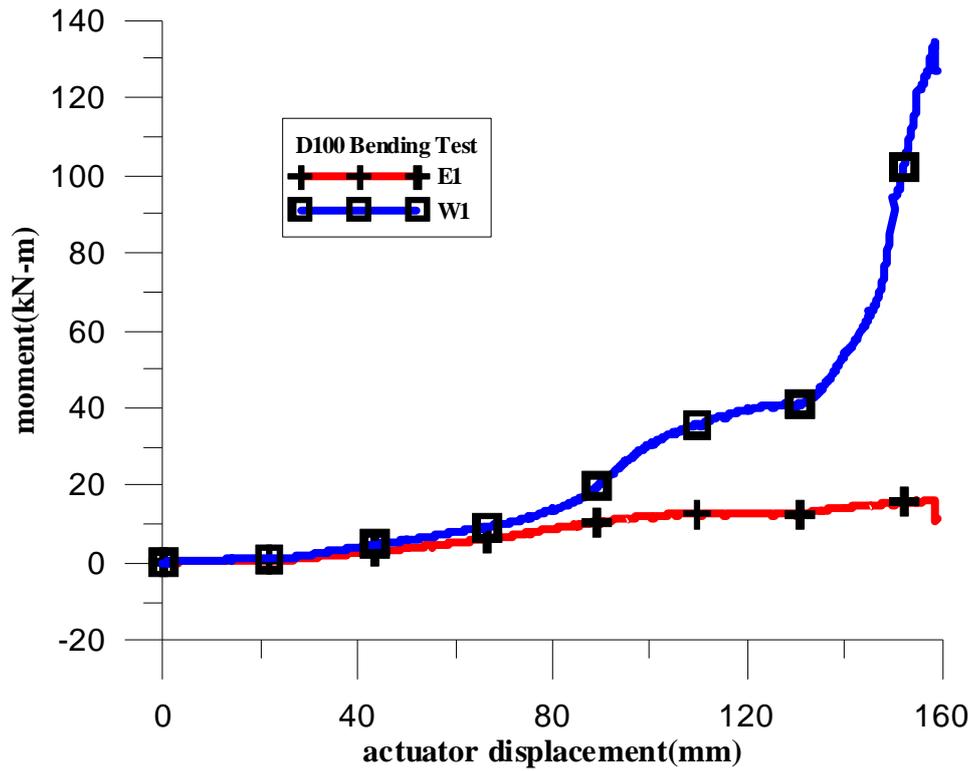


圖3.94 DN100 致動器位移與單軸應變計所求得彎矩

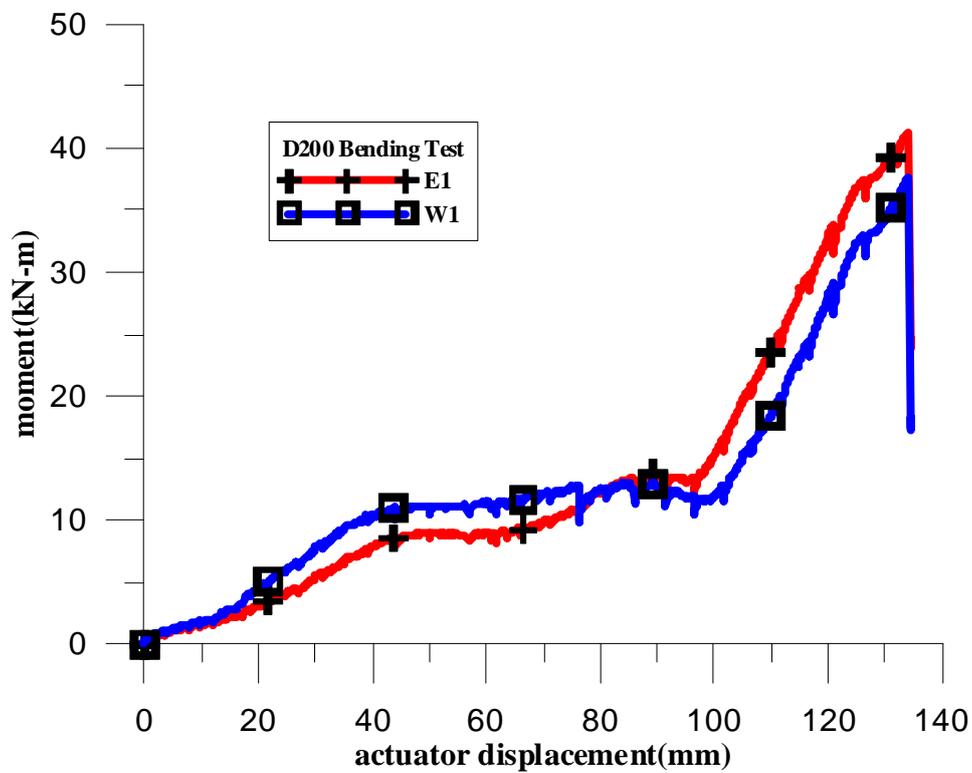


圖3.95 DN200 致動器位移與單軸應變計所求得彎矩

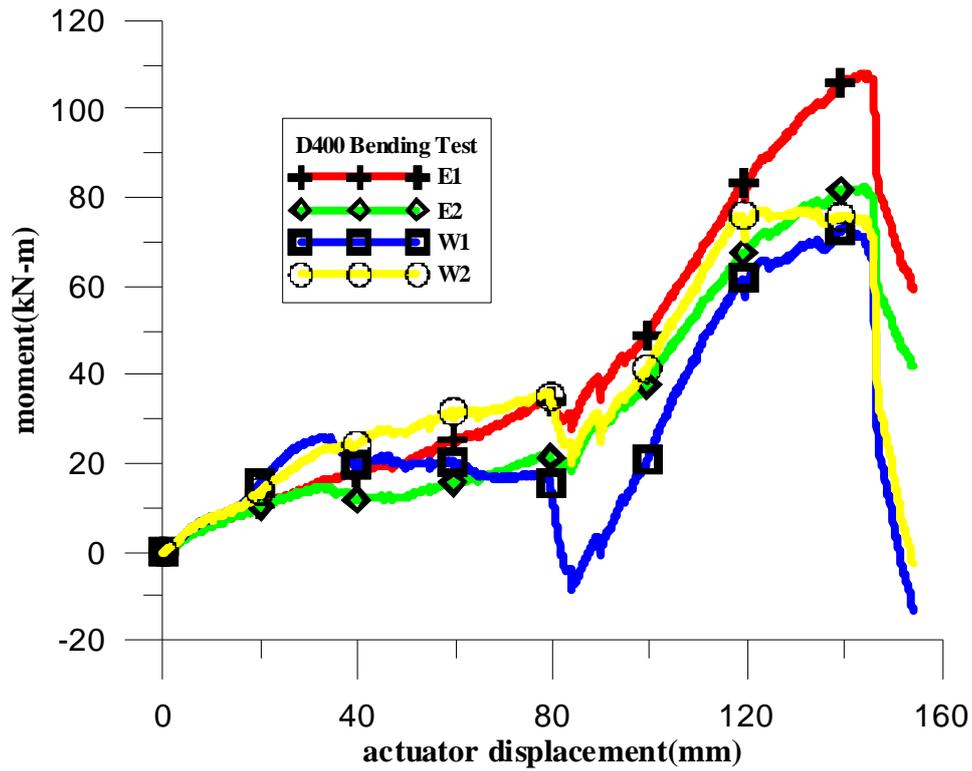


圖3.96 DN400 致動器位移與單軸應變計所求得彎矩

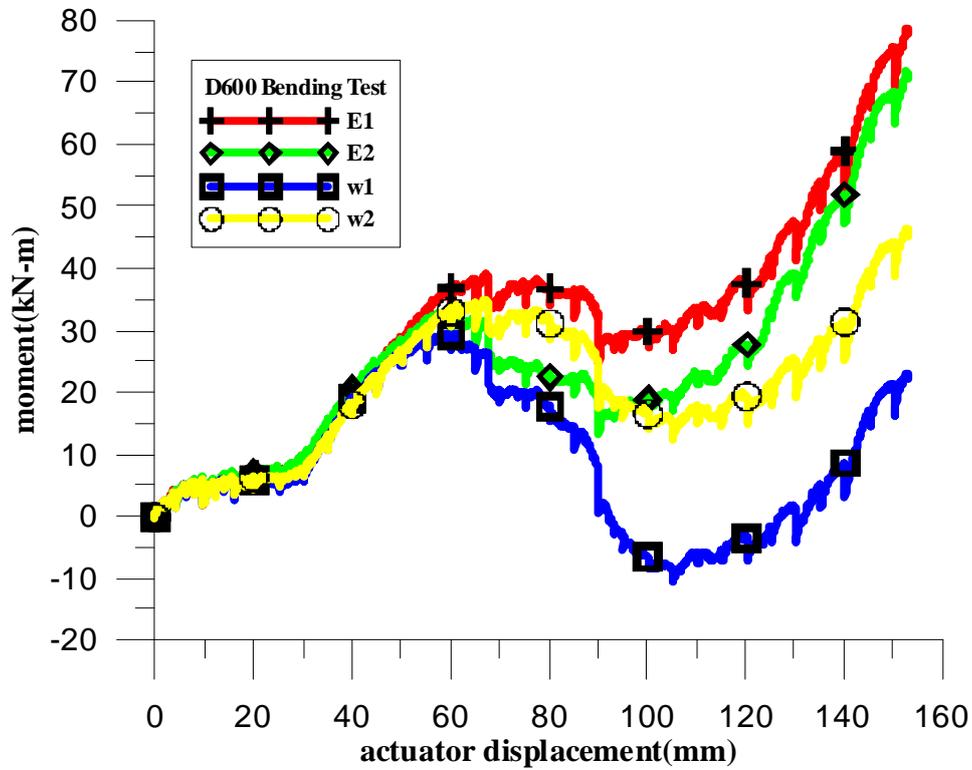


圖3.97 DN600 致動器位移與單軸應變計所求得彎矩



圖3.98 DN100 彎矩試驗初期



圖3.99 DN100 彎矩試驗中期



圖3.100 DN100 彎矩試驗完成



圖3.101 DN200 彎矩試驗初期



圖3.102 DN200 彎矩試驗中期



圖3.103 DN200 彎矩試驗完成



圖3.104 DN400 試驗初期



圖3.105 DN400 試驗中期



圖3.106 DN400 試驗完成



圖3.107 DN600 試驗初期



圖3.108 DN600 試驗中期



圖3.109 DN600 試驗完成

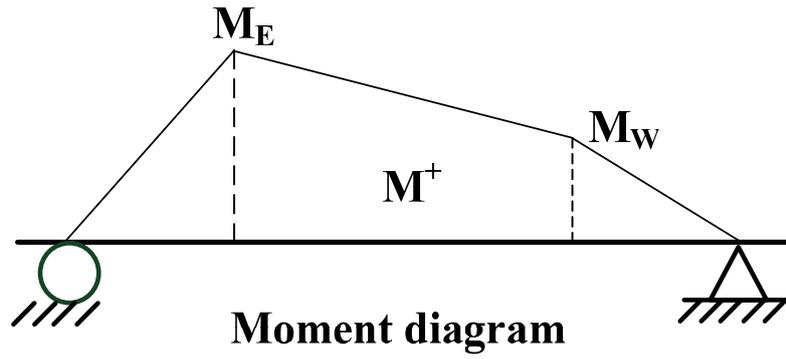


圖3.110 彎矩試驗誤差

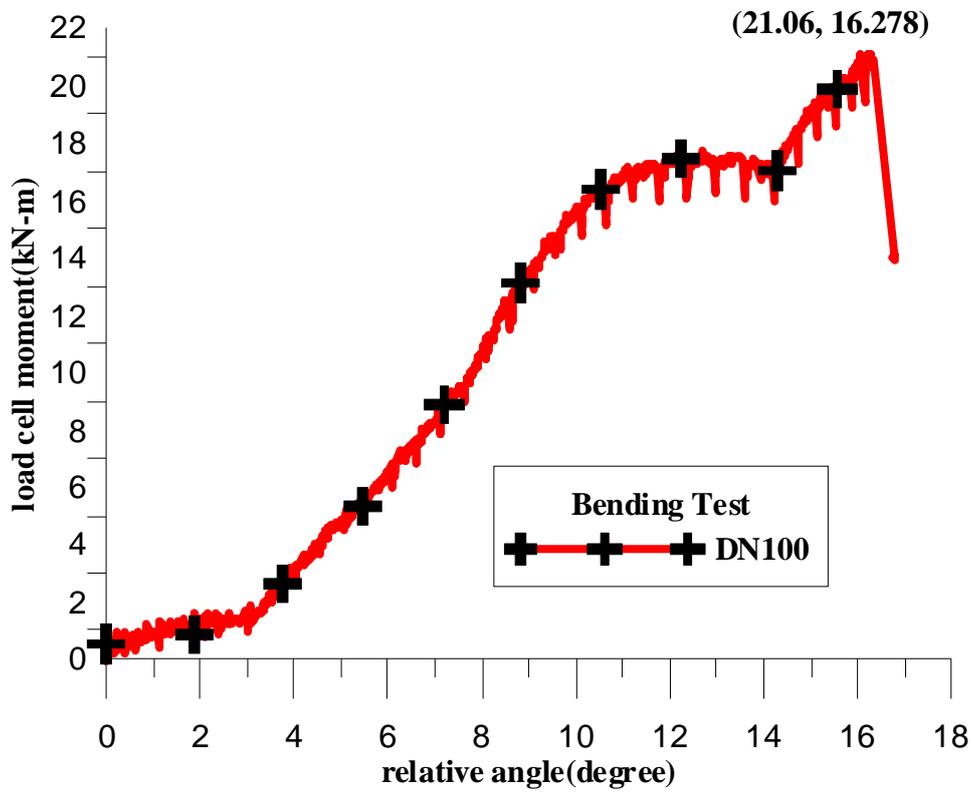


圖3.111 DN100 荷重計平均彎矩與相對平均轉角

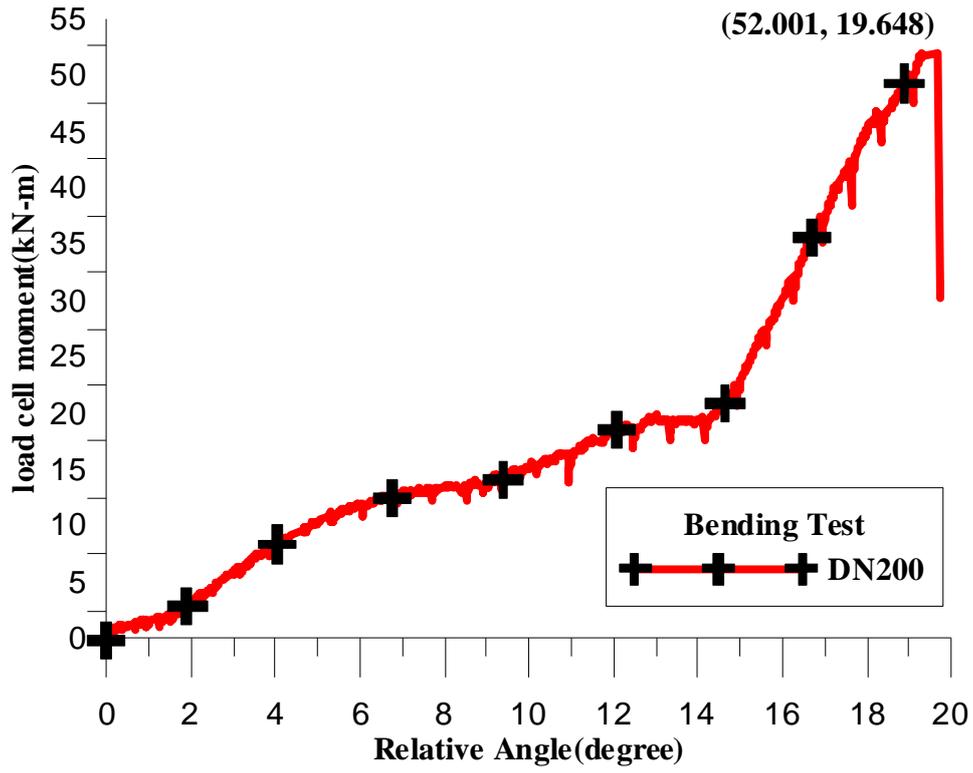


圖3.112 DN200 荷重計平均彎矩與相對平均轉角

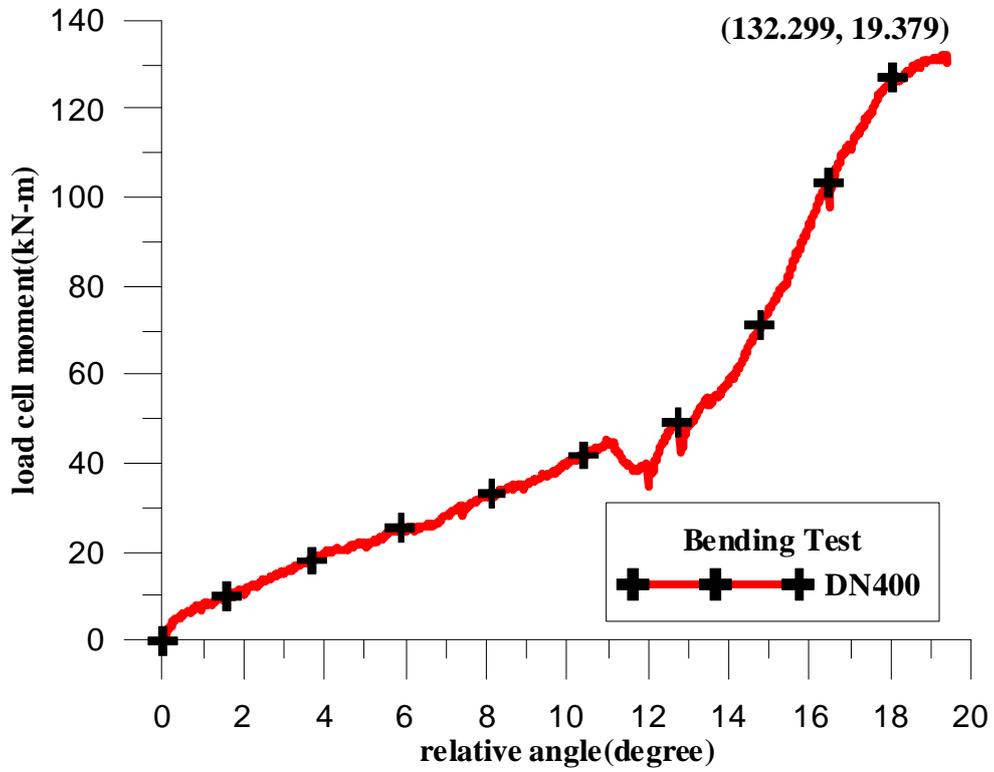


圖3.113 DN400 荷重計平均彎矩與相對平均轉角

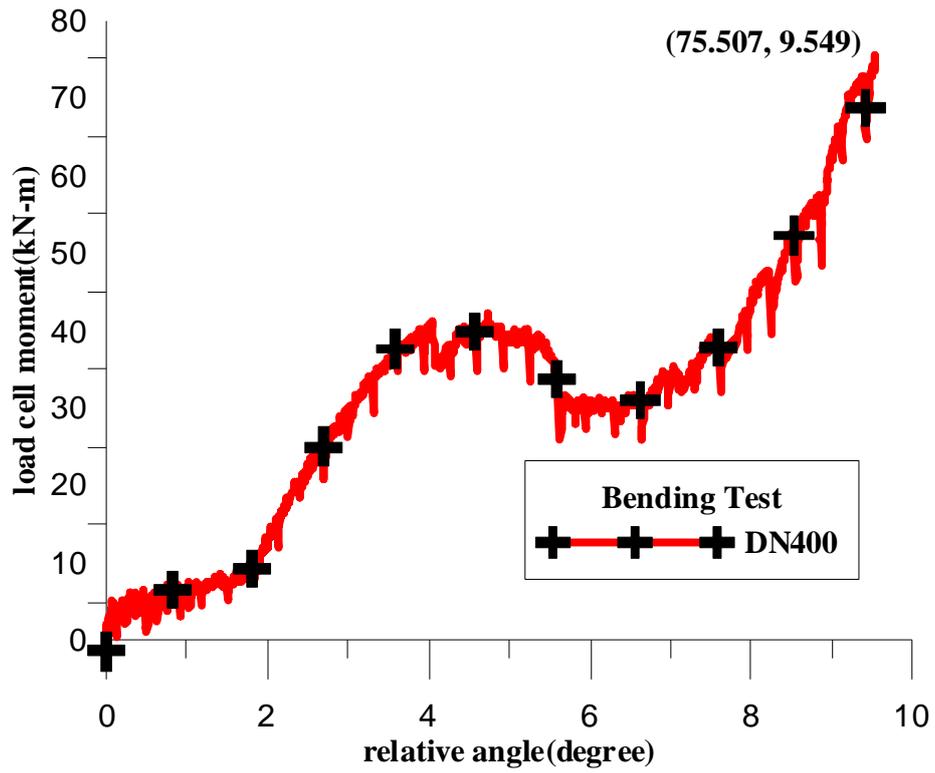


圖3.114 DN600 荷重計平均彎矩與相對平均轉角

第四章 理論分析與非線性鉸建立

本文主旨為對於延性鑄鐵管以台灣常用 K 型柔性接頭對接，進行軸向抗拉、軸向抗壓以及 K 型接頭抗彎矩試驗，進而取得 K 型柔性接頭與接頭之廣義力與廣義位移之關係曲線，建立管線數值模型之非線性鉸。本章節利用有限元素分析軟體 ABAQUS 建立簡化之延性鑄鐵管試驗模型，模擬管線之軸向抗壓力學行為，考慮試體在抗壓試驗過程中，產生局部挫屈(local buckling)，對於試體模型利用挫屈模態分析導入初始缺陷(Imperfection)，為了使分析結果更具有合理性，在模型的後挫屈行為(post buckling)使用 ABAQUS-Riks 方法分析。

取得延性鑄鐵管構件廣義力與廣義位移關係之後，接下來建立延性鑄鐵管構件的非線性鉸，本章將建立延性鑄鐵管軸壓力非線性鉸，一般而言，如欲使用商用有限元素軟體如 ETABS 或 SAP2000 進行側推分析，則必須給定模型構件非線性鉸來模擬廣義力與廣義位移關係，如彎矩非線性鉸、剪力非線性鉸、軸力非線性鉸，因此，為了簡化分析，對於非線性鉸的設立，一般使用多線性曲線來模擬構件實際非線性力與位移行為，本章節的目的將由 ABAQUS 分析輸出後的結果，利用 SAP2000 建立軸壓力非線性鉸。

4.1 ABAQUS 非線性挫屈分析介紹

在線性分析中，假設構件為小變形，且應力與應變曲線為一線性關係，構件的勁度(stiffness)為一常數，且載重大小與邊界條件在分析前後皆不改變，在分析過程中，構件的變形、載重施載順序以及方向等皆不影響分析結果。除此之外，構件對於不同的加載情況，可以使用常數來進行比例變換或互相疊加的方式，得到另一種全新的載重，而此種疊加方式所造成的構件應力、應變、位移等結果皆是可累加的；在非線性分析中，構件的應力應變曲線為非線性關係，且其勁度隨著構件變形而改變，構件的載重大小與邊界條件在分析前後皆有可能改變，而構件的變形、載重施載順序及方向皆會影響分析結果，對於不同的加載情況，疊加原理已不再適用，所以不同的載重必須都必須獨立求解，一般而言非線性的來源有三種：材料非線性、幾何非線性、邊界非線性。

線性特徵值分析對於預測挫屈載重為最常使用的方法之一，但是挫屈前後的穩定性問題以及在分析過程中涉及到材料非線性與幾何非線性的狀況，必須進行非線性分析，在本文此章節，即利用弧長法(Riks Method)，考慮幾何非線性靜態問題有時涉及到挫屈(buckling)或倒塌(collapse)可能，即力與位移曲線出現負的勁度(曲線下降段)，且結構必須釋放應變能來維持平衡，而 Riks 法可在不穩定的模擬過程中取得動態平衡，其相關理論內容可參閱 ABAQUS 使用手冊[27]，在此不多作著墨。

進行 ABAQUS 非線性挫屈分析有三個步驟，第一步為特徵值挫屈分析；第二步，將挫屈模態導入到完美幾何的圓管模型中作為初始缺陷，一般而言選擇挫屈第一模態，且比例因子的選擇則參考文獻[19]取殼厚度之 2%；第三步，使用 Riks 法進行分析。

ABAQUS 中非線性挫屈分析可採用 Riks 法，考慮材料非線性、幾何非線性受到初始缺陷的影響，而初始缺陷可以透過線性挫屈模態以及一般節點位移來描述。

4.2 DN400 範例分析

本章節非線性挫屈分析選擇標稱管徑 DN400 之延性鑄鐵管構件作為範例分析，對於軸向抗壓試驗數值模擬，有以下假設：

1. 根據 K 型柔性接頭軸向抗壓試驗結果，K 型接頭無法提供太大的抗壓能力，抗壓力量來源大部分由管體提供，管體受軸壓變形的過程可以用連續管作為假設。
2. 勁厚比(D/t)越大的管徑，管體與接頭受軸壓力時，可以把承口端形同固定端，小變形且還在彈性範圍內。
3. 在接頭抗壓試驗時，管長選擇為四倍標稱管徑；而在本節數值分析中，考慮 K 型接頭提供一環向束制，故數值模型管長選擇為兩倍標稱管徑。

於本節的 ABAQUS 分析之前置作業中，除了對模型予以假設且簡化外，考慮試驗過程中，管體由兩片鋼性板以銲接方式接合，而在分析過程中，選擇一適當的束制(constraint)條件則使用 ABAQUS 內建束制條件 tie，在此束制條件下管體與剛性板之間必無相對位移，使用者可以考慮有無相對轉角；本節數值模型之材料性質根據 2.5 節材料性質來定義，文獻[19]中對於標稱管徑 DN1200 與 DN2000 之延性鑄鐵管拉伸試片進行拉伸試驗，管體材料試驗結果如圖 4.1，可以發現管材強度均大於 420MPa，伸長率也大於 10%，為了簡化分析，本章節利用等應變能密度概念，也就是在應力應變曲線下等面積的方式建立一多線性之延性鑄鐵管材料，如圖 4.2，由上述所提到的應力、應變為標稱應力、標稱應變，在 ABAQUS 手冊中提到，在分析過程中，需要把標稱應力與應變轉換成真實應力與真實應變，其轉換公式如下：

$$\varepsilon_{true} = \ln(1 + \varepsilon_{nom}) \quad (2.1)$$

其中 ε_{true} 為材料真實應變， ε_{nom} 為材料標稱應變。

$$\sigma_{true} = \sigma_{nom}(1 + \varepsilon_{nom}) \quad (2.2)$$

其中 σ_{true} 為材料真實應力， σ_{nom} 為材料標稱應力。

除了進行應力應變轉換之外，還必須輸入構件的塑性應變，一般而言，

構件的總應變為彈性應變與塑性應變之和，故總應變扣除彈性應變即為所求，轉換公式如下：

$$\varepsilon_{plastic} = \varepsilon_{true} - (\sigma_{true} / E) \quad (2.3)$$

其中 $\varepsilon_{plastic}$ 為材料塑性應變， E 為彈性模數。

設定完成構件斷面性質、邊界條件、材料性質之後，對於管體元素設定，本文參考文獻[19]與 ABAQUS 使用手冊建議，對於薄殼問題，在元素使用上選擇 S8R5 殼元素，S 代表殼元素(shell)，數字 8 代表一個殼元素有 8 個節點，R 表示在計算過程中使用降階處理(reduced integration)來節省計算時間，數字 5 代表每一個節點有 5 個自由度，而網格的切割(mesh)則在一個環向使用 30 個元素。

完成構件所有配置後，接著進行分析步幅的設定，在進行非線性挫屈分析時，建立兩個模型，一個進行模態分析，待模態分析完成後，再進行非線性挫屈分析，在執行模態分析前，必須先對預進行模態分析之模型編輯 input 檔(edit keyword)，設定所需要分析的模態數量，以及模態之節點位移輸出，以便之後在進行非線性挫屈分析時，導入初始缺陷，其中 keyword 如下：

```
**  
** Output requests for postprocessing  
**  
*OUTPUT,FIELD  
**  
*NODE PRINT  
U,  
RF ,  
*NODE FILE, FREQUENCY=1, LAST MODE=6  
U,RF  
COORD
```

```
**EL PRINT,FREQUENCY=0
*EL PRINT, MODE=1, LAST MODE=6
*EL FILE, MODE=1, LAST MODE=6
*MODAL FILE
```

完成模態分析後，可以確認第一模態圖形，如圖 4.3，對於將執行非線性挫屈分析的模型必須導入初始缺陷，方法同模態分析，對於模型需編輯 input 檔(edit keyword)，設定需要的比例因子，其 keyword 如下：

```
*IMPERFECTION, STEP=1, FILE=DN400-buckling, NSET=Set-1
```

1, 殼厚*2%

待所有分析完成將資料輸出非線性挫屈模型的力與位移關係曲線，如圖 4.4。

4.3 理論分析與試驗比較

為了驗證本節理論分析之合理性，將選擇延性鑄鐵管件標稱管徑 DN100、DN200、DN400、DN600 四種管徑之分析模型，且進行非線性挫屈分析後，輸出的力與位移曲線與本文所進行軸向抗壓試驗四種管徑試體比較，考慮模型與實際試驗的力與位移曲線趨勢、破壞模式等，對於數值模型與實際試驗誤差作一合理的修正，以便增加模型的合理性。

如圖 4.5、圖 4.6、圖 4.7、圖 4.8 為 DN100、DN200、DN400、DN600 數值模型破壞型式，因為模型對稱關係，可以發現在管體的兩端皆發生局部挫屈，兩端皆發生大變形；但是由本文第二章的試驗觀察可以發現，在試驗過程中僅發生插口端局部挫屈，大變形只發生在插口端，所以本文提出以下合理的假設：數值模型的管體長度為兩倍標稱管徑，而實際的尺寸則為四倍管徑，在彈性區域內，管體變形由承口端與插口端提供，到達塑性區域後，則變形由插口端提供，因此對於數值模型的彈性區域內的位移

提供兩倍的修正，而塑性區域不改變，最後考慮試驗時，油壓制動器衝程產生的初始誤差作進一步修正，其結果如圖 4.9、圖 4.10、圖 4.11、圖 4.12，作了上述修正之後，可以發現其結果皆趨於保守。

4.4 延性鑄鐵管構件之壓力非線性鉸建立與設定

當延性鑄鐵管構件受軸壓力時，且考慮材料非線性與幾何非線性，構件的斷面軸力與管體位移曲線關係主要可分成三個階段，第一個階段為斷面之應力皆小於材料之降伏應力，在此階段下，斷面之軸壓力與位移為線性關係，且其斜率為 EI ，第二階段斷面開始進入塑性區域，因此斷面之軸壓力與位移之關係開始為非線性，其中此階段之曲線斜率必小於第一階段之斜率 EI ，第三階段為斷面之位移到達臨界位移 Δ_{cr} ，斷面軸壓力因為發生局部挫屈而開始下降。

由上述可知，要對於本章節利用 ABAQUS 分析後所得之延性鑄鐵管件軸壓力與位移關係作一簡化，則使用三線性來簡化是個不錯的簡化方式，如圖 4.13，其中 AB 段用來模擬斷面線彈性行為，BC 段用來模擬斷面到達降伏後的非線性行為，CD 段則是用來模擬斷面達到臨界軸力 F_{cr} 與臨界位移 Δ_{cr} 後，斷面因局部挫屈而下降之行為，在 CD 段中，本文為保守分析，因此在達到極限位移 Δ_u 後，鑄鐵管構件便無法再承受軸力。

基於以上條件，對於延性鑄鐵管構件的降伏強度 F_y 與降伏位移 Δ_y 可以由材料參數計算，而構件的臨界強度 F_{cr} 與臨界位移 Δ_{cr} 可以由 ABAQUS 非線性挫屈分析中取得，而極限位移 Δ_u 則使用第二章軸向抗壓試驗中，取得 DN100、DN200、DN400、DN600 四種管徑的最大軸向位移，本章節將利用力與位移關係以及上述的分析以及試驗結果來迴歸公式，首先由圖 4.14、圖 4.15、圖 4.16 可以得到 Δ_{cr}/Δ_y 、 Δ_u/Δ_y 、 p_{cr}/p_y 對於斷面 D/t 呈現曲線關係，因此本節對於 Δ_{cr}/Δ_y 、 Δ_u/Δ_y 曲線趨勢取二次方迴歸公式，對於 p_{cr}/p_y 曲線趨勢取三次方迴歸公式如下所示：

$$\frac{\Delta_{cr}}{\Delta_y} = 0.0039336x^2 - 0.53525x + 19.9617 \quad (2.4)$$

$$\frac{\Delta_u}{\Delta_y} = 0.0090022x^2 - 1.3395x + 53.7307 \quad (2.5)$$

$$\frac{P_{cr}}{P_y} = -2.0274 \times 10^{-6} x^3 + 0.0003658x^2 - 0.02414x + 1.5973 \quad (2.6)$$

由上述公式整理後，其參數整理如表 4.1。

表4.1. 延性鑄鐵管軸壓力參數整理

標稱管徑 DN(mm)	t(mm)	D/t	P_{cr} (kN)	Δ_{cr} (mm)	Δ_u (mm)
100	6	16.667	855.995	8.979	25.09
150	6	25	1152.441	10.033	28.715
200	6	33.333	1428.198	9.606	28.243
250	6	41.667	1702.997	8.304	25.062
300	6.5	46.154	2162.829	8.074	24.606
350	6.5	53.846	2462.099	6.593	19.956
400	7	57.143	2998.408	6.572	19.485
450	7.5	60	3574.094	6.685	19.21
500	8	62.5	4209.31	6.934	19.154
600	9	66.667	5610.183	7.818	19.716
700	10	70	7187.173	9.162	21.116
800	11	72.727	8949.993	10.893	23.251
900	12	75	10888.51	12.949	26.011
1000	13	76.923	12987.92	15.275	29.302
1100	14	78.571	15270.93	17.827	33.041
1200	15	80	17710.03	20.571	37.161
1350	16.5	81.818	21698.73	24.982	43.935
1500	18	83.333	26064.96	29.681	51.292
1600	19	84.211	29065.6	32.947	56.466
1650	19.5	84.615	30679.1	34.612	59.12
1800	21	85.714	35649.68	39.731	67.332
2000	23.5	85.106	44663.61	42.916	73.03
2100	24.5	85.714	48705.3	46.353	78.554
2200	25.5	86.275	53220.04	49.85	84.202
2400	27.5	87.273	61448.67	56.995	95.806
2600	29.5	88.136	71540.65	64.314	107.767

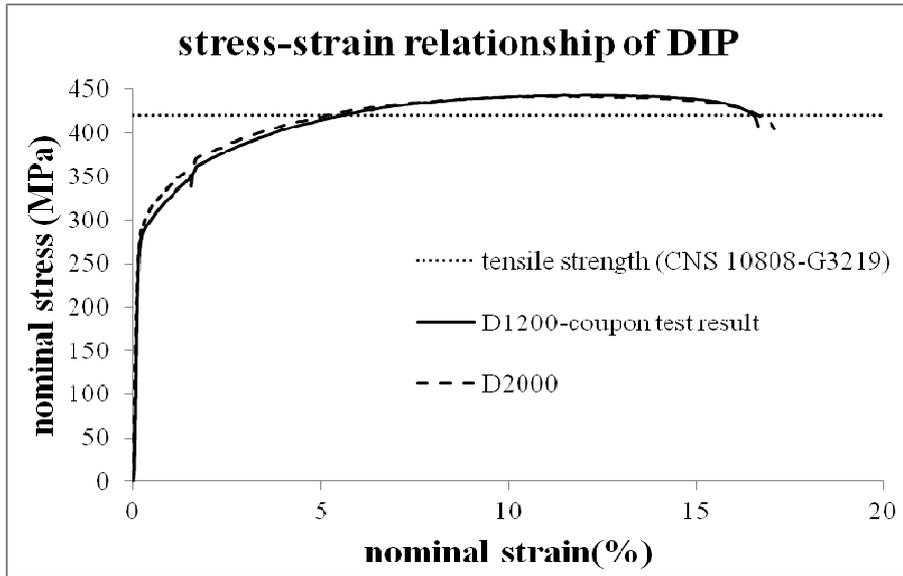


圖4.1 DN1200、DN2000 之應力應變曲線

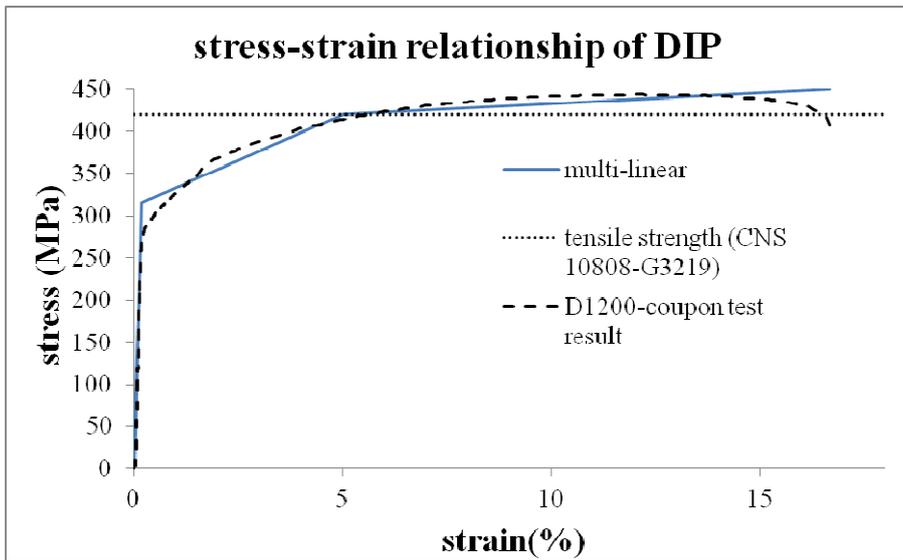


圖4.2 簡化延性鑄鐵管之多線性應力應變曲線

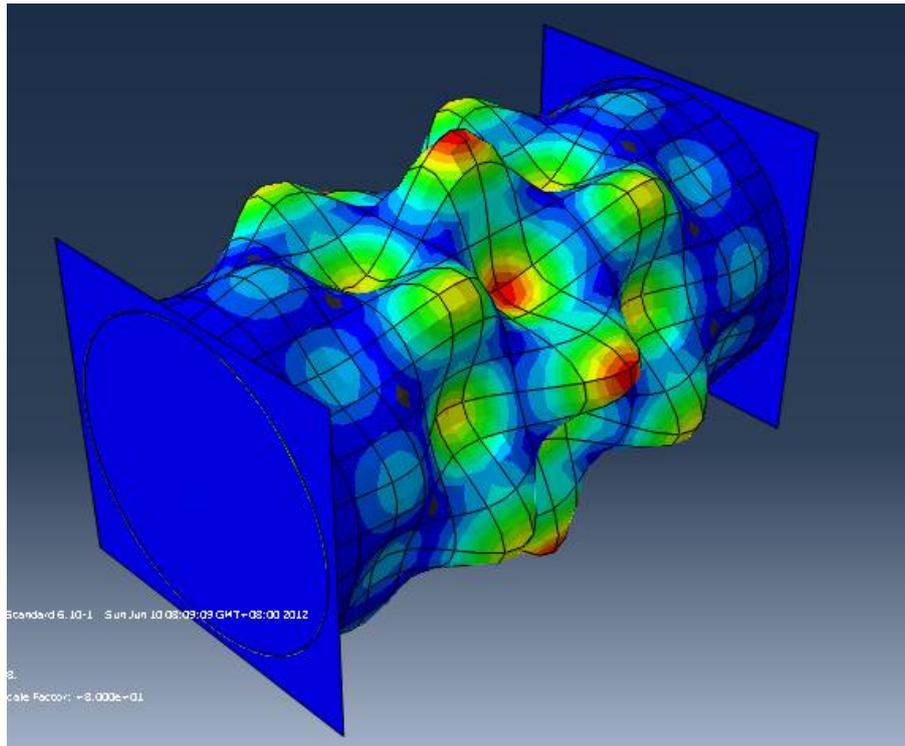


圖4.3 DN400 線性挫屈分析第一模態

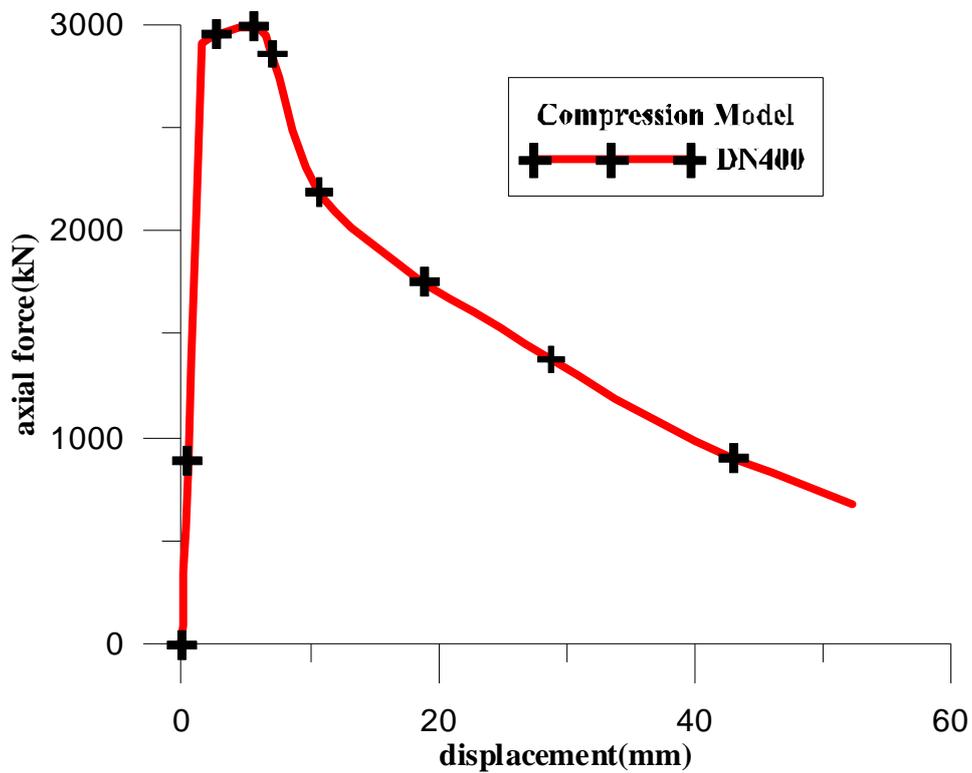


圖4.4 DN400 軸向抗壓模擬力與位移關係

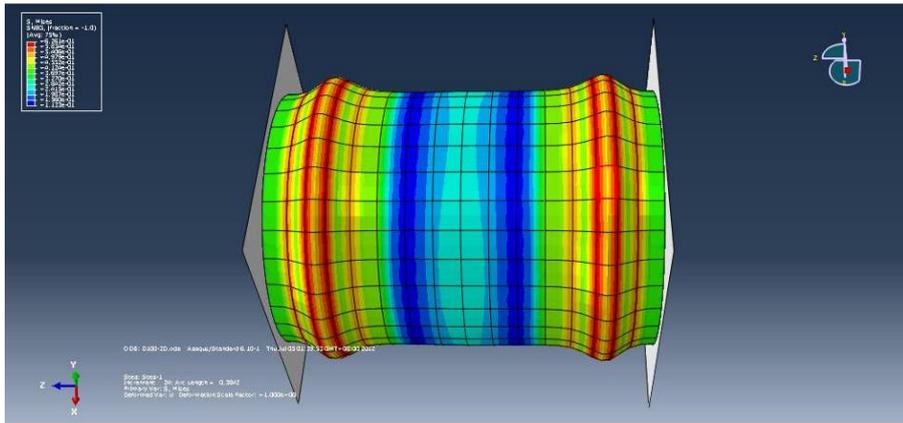


圖4.5 DN100 數值模型破壞

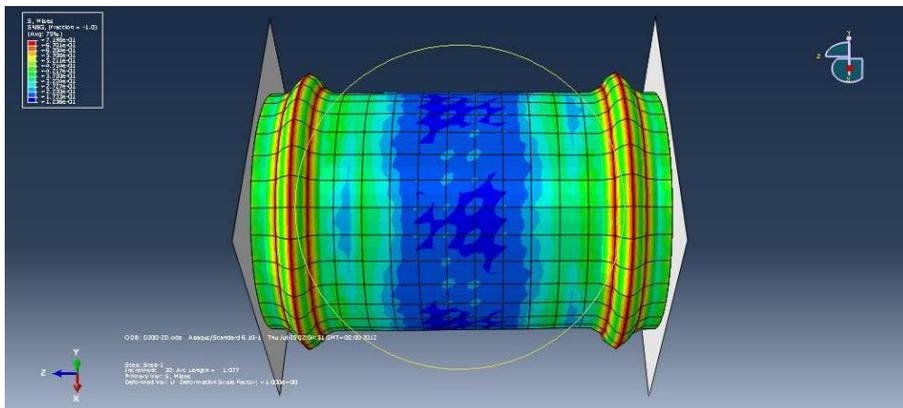


圖4.6 DN200 數值模型破壞

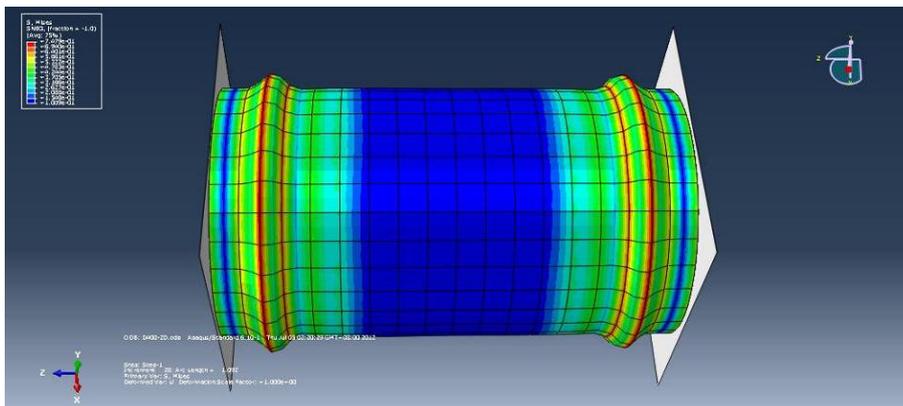


圖4.7 DN400 數值模型破壞

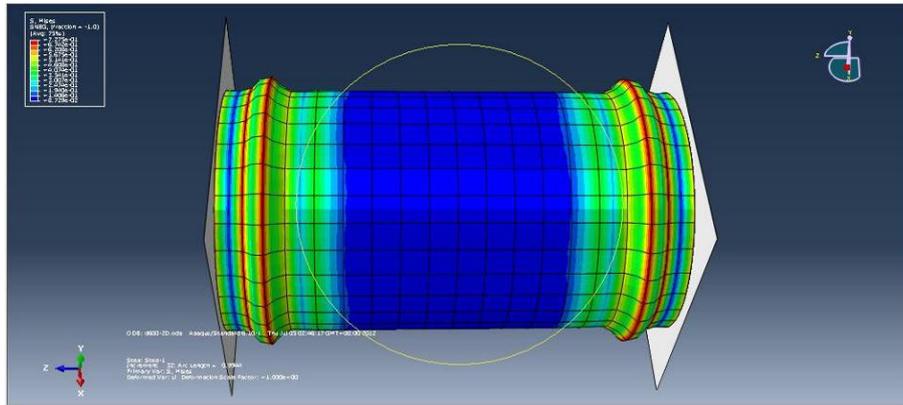


圖4.8 DN600 數值模型破壞

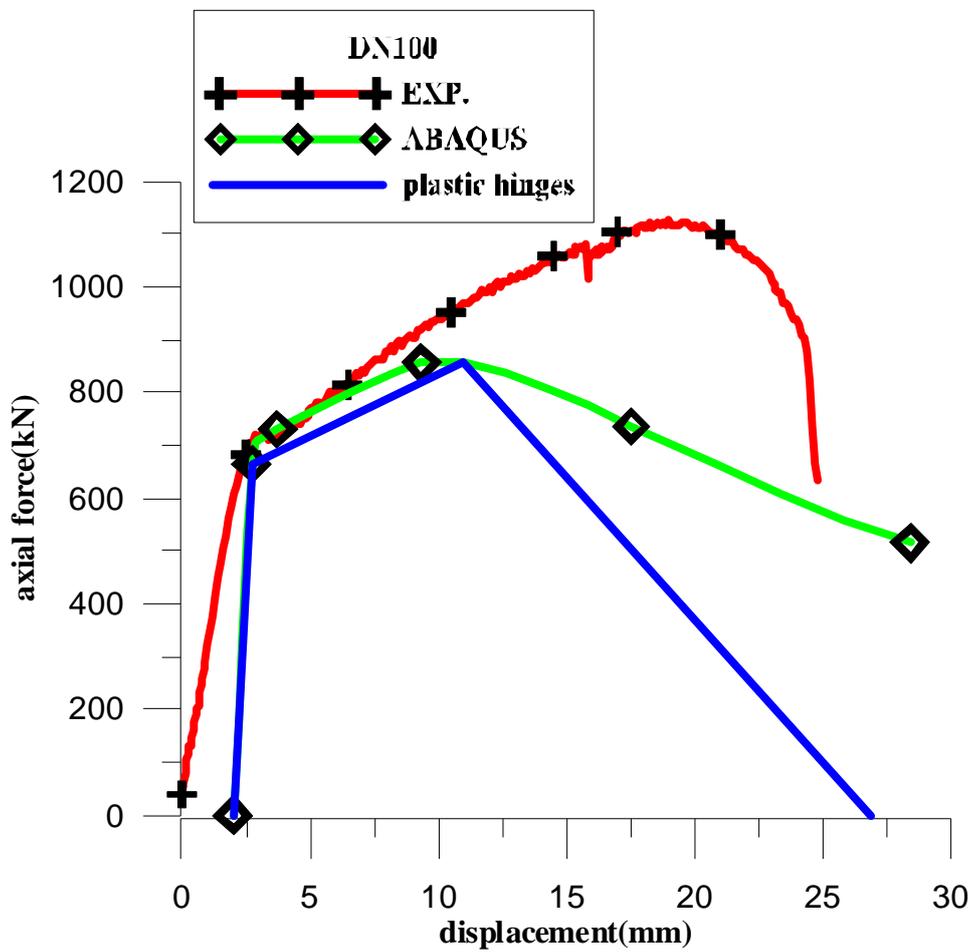


圖4.9 DN100 數值模型與試驗比較

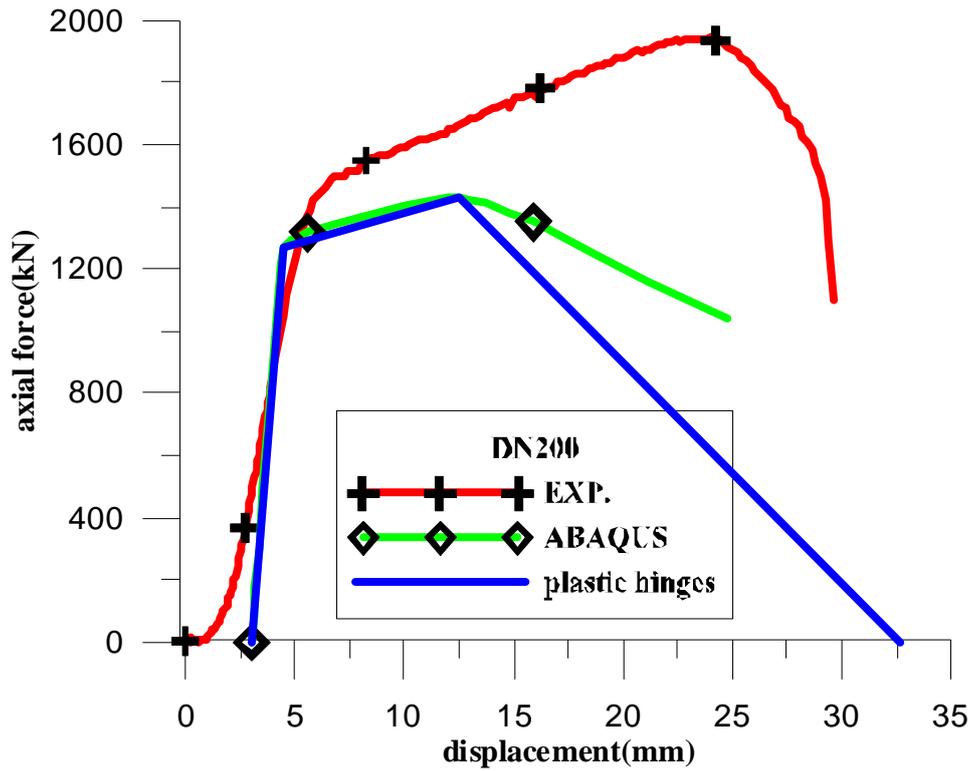


圖4.10 DN200 數值模型與試驗比較

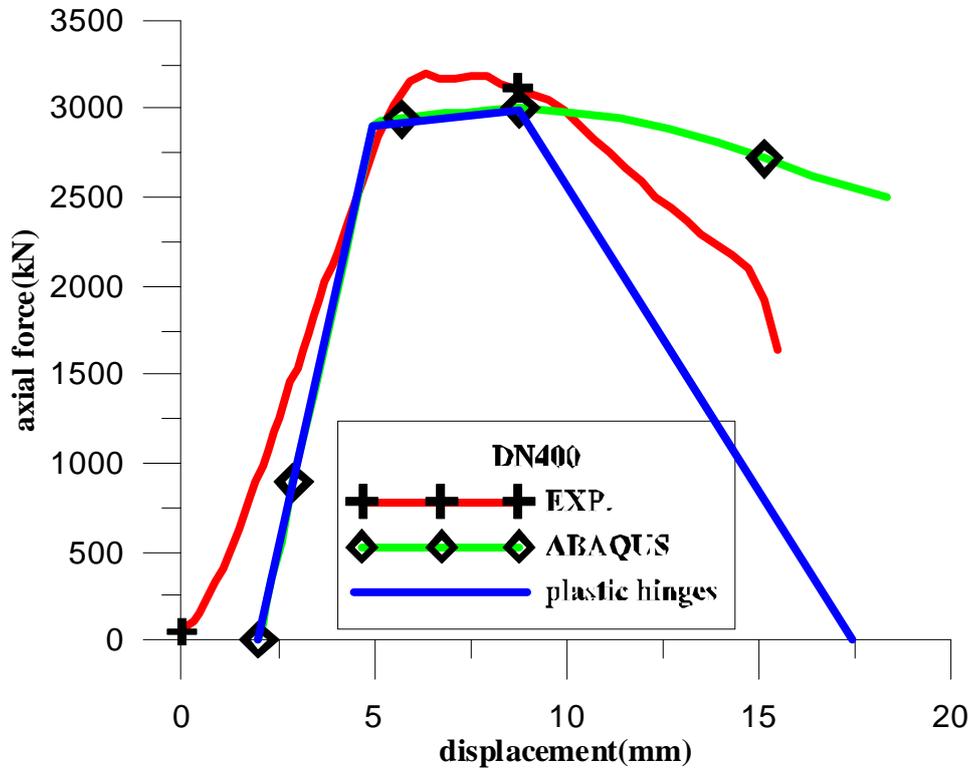


圖4.11 DN400 數值模型與試驗比較

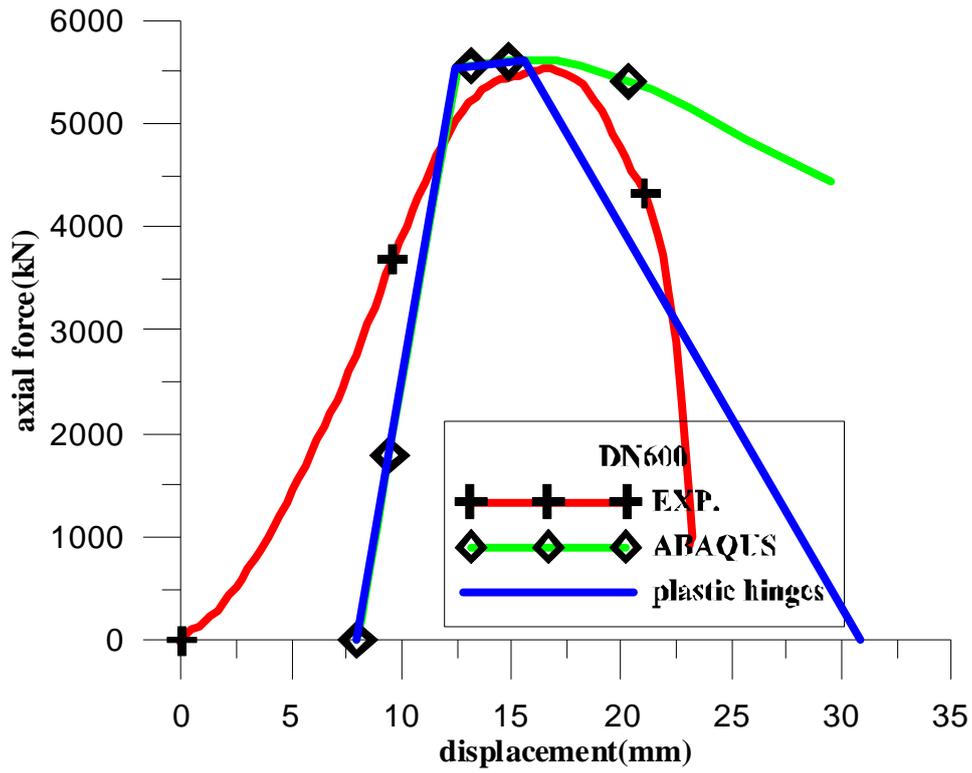


圖4.12 DN600 數值模型與試驗比較

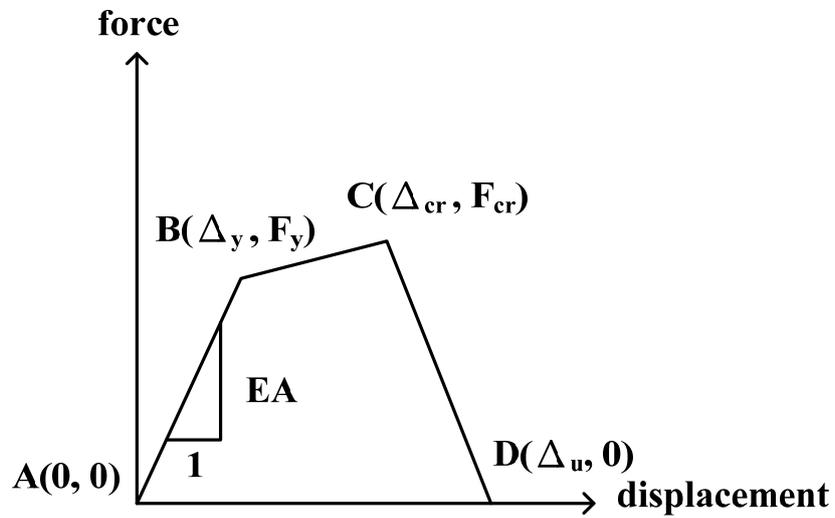


圖4.13 簡化之軸力位移關係示意圖

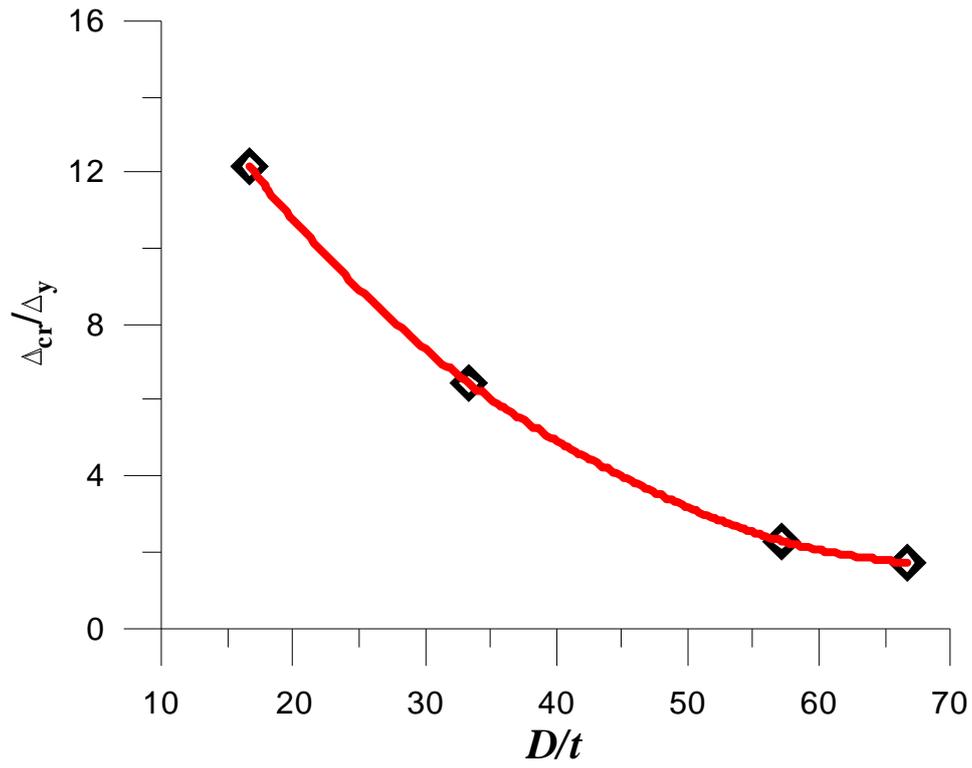


圖4.14 Δ_{cr}/Δ_y 與 D/t 比關係圖

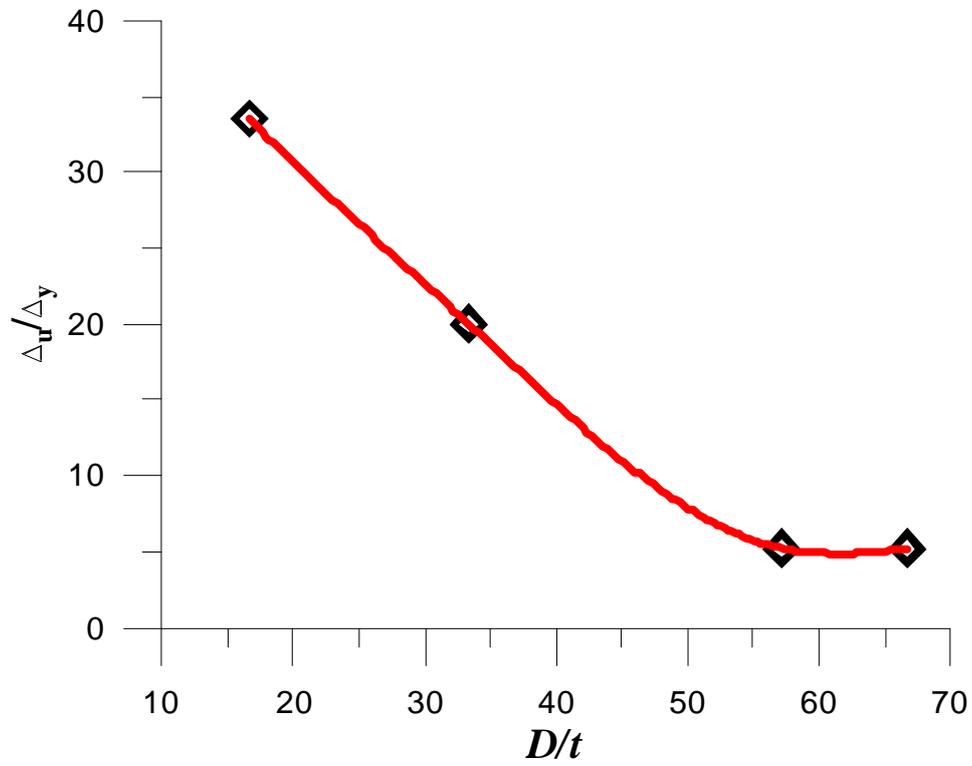


圖4.15 Δ_{cr}/Δ_y 與 D/t 比關係圖

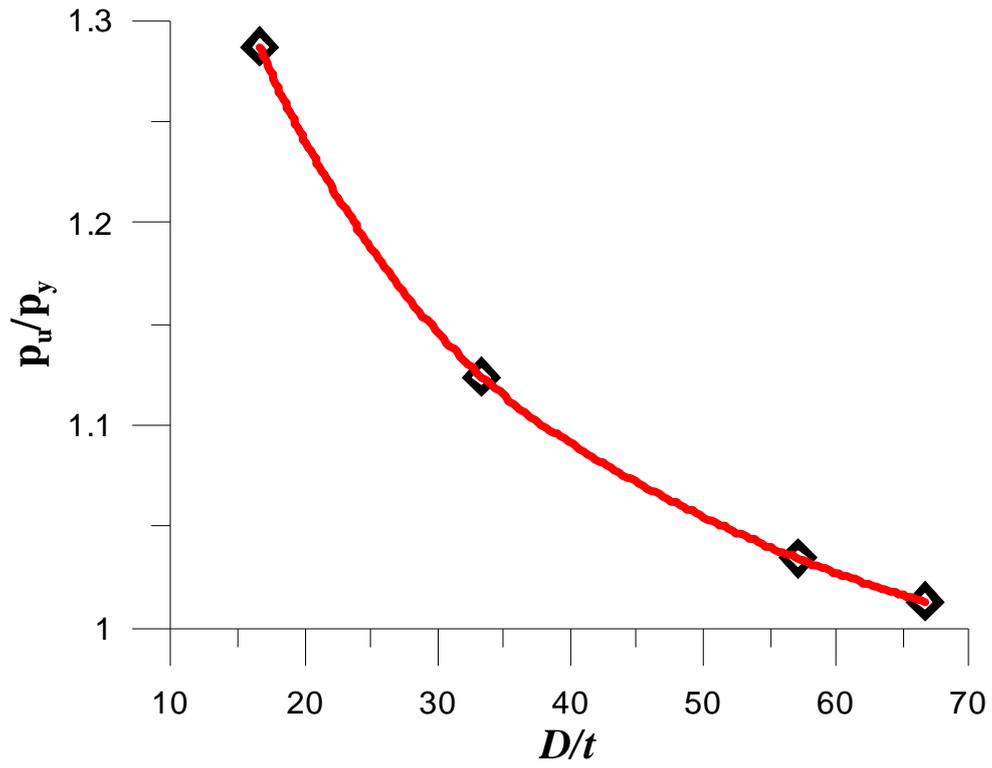


圖4.16 p_u/p_y 與 D/t 比關係圖

第五章 案例分析

本章節主要目的為利用商用有限元軟體 SAP2000 以及前述章節的結論作一非線性側推分析，本章案例分析主要取 DN400 之延性鑄鐵管，當地表方向產生錯動時，稱之為平移斷層(strike-slip fault)，隨著管線與平移斷層之間的夾角不同，管線受力行為也跟著改變，本章節控制滾支承與地面的夾角，模擬管線受平移斷層夾角的影響，當管線與平移斷層之夾角小於 90 度如圖 5.1(a)，管線受斷層錯動行為便是拉力與撓曲控制，當管線與平移斷層夾角大於 90 度如圖 5.1(b)，管線受斷層錯動行為便是壓力與撓曲控制，藉由第四章所取得塑鉸參數，探討管線與平移斷層夾角的相互作用與斷層錯動量的關係，最後與國家地震中心報告[19]、Newmark 與 Hall 的研究[32]結果，作進一步的比較與探討。

5.1 利用 SAP 2000 建立管線側推分析模型

DN400 案例分析中，主要參數條件如土壤性質、管材性質與埋深等參數可參考自來水管埋設工程施工說明書[28]、侯信宇[12]、美國 ASCE(1984)規範[29]、Ha[30]等人之研究與美國康乃爾大學[31]之計畫報告，參數整理如表 5.1。

而軸向土彈簧與管體之間交互作用視為軸向土彈簧未降伏時，土壤與連續管於軸向之交互作用如同靜摩擦，當軸向土彈簧降伏，則兩者之間之行為如同動摩擦，由於本文所使用之土彈簧非線性行為是完美彈塑性，因此當土彈簧降伏後，便無法再提供更高承载力，然而隨著管線於斷層處的軸力漸增，管線為保持力平衡，因此遠離斷層處之土彈簧可能也因此開始降伏，隨著土彈簧降伏範圍越來越大，其軸力也可能開始漸增，為了確保管線長度可以展現出無限管長之非線性行為，本章節參考國家地震中心報告[19]、Newmark 與 Hall 的研究[32]，對於 DN400 之延性鑄鐵管取管長為 372m 來模擬無限管長的軸向行為，對於 SAP2000 而言，為了避免分析時計算量過大，因此在靠近斷層處之 30m 以長度為 0.2 倍直徑的梁元素來模擬，後面的 342m 則以長度為一倍直徑的梁元素來模擬，因此本案例計算非線性

土彈簧時需要分段計算，模擬時在每個梁元素最左邊配置軸力非線性鉸，梁元素中點配置彎矩非線性鉸，圖 5.2 為非線性土彈簧性質。

5.2 管線受平移斷層之案例分析(拉力與撓曲破壞)

本節之案例分析針對管線受平移斷層之錯動行為作一探討，其中本節主要討論管線與平移斷層夾角小於 90 度下之情況，由於本文之模型乃是取半分析，因此如要分析連續管與平移斷層在不同夾角下之行為，則自由端的邊界條件便需修正，本章在探討管線受平移斷層錯動時，假設管線變形為反對稱，因此管線於斷層交界處的位移便沿著斷層面移動，且此一位移量為斷層總錯動量的一半，為了模擬管線於斷層處之位移是沿著斷層面移動之現象，因此本文於數值模型之自由端設置了滾支承(roller)，並改變滾支承支撐面的角度如圖 5.3，分析時便沿著滾支承支撐面方向加載，因為本文是取半分析，因此管線沿著滾支承之位移便為實際上斷層一半總錯動量 $\Delta_f/2$ ，由圖 5.3 可知 $\Delta_f \sin\theta_s/2$ 為一半斷層側向錯動量，而 $\Delta_f \cos\theta_s/2$ 為另一半的斷層軸向錯動量。

本節便由上述修正過之自由端邊界條件來探討管線在不同平移斷層夾角下之行為，其中此節討論七個案例，這七個案例的管線與平移斷層之夾角分別為 90、75、60、45、30、15 與 0 度，本章節分析時有考慮了二階效應與幾何大變形效應。分析結果如圖 5.4、圖 5.7、圖 5.11、圖 5.15、圖 5.19、圖 5.23、圖 5.27 為管線靠近斷層 5m 之破壞示意圖，在以上七個案例之破壞示意圖中，從非線性鉸的顏色便可知道每個梁元素之力與位移關係發展至哪個一階段，其中本文定義當有第一個非線性鉸達到 M_{cr} 或 F_{cr} 時，即塑鉸參數 C 點，則管線便達到破壞，從以上管線達破壞之示意圖可看出儘管數值模型全長為 372m，但是管線之破壞確集中在靠近斷層 5m 附近，圖 5.8、圖 5.12、圖 5.16、圖 5.20、圖 5.24、圖 5.28 則為管線達破壞時，距離斷層 30 公尺附近之撓曲變形圖，其中當管線與平移斷層之夾角為 0 度時，管線只有軸向變形而無撓曲變形，由上述提及之撓曲變形圖可看出，對於撓曲變形而言，當管長為 30m 時，遠離斷層處幾乎已經無撓曲變形，

因此本文分析之模型管長對於模擬無限長連續管之撓曲行為是足夠的，接著進一步討論管線與平移斷層在不同夾角下之破壞行為，首先由圖 5.27 與圖 5.23 可看出當管線與斷層夾角為 90 與 75 度時，均是於斷層附近出現第一個發展至 C 點之非線性鉸，且皆為彎矩非線性鉸，意即靠近斷層處發生了局部挫屈，其中當管線與斷層夾角為 90 度時，發生局部挫屈之位置離斷層約 2.64m，當管線與斷層夾角為 75 度時，則是於靠近斷層 3.12m 處發生局部挫屈，當管線與斷層夾角小於 75 度，破壞形式皆是於滾支承產生軸力破壞，意即對於此案例而言，當管線與斷層夾角小於 75 度，管線皆是在斷層處拉伸破壞，從圖 5.4、圖 5.7、圖 5.11、圖 5.15、圖 5.19 可發現，當管線與斷層夾角為 60 與 45 度時仍有彎矩塑鉸產生，但當管線與斷層夾角為 30 與 15 度時卻無任何彎矩非線性鉸產生，當管線與斷層夾角為 0 度時，由於管線行為完全由軸力主導因此同樣無任何彎矩非線性鉸產生，其中當管線與斷層夾角越小，破壞由撓曲破壞轉變成軸力破壞之主要原因是，在相同錯動量下，管線與斷層夾角越小則軸向變形越大，撓曲變形則越小，且由於分析有考慮了二階分析，因此在二階效應下，因軸拉力產生的二階彎矩會使管線之最大彎矩變小，因此更不容易產生撓曲破壞。分析所得之斷層處力與位移關係如圖 5.5、圖 5.9、圖 5.13、圖 5.17、圖 5.21、圖 5.25、圖 5.29 由以上七個案例之斷層處力與位移關係可看出，當管線與斷層夾角變小時，管線於斷層處之軸力亦隨之變大而剪力則是隨之變小，但從斷層處之力與位移關係可能較不便判斷管線之破壞行為，因此本文另將七個案例之管線達破壞時之彎矩與軸力圖繪於圖 5.6、圖 5.10、圖 5.14、圖 5.18、圖 5.22、圖 5.26、圖 5.30，上述七個案例之彎矩與軸力圖均分別對管構件之臨界彎矩 M_{cr} 與降伏軸力 P_y 正規化，從此節七個案例之管線達破壞的彎矩與軸力圖可看出，當管線與平移斷層夾角為 90 與 75 度時，彎矩圖之最大正規化彎矩值達到 1 而軸力圖之最大正規化軸力值小於 1，因此是撓曲破壞，隨著管線與平移斷層夾角變小，彎矩圖之最大正規化彎矩值小於 1 而軸力圖之最大正規化軸力值達到 1，因此是軸力破壞，最後由七個案例之彎矩與軸力圖可看出，在遠離斷層 200m 後，管線幾乎已經無彎矩與軸力，由此可知本文於此案例之數值模型管長是足夠的。

本章節主要是針對壓力塑性鉸參數作適當修正，由上述管線破壞型態可以知道，改變壓力塑鉸參數對於拉力與撓曲破壞的管線影響不大，並無法改變管線破壞行為與斷層管線受力與位移關係，更重要的是對於斷層容許錯動量也無實質影響，在國家地震中心報告[19]的研究中，曾經對於斷層容許錯動量的分析結果與 Newmark and Hall[32]的理論值作一對比，而本章節的非線性側推分析結果，跟上述學者之言就比較之下，則與國家地震中心報告[19]的研究結果較為吻合，拉力與撓曲控制的容許斷層錯動量如表 5.2，圖 5.31。

5.3 管線受平移斷層案例分析(壓力與撓曲破壞)

本節所探討之案例為管線與平移斷層夾角大於 90 度之情形如圖 5.1(b)，本節共探討了六個案例，這六個案例之斷層角分別為 105、120、135、150、165 與 180 度，分析結果如圖 5.32、圖 5.36、圖 5.40、圖 5.44、圖 5.48、圖 5.52 為管線靠近斷層 5m 之破壞示意圖，同樣地在這六個案例中，管線之破壞範圍同樣是在靠近斷層 5m 處，圖 5.33、圖 5.37、圖 5.41、圖 5.45 與圖 5.49 為管線達破壞時之靠近斷層 30m 處之撓曲變形，同樣由於當管線與平移斷層夾角為 180 度時，管線行為是軸力主導因此無撓曲變形，由撓曲變形同樣可看出對於撓曲變形而言，遠離斷層 30m 後幾乎無撓曲變形，因此本文模型長度是足夠的，接著進一步討論管線之破壞行為，首先從圖 5.32、圖 5.36、圖 5.40，可看出當管線與平移斷層夾角為 105、120 與 135 度時，管線之破壞行為均是撓曲破壞，從圖 5.44、圖 5.48、圖 5.52，則可看出當管線與平移斷層夾角為 150、165 與 180 度時，在同一錯動量下，管線的軸向變形大於側向變形，因此為軸力破壞，在比較圖 5.11 與圖 5.44 可發現，當管線與平移斷層夾角為 30 度與 150 度時，雖然側向錯動量與軸向錯動量的比值相同，但是在二階效應的分析下，因拉力產生之二階彎矩會使管線之最大彎矩變小，因壓力產生之二階彎矩使管線的最大彎矩變大，因此當管線與平移斷層夾角為 30 度時，管線達破壞時，並無任何彎矩非線性鉸產生，但是當管線與平移斷層夾角為 150 度時，管線達破壞時，卻有

部分彎矩非線性鉸在斷層附近發生。

分析之斷層處力與位移關係則如圖 5.34、圖 5.38、圖 5.42、圖 5.46、圖 5.50、圖 5.53，從此節六個案例之斷層處力與位移關係可看出，當管線與平移斷層夾角變大時，管線於斷層處之軸力便隨之增大而剪力則是隨之減小，同樣由於從管線於斷層處之力與位移關係不易判斷管線之破壞行為，因此此節同樣將六個案例之管線達破壞時之正規化彎矩與軸力圖如圖 5.35、圖 5.39、圖 5.43 可看出，當管線與平移斷層夾角為 105、120 與 135 度時，正規化彎矩圖之最大彎矩值達到 1 而正規化軸力圖之最大軸力小於 1，因此可知是撓曲破壞，由圖 5.47、圖 5.51、圖 5.54 則可看出，當管線與平移斷層夾角為 150、165 與 180 度時，正規化彎矩圖之最大彎矩值小於 1 而正規化軸力圖之最大軸力達到 1，因此可知是軸力破壞。接著比較容許斷層錯動量如表 5.2、表 5.3 與圖 5.55，由圖 5.55 可發現管線在不同角度下之容許錯動量並非與 90 度對稱，即斷層角為 105 度時之容許錯動量不等同於斷層角為 75 度時之容許錯動量，且可發現當管線行為是壓力與撓曲控制時，其容許錯動量一般會比拉力與撓曲控制下的容許錯動量還小，其原因為，本文之分析有考慮二階效應，在二階效應之分析下，當管線於斷層處是受拉力時，管線之最大彎矩會因二階效應變小，反之當斷層是受壓力時，管線之最大彎矩反而因為二階效應變大，因此當管線是受壓力與彎矩時反而更容易發生局部挫屈，故管線受壓力與撓曲控制時，管線之容許錯動量會變小，此一現象對於管線在拉力與撓曲控制下是撓曲破壞的案例更為明顯，以斷層角 75 度與 105 度之分析結果為例，當斷層角是 75 度時其破壞行為是撓曲破壞，且容許錯動量為 0.578m，但是當斷層角為 105 度時，儘管此兩個案例之斷層側向錯動量與斷層軸向錯動量比值相同，但在二階效應的影響下，斷層角為 105 度時，其容許錯動量卻只有 0.3411m，此值只有斷層角為 75 度下之錯動量的 60%，最後由表 5.2、表 5.3 與圖 5.55 可看出當管線與平移斷層之夾角為 0、15、165 與 180 度時，由於管線之行為幾乎完全由軸力主導，因此分析所得之容許錯動量無太大差異。

由表 5.3 與圖 5.55 的比較下，可以發現本文對於非線性側推模型的壓力塑鉸參數修正，在壓力控制的斷層夾角下與國家地震中心報告[19]的研究作

比較之下有下降趨勢，斷層夾角為 150、165、180 度時，管線破壞模式為壓力破壞，下降比率依序為 4.23%、4.19%、4.16%。

表5.1 案例分析數值模擬之參數整理[28][29][30][31]

標稱管徑	DN400
埋設深度 H(至管中心距離)	72.875
側向土彈簧極限承载力 $P_u(kN/m)$	0.03625
側向土彈簧降伏位移 $y_u(m)$	0.03625
側向土彈簧徑度(kN/m^2)	2010.345
軸向土彈簧極限承载力 $f_u(kN/m)$	8.825
軸向土彈簧降伏位移 $x_u(m)$	0.00254
軸向土彈簧徑度(kN/m^2)	3474.41
管材彈性模數 $E=167GPa$ ，土壤單位重 $\gamma_s=20kN/m^3$ ，土壤內磨擦角 $\phi=40^\circ$ ，管材與土壤間磨擦係數 $\mu_0=0.8$ 。unit：kN、m	

表5.2 斷層容許錯動量比較(拉力與撓曲控制)

管線與平移斷層 夾角	本文之研 究	國家地震中心報告 [19]	Newmark and Hall(1975)
0	0.3689	0.3689	0.3508
15	0.3809	0.3808	0.3632
30	0.4213	0.4211	0.405
45	0.5074	0.5073	0.4959
60	0.6612	0.6903	0.7007
75	0.578	0.579	1.346
90	0.4217	0.3937	16.156
Unit: m			

表5.3 斷層容許錯動量比較(壓力與撓曲控制)

管線與平移斷層夾角	本文之研究	國家地震中心報告[19]
105	0.3411	0.3412
120	0.3532	0.3533
135	0.4053	0.4055
150	0.4150	0.4333
165	0.3676	0.3837
180	0.3535	0.3689

Unit: m

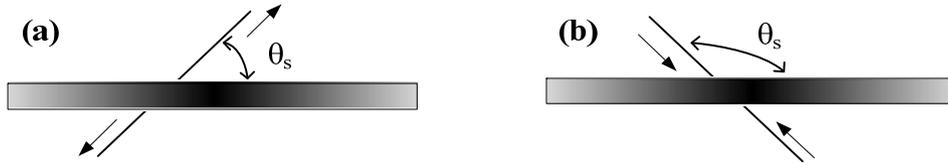


圖5.1 管線受斷層錯動示意圖

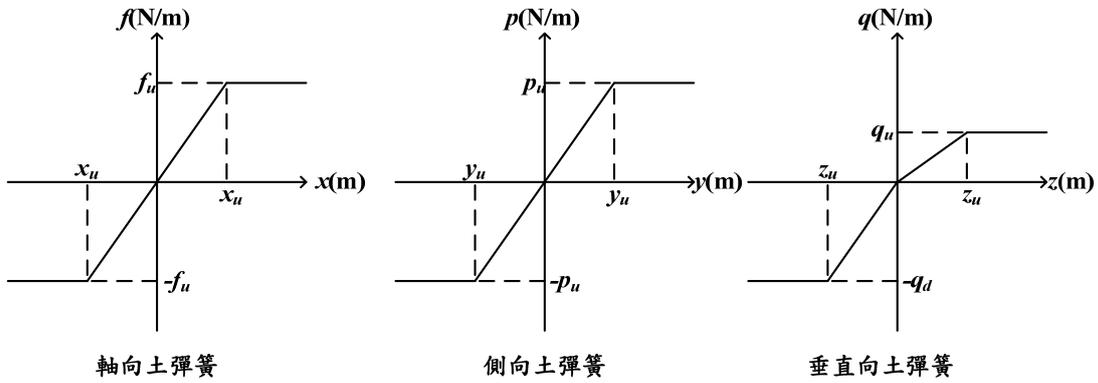


圖5.2 ASCE(1984)所定義之非線性土彈簧示意圖

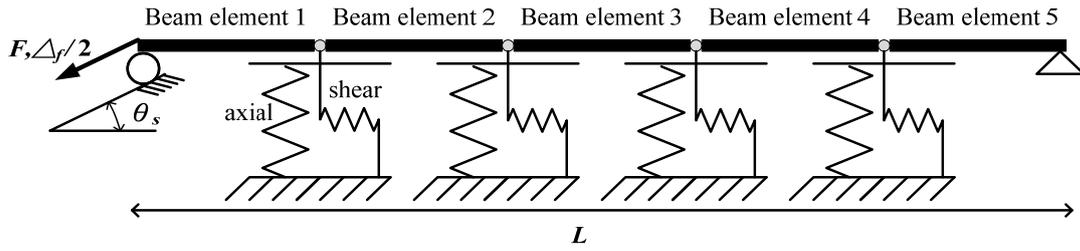


圖5.3 自由端修正後之數值模型[19]



圖5.4 管線與平移斷層夾角為0度之破壞示意圖(拉力破壞)

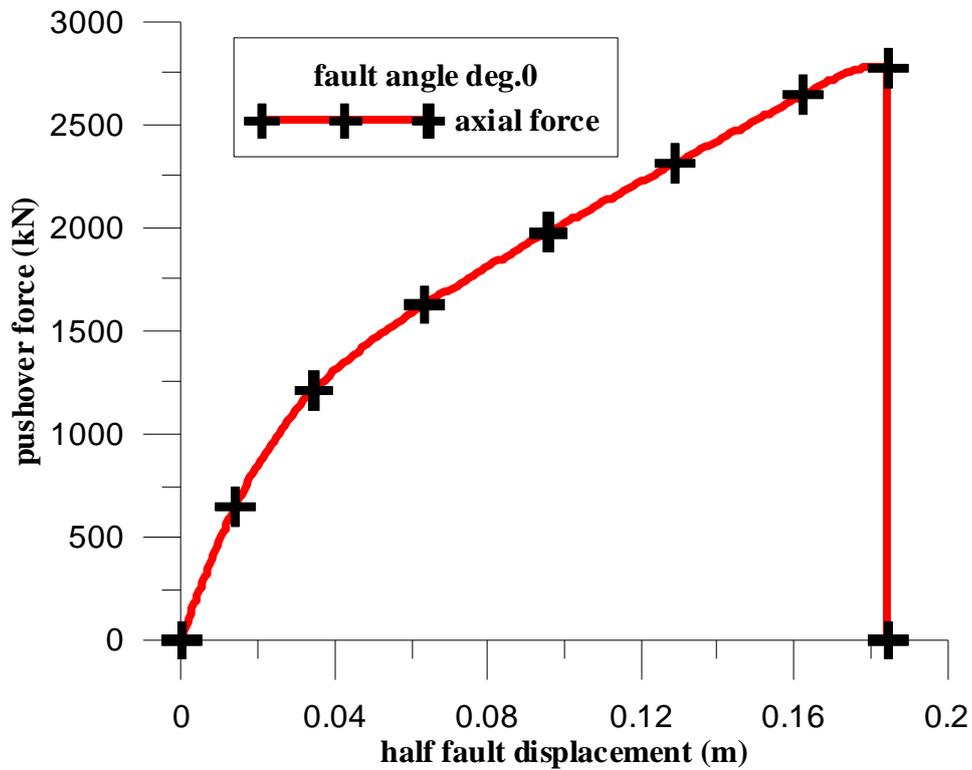


圖5.5 管線於斷層處之力與位移關係(管線與平移斷層夾角為0度)

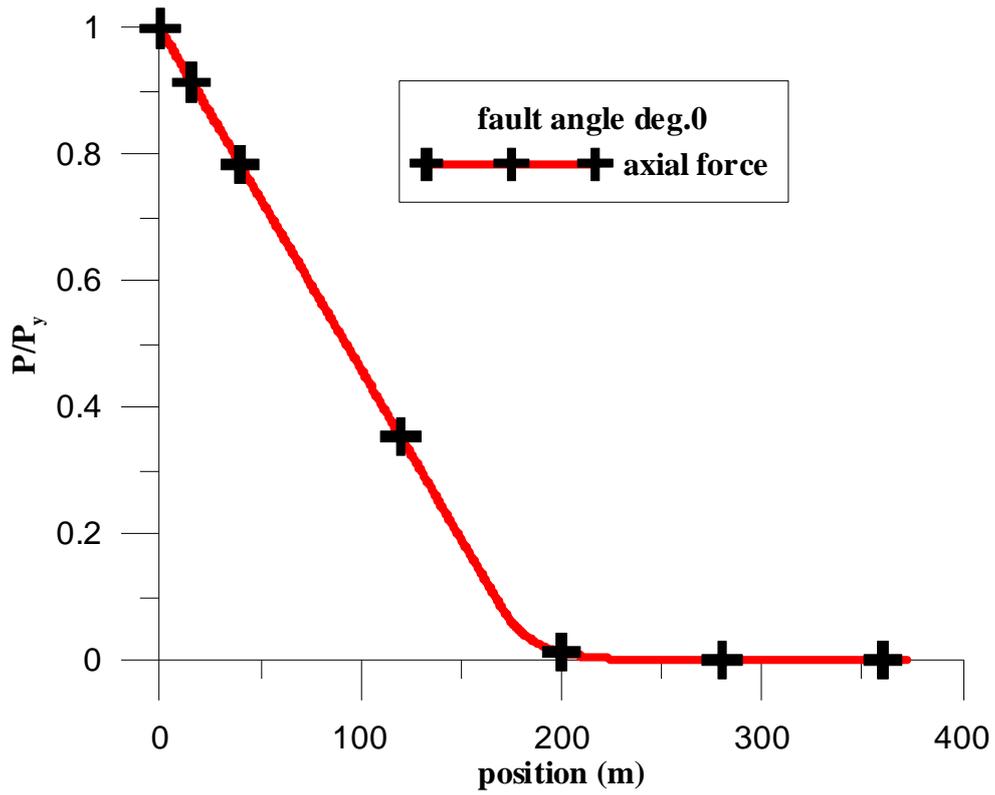


圖5.6 管線破壞時之軸力圖(管線與平移斷層夾角為0度)

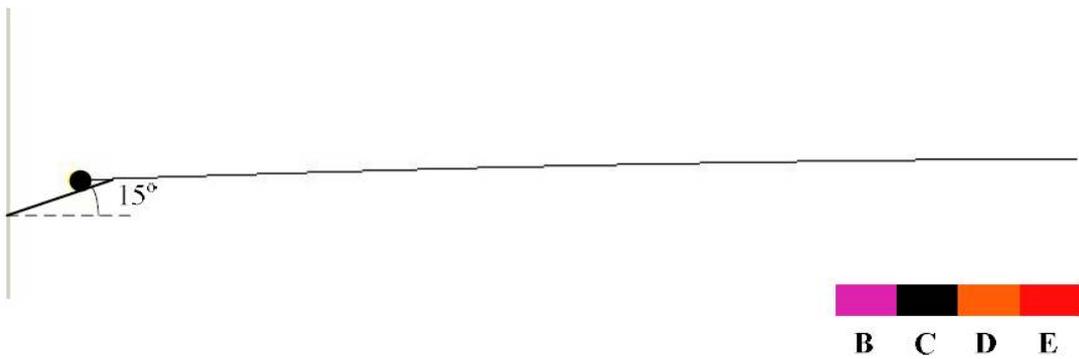


圖5.7 管線與平移斷層夾角為15度之破壞示意圖(拉力破壞)

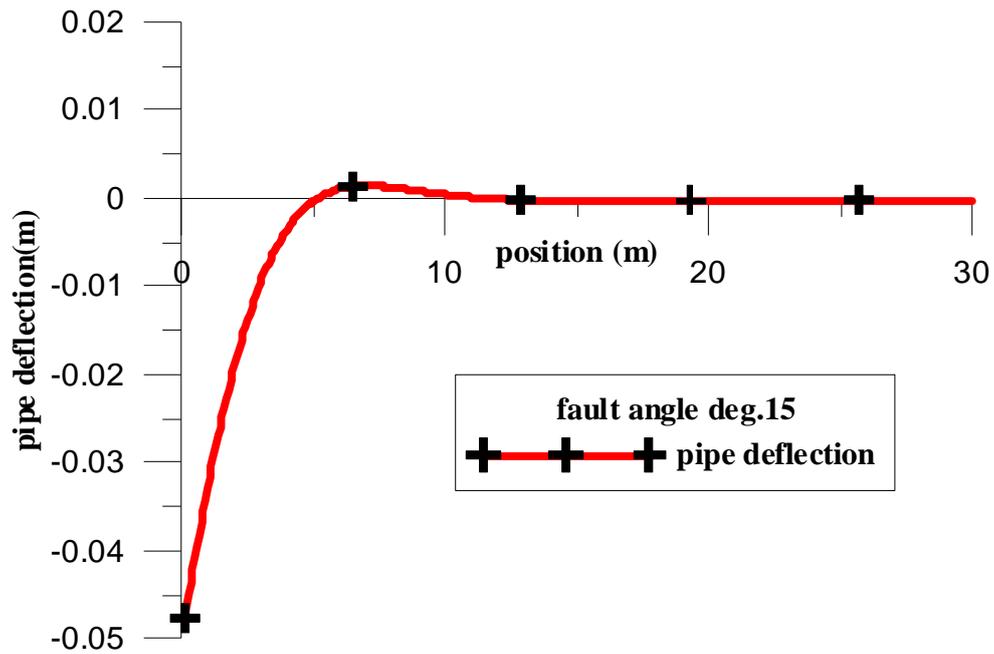


圖5.8 線破壞時之撓曲變形圖(管線與平移斷層夾角為 15 度)

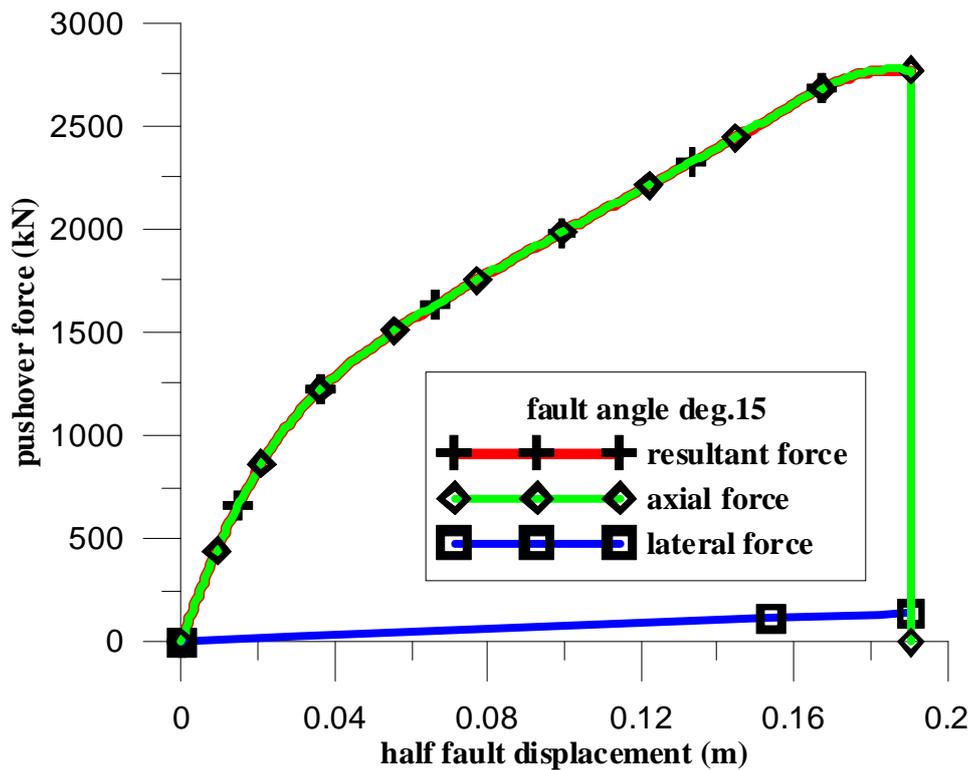


圖5.9 管線於斷層處之力與位移關係(管線與平移斷層夾角為 15 度)

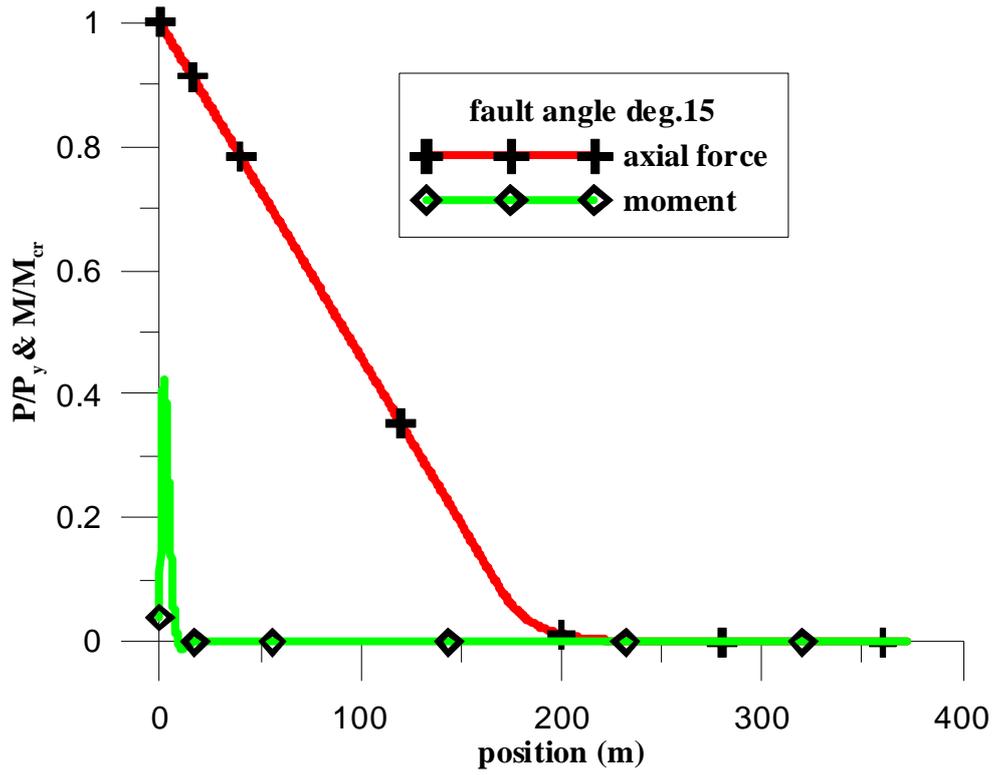


圖5.10 管線破壞時之軸力與彎矩圖(管線與平移斷層夾角為 15 度)

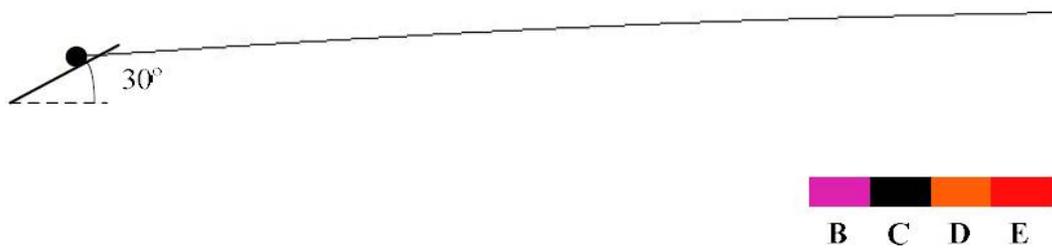


圖5.11 管線與平移斷層夾角為 30 度之破壞示意圖(拉力破壞)

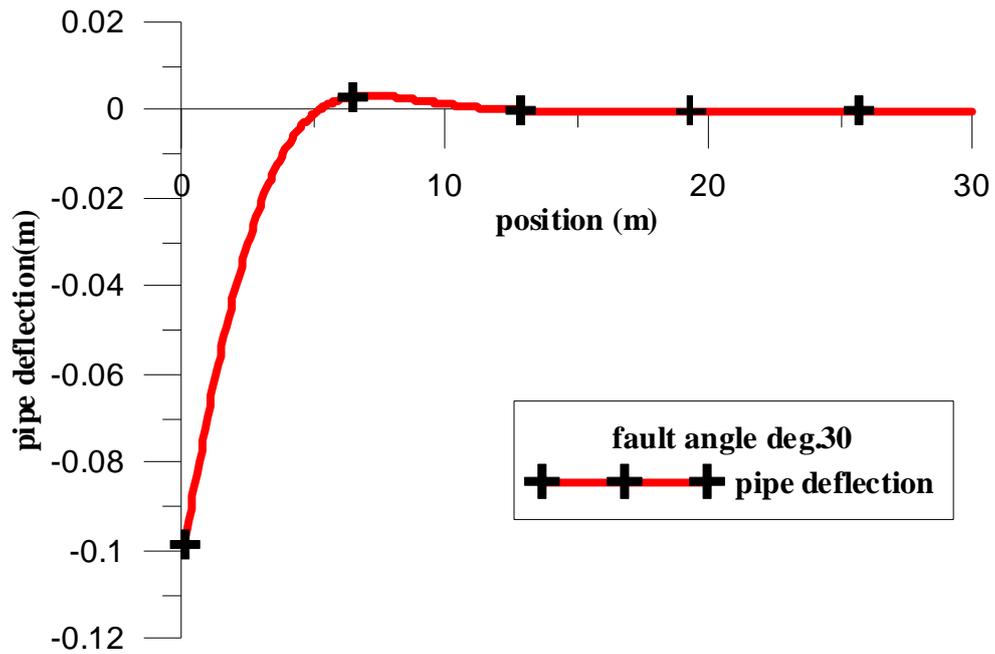


圖5.12 管線破壞時之撓曲變形圖(管線與平移斷層夾角為 30 度)

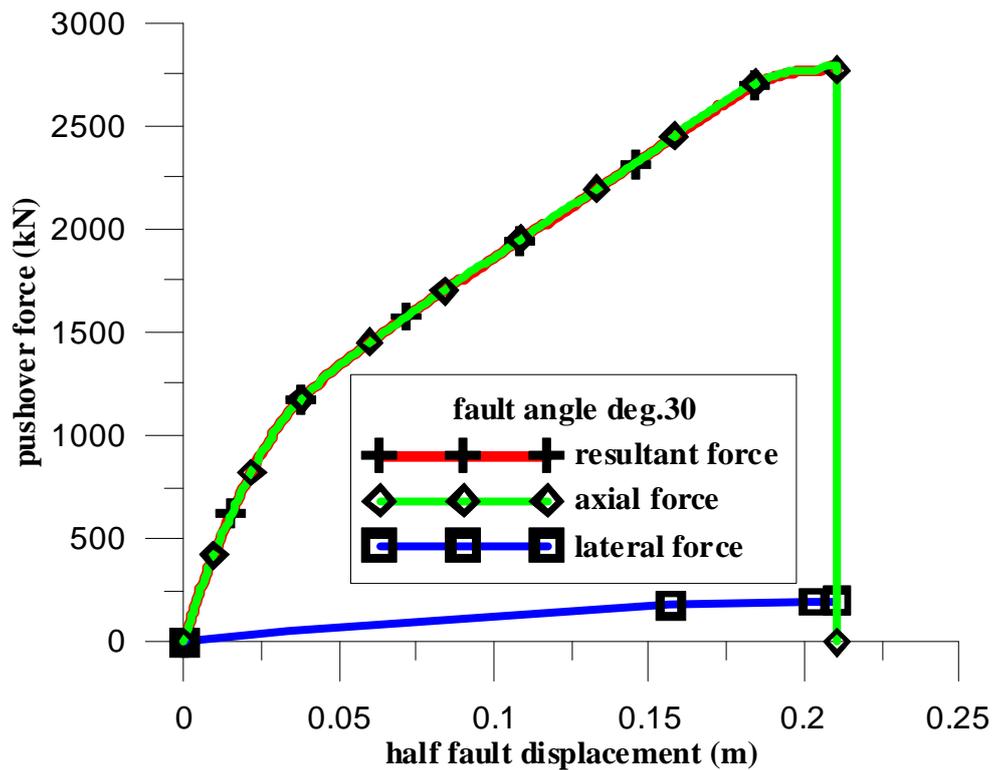


圖5.13 管線於斷層處之力與位移關係(管線與平移斷層夾角為 30 度)

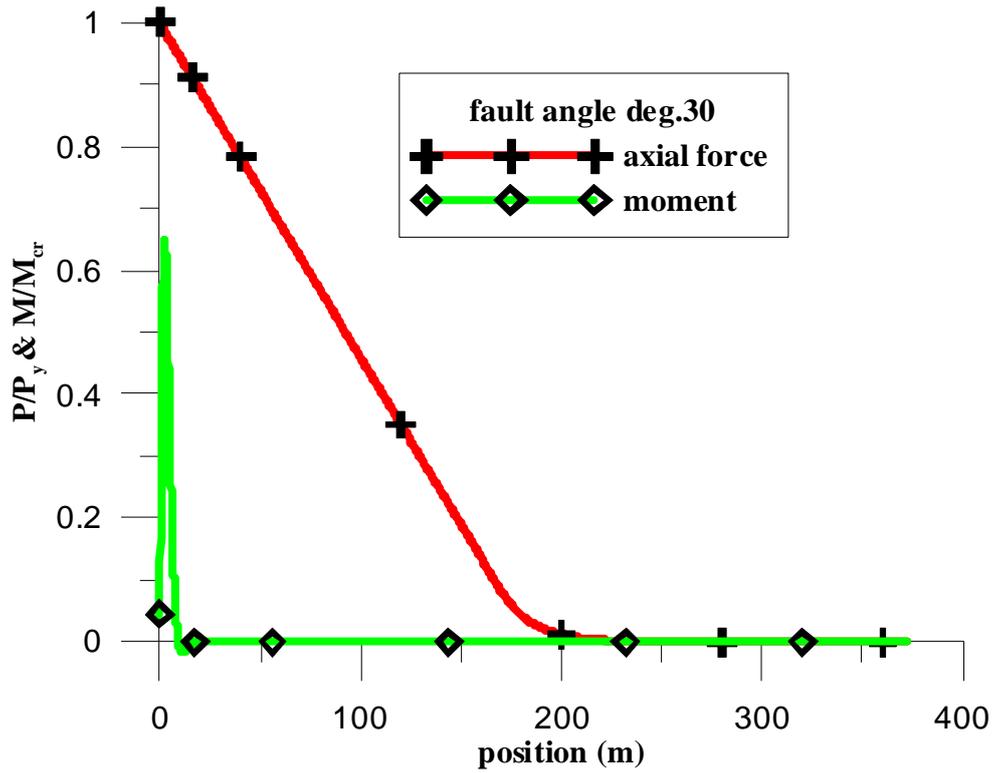


圖5.14 管線破壞時之軸力與彎矩圖(管線與平移斷層夾角為 30 度)

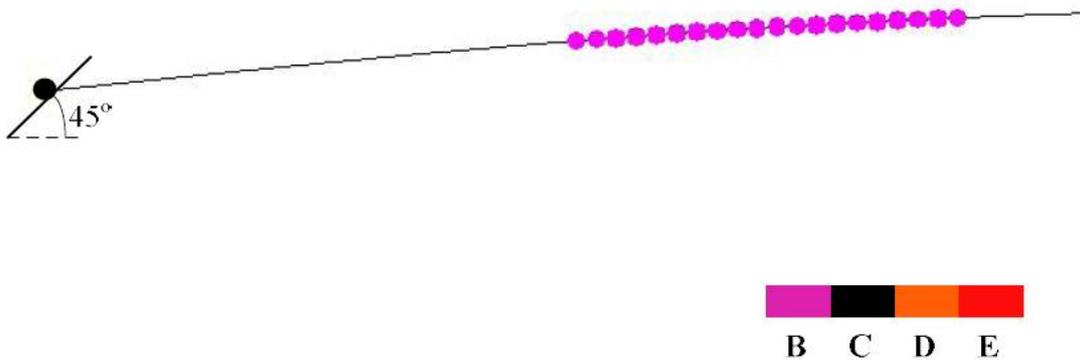


圖5.15 管線與平移斷層夾角為 45 度之破壞示意圖(拉力破壞)

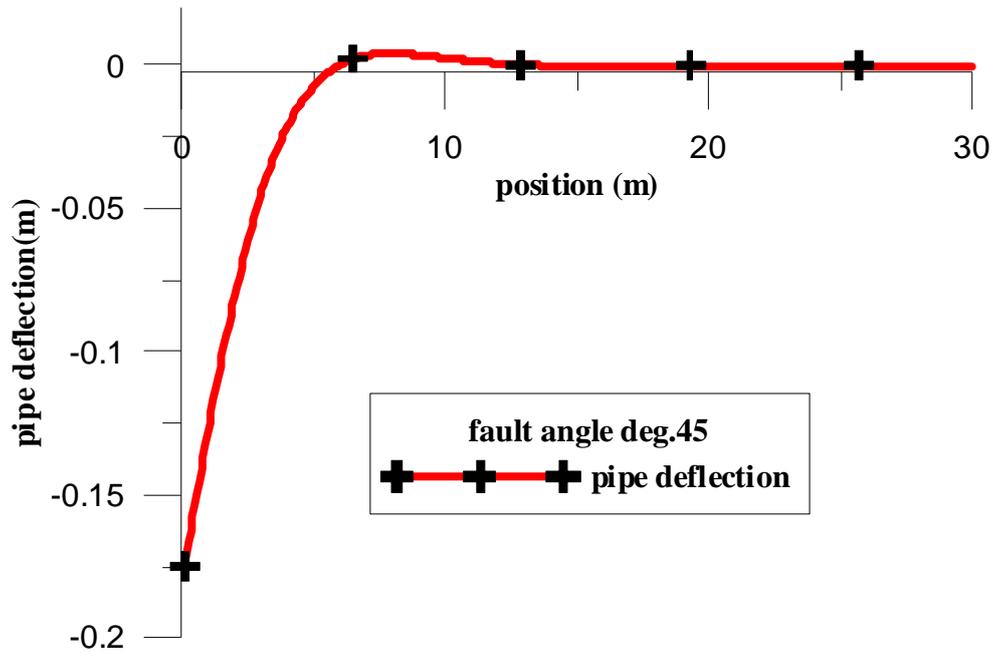


圖5.16 管線破壞時之撓曲變形圖(管線與平移斷層夾角為 45 度)

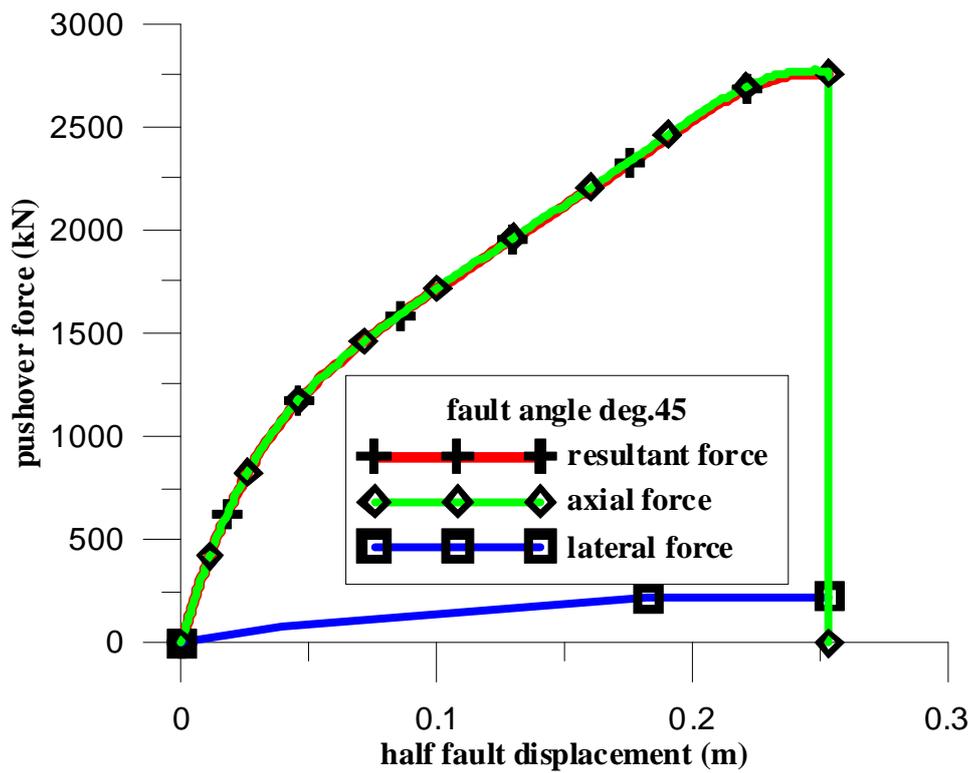


圖5.17 管線於斷層處之力與位移關係(管線與平移斷層夾角為 45 度)

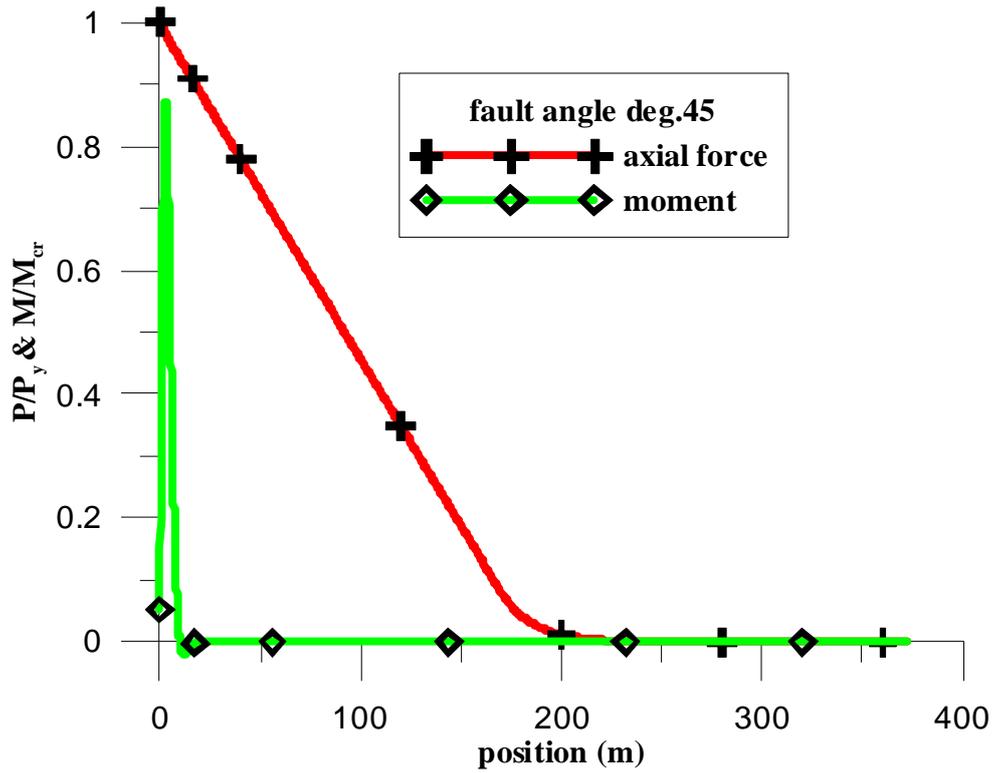


圖5.18 管線破壞時之軸力與彎矩圖(管線與平移斷層夾角為 45 度)

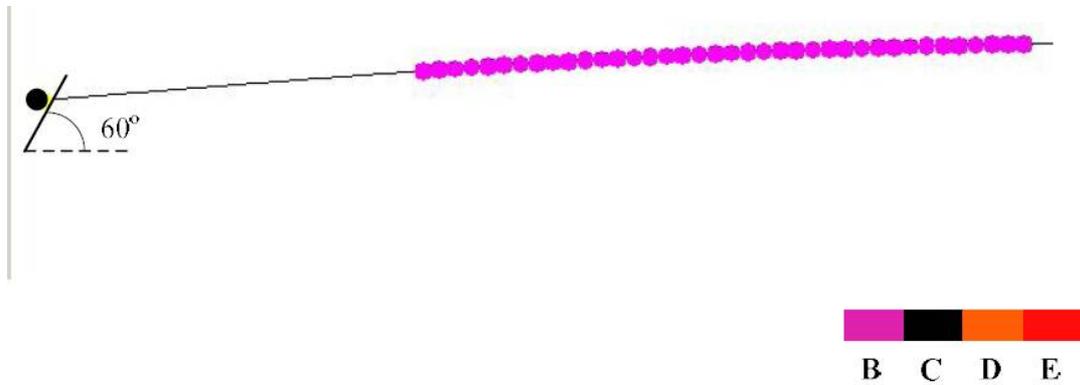


圖5.19 管線與平移斷層夾角為 60 度之破壞示意圖(拉力破壞)

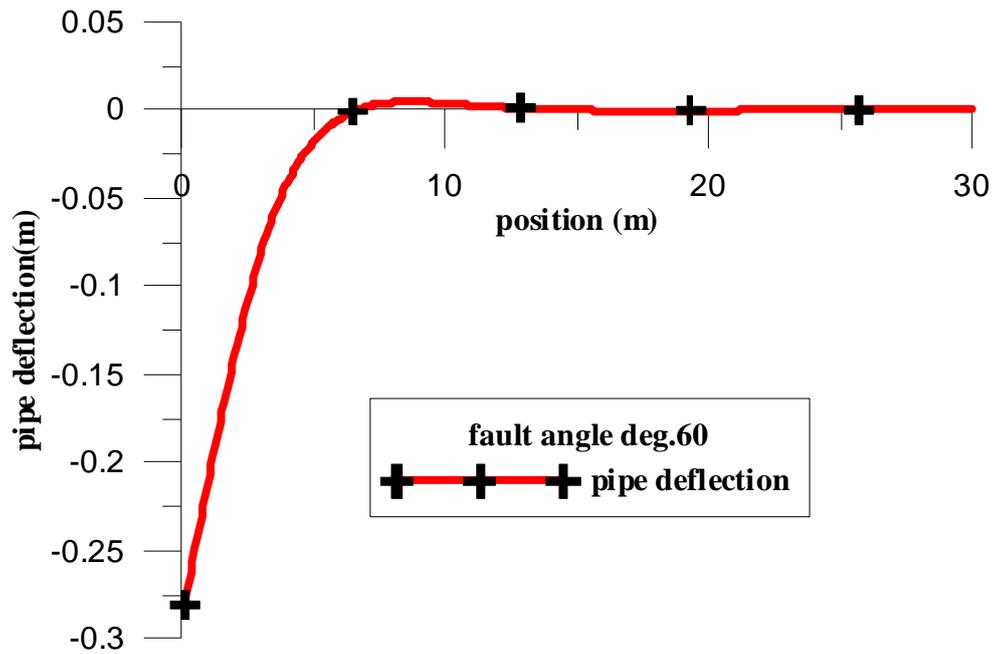


圖5.20 管線破壞時之撓曲變形圖(管線與平移斷層夾角為 60 度)

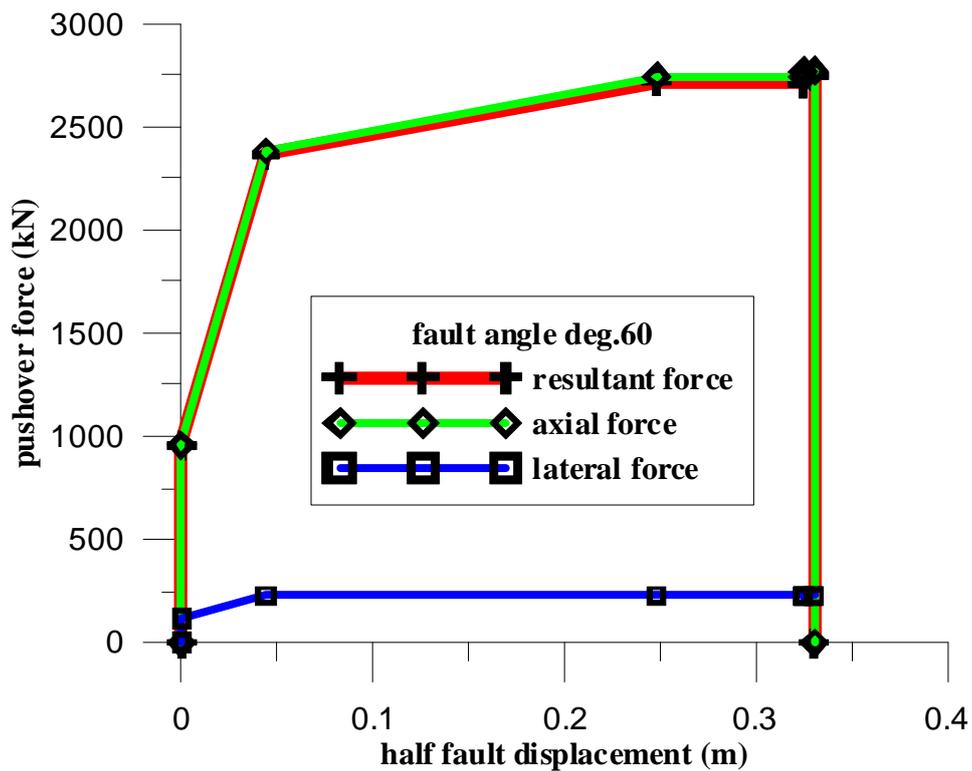


圖5.21 管線於斷層處之力與位移關係(管線與平移斷層夾角為 60 度)

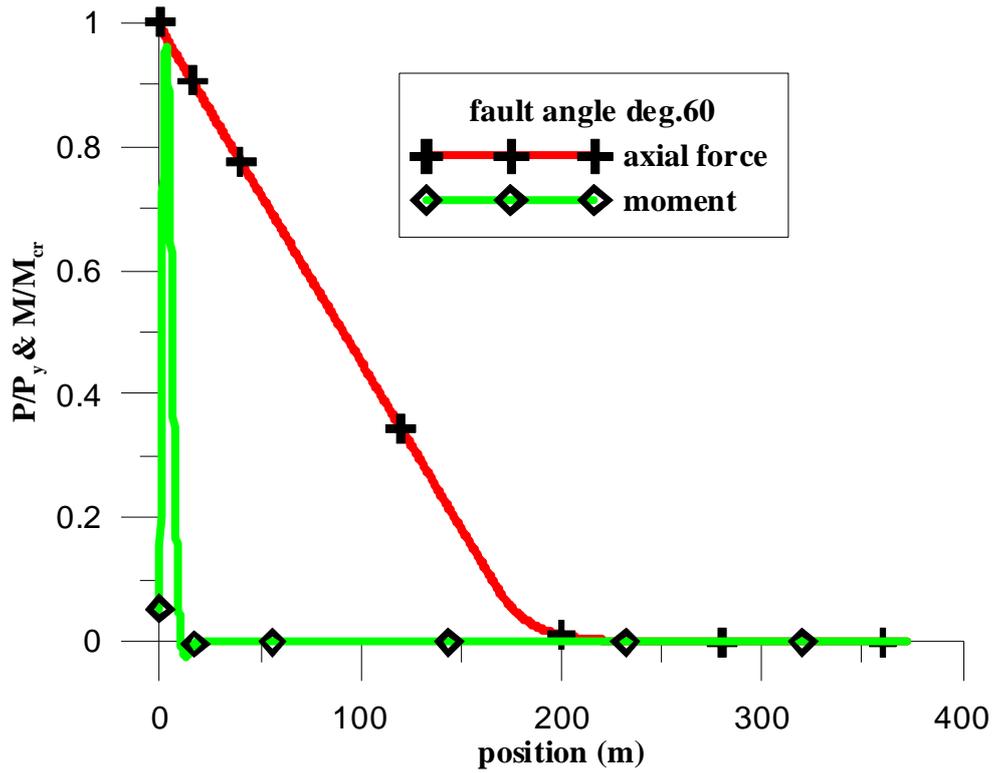


圖5.22 管線破壞時之軸力與彎矩圖(管線與平移斷層夾角為 60 度)

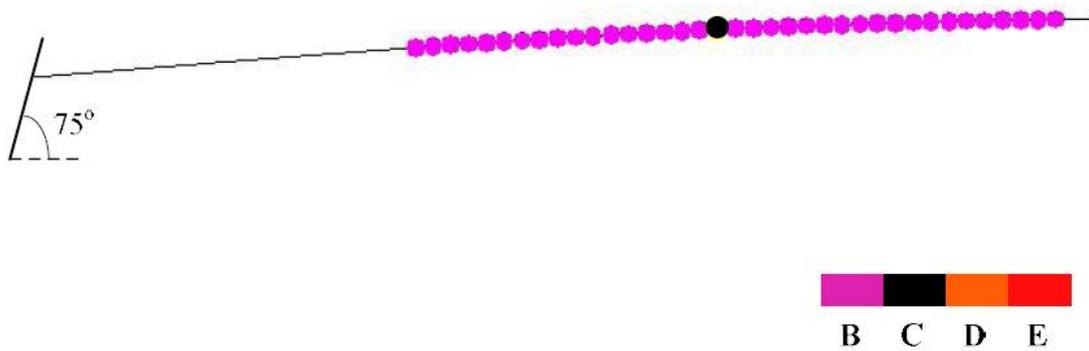


圖5.23 管線與平移斷層夾角為 75 度之破壞示意圖(撓曲破壞)

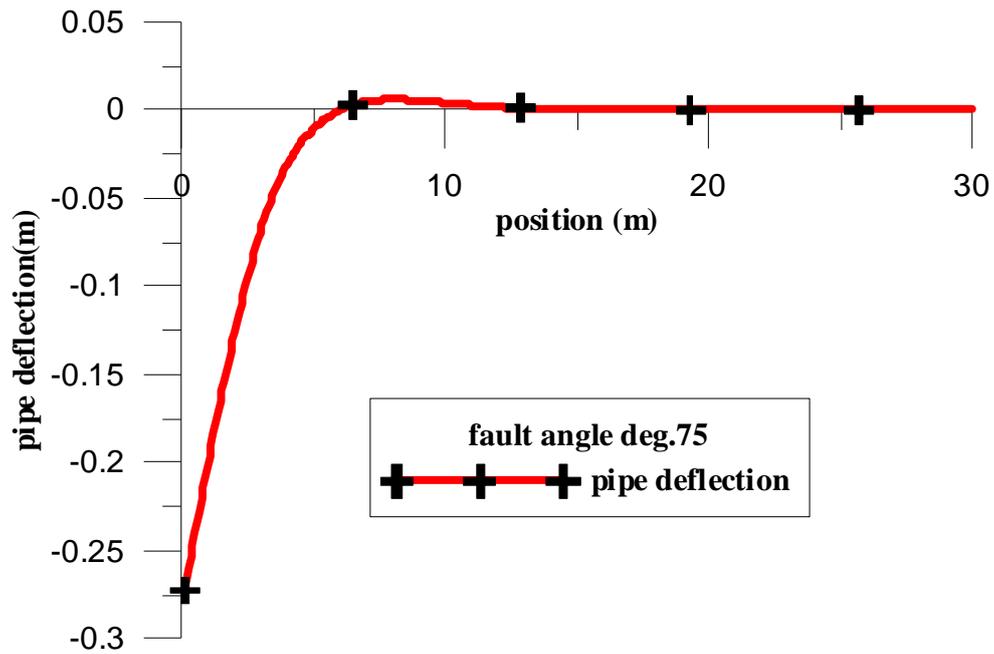


圖5.24 管線破壞時之撓曲變形圖(管線與平移斷層夾角為 75 度)

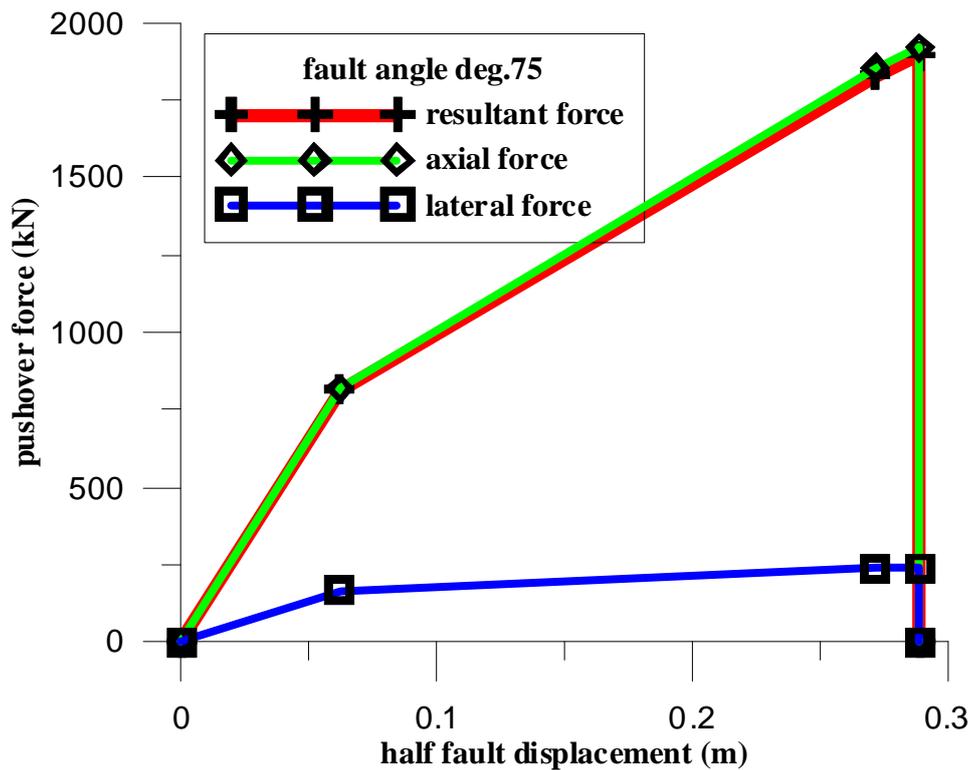


圖5.25 管線於斷層處之力與位移關係(管線與平移斷層夾角為 75 度)

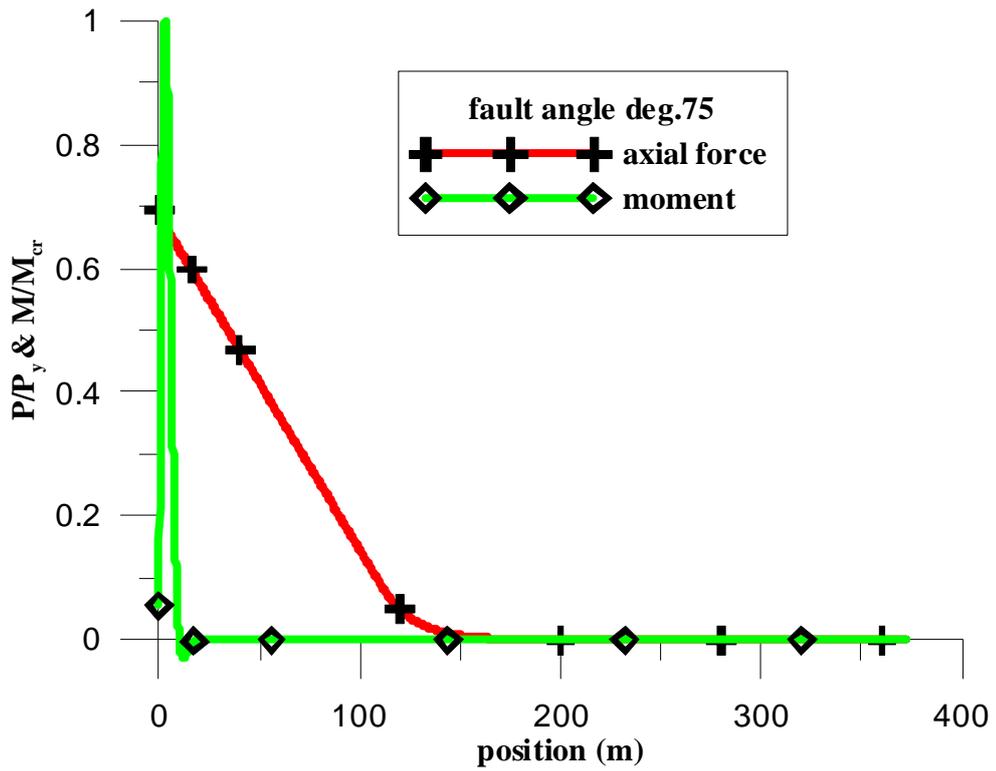


圖5.26 管線破壞時之軸力與彎矩圖(管線與平移斷層夾角為 75 度)

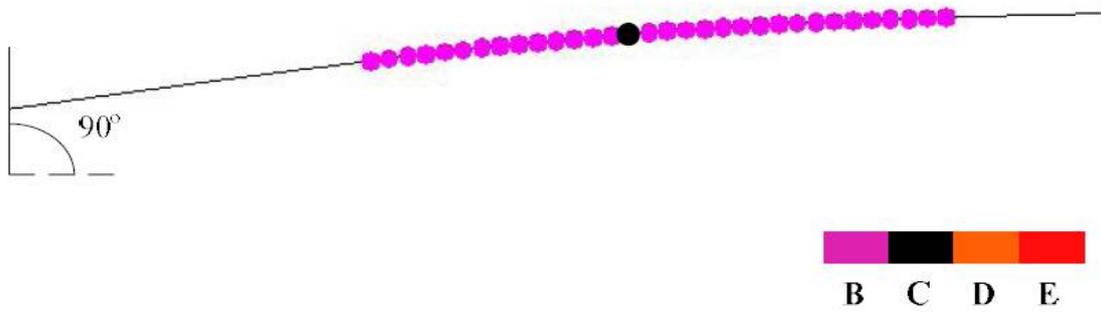


圖5.27 管線與平移斷層夾角為 90 度之破壞示意圖(撓曲破壞)

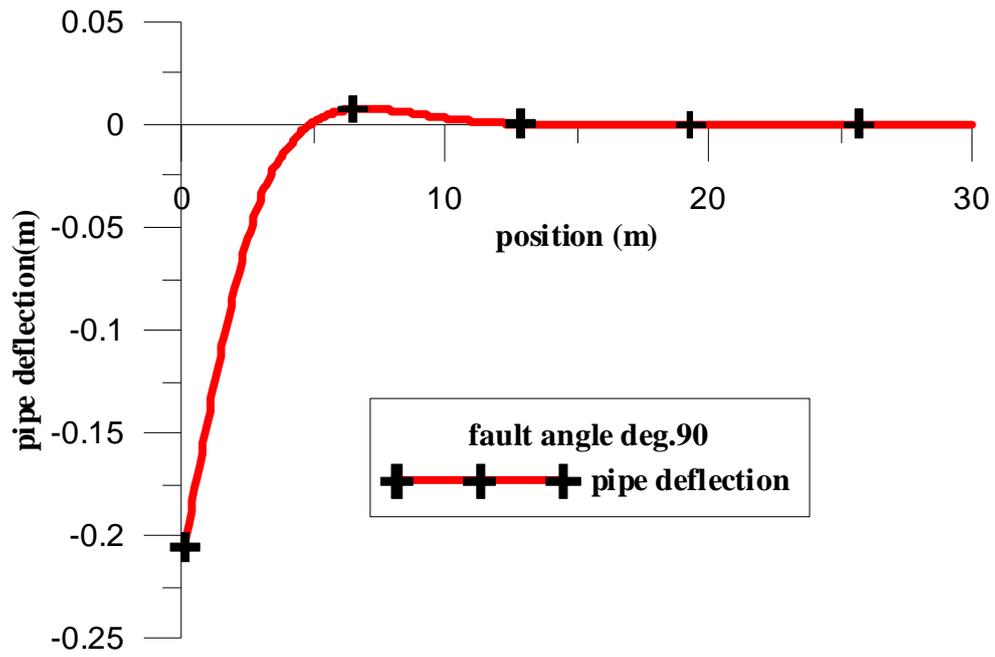


圖5.28 管線破壞時之撓曲變形圖(管線與平移斷層夾角為 90 度)

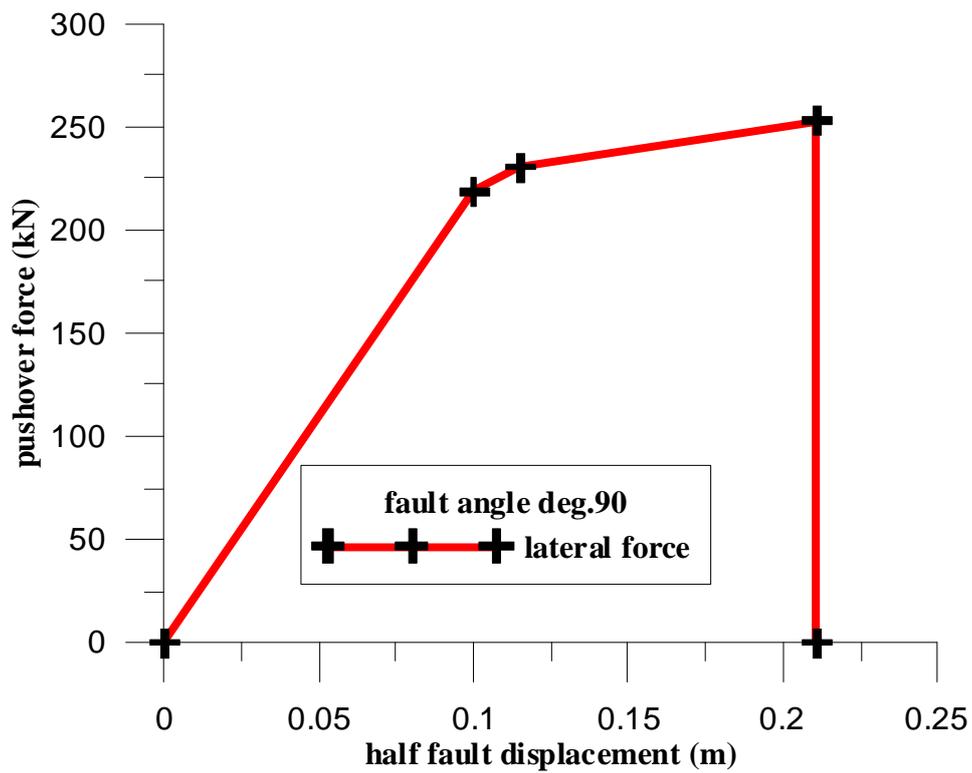


圖5.29 管線於斷層處之力與位移關係(管線與平移斷層夾角為 90 度)

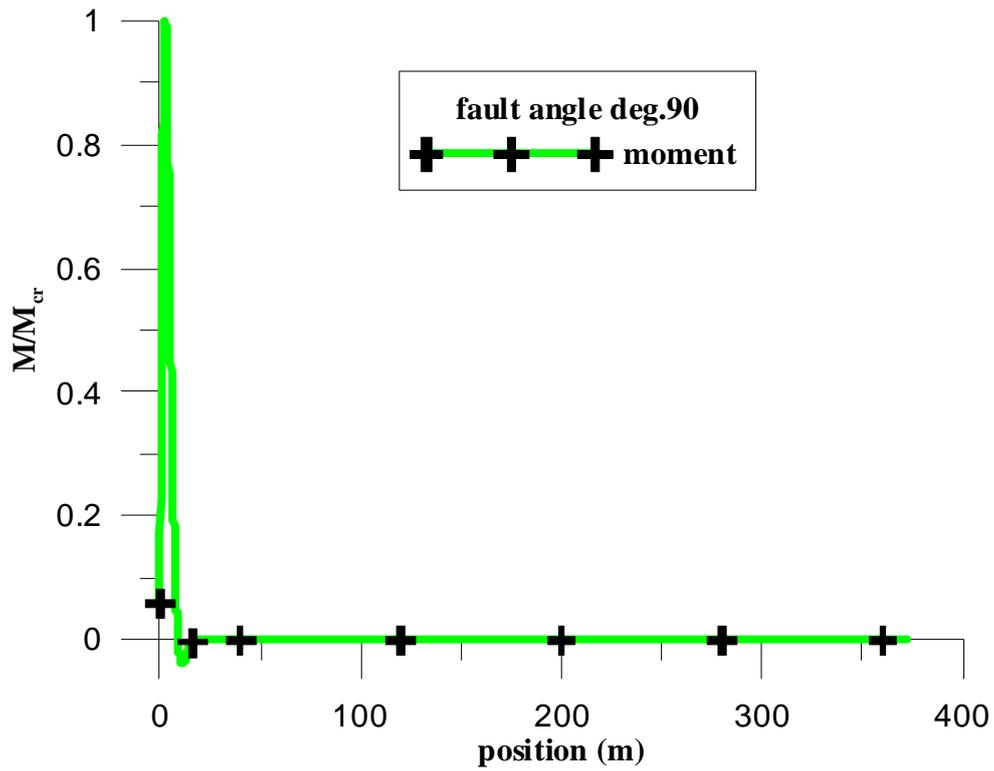


圖5.30 管線破壞時之彎矩圖(管線與平移斷層夾角為 90 度)

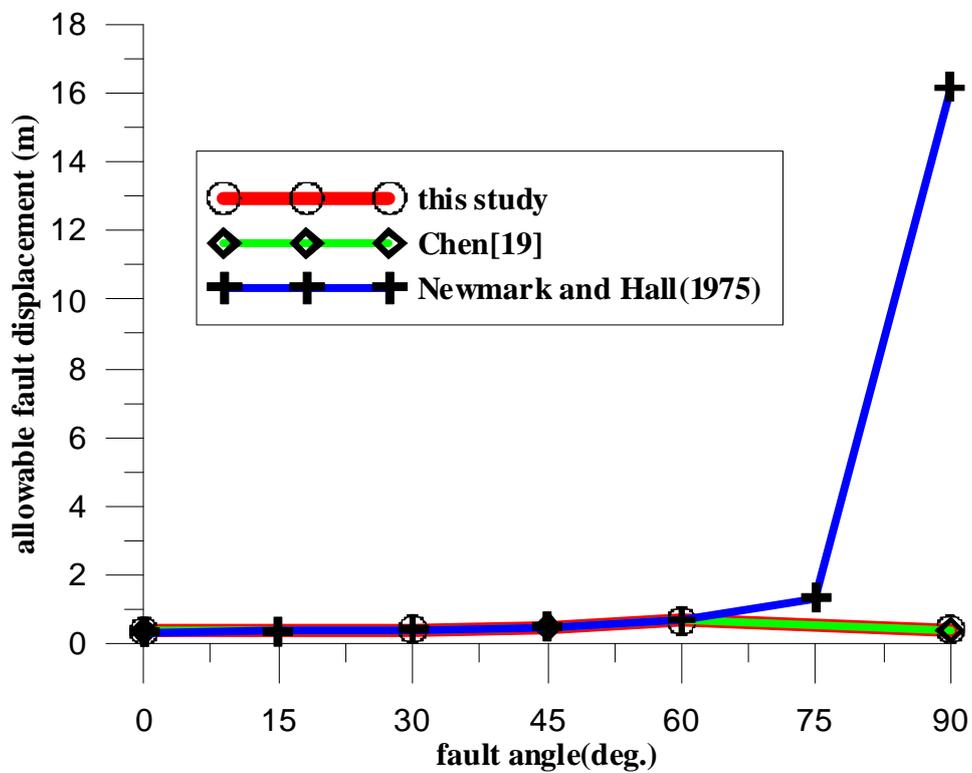


圖5.31 斷層容許錯動量比較(0 至 90 度)

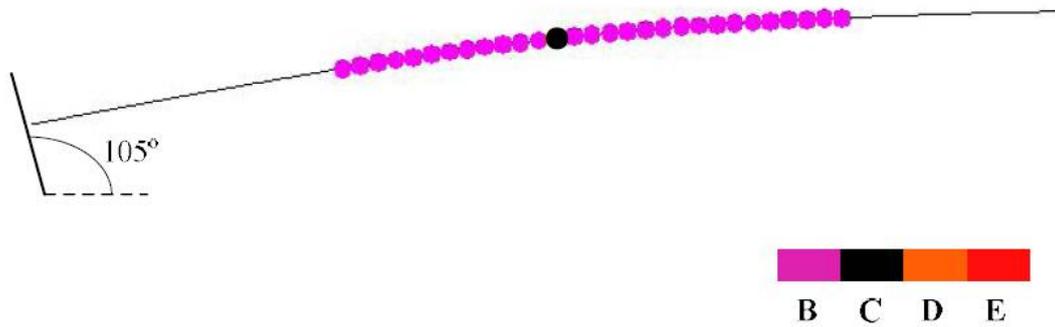


圖5.32 管線與平移斷層夾角為 105 度之破壞示意圖(撓曲破壞)

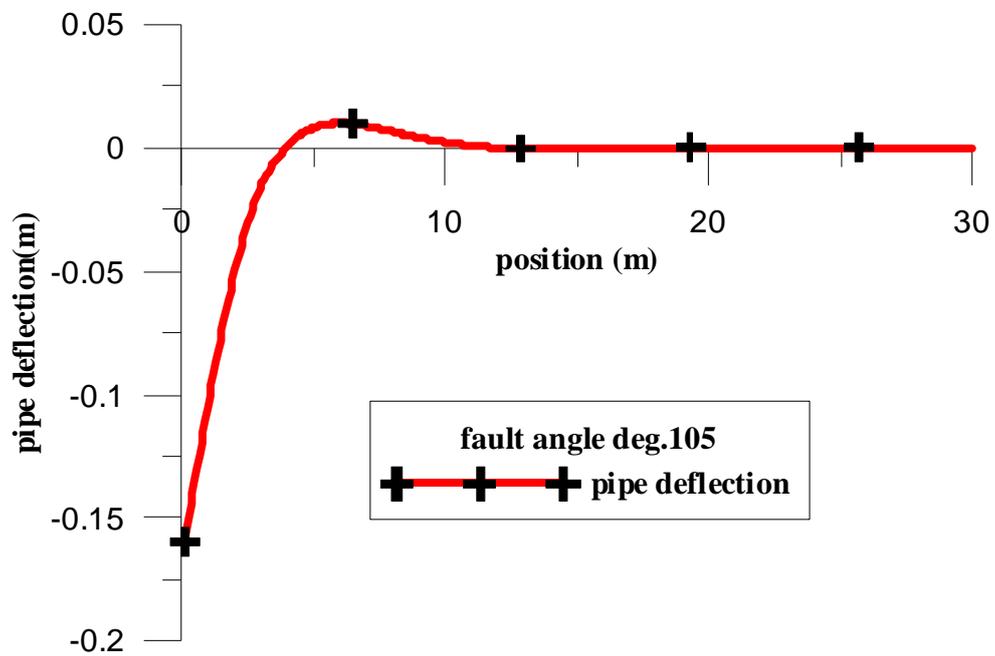


圖5.33 管線破壞時之撓曲變形圖(管線與平移斷層夾角為 105 度)

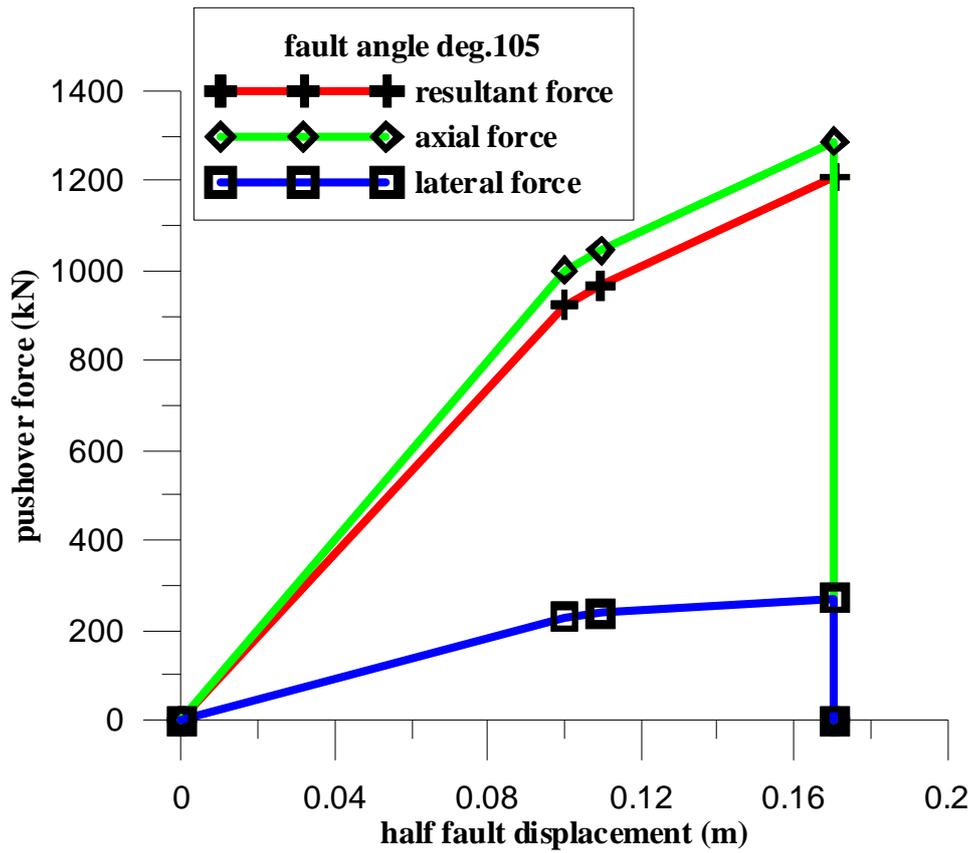


圖5.34 管線於斷層處之力與位移關係(管線與平移斷層夾角為 105 度)

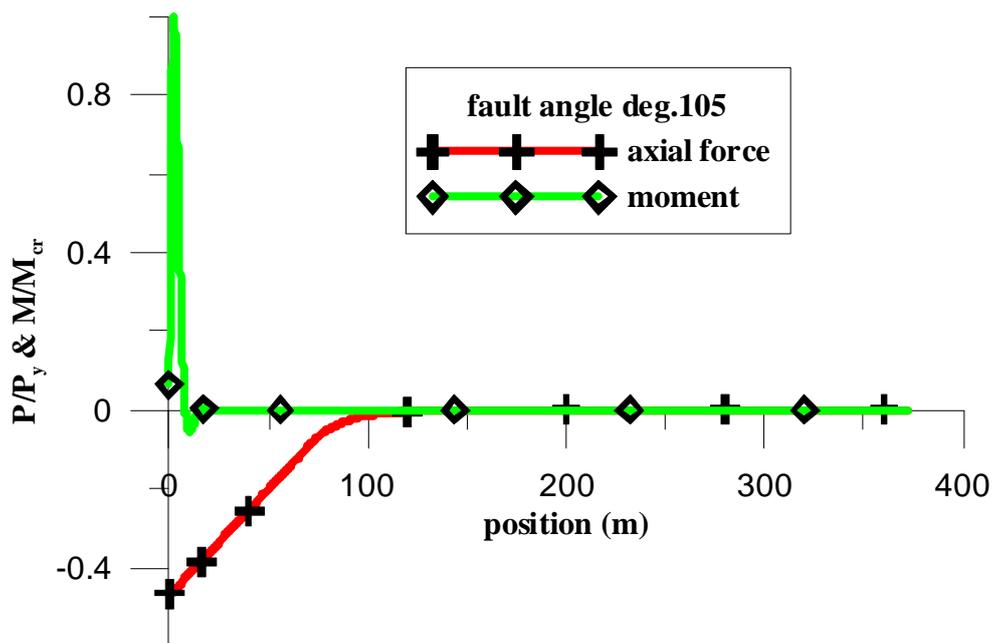


圖5.35 管線破壞時之軸力與彎矩圖(管線與平移斷層夾角為 105 度)

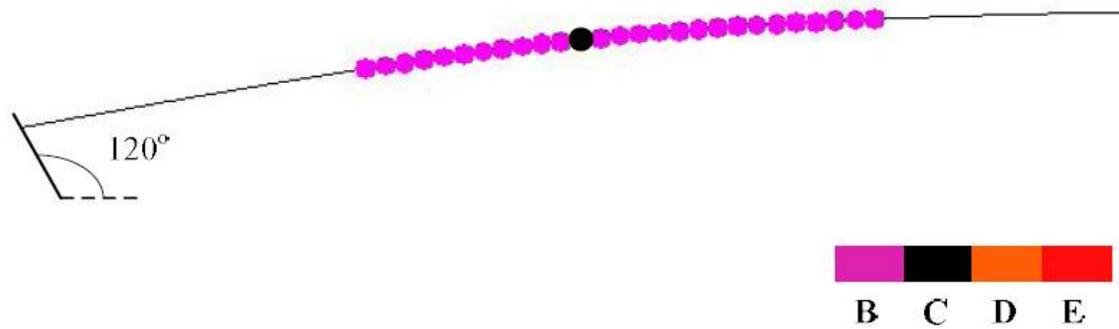


圖5.36 管線與平移斷層夾角為 120 度之破壞示意圖(撓曲破壞)

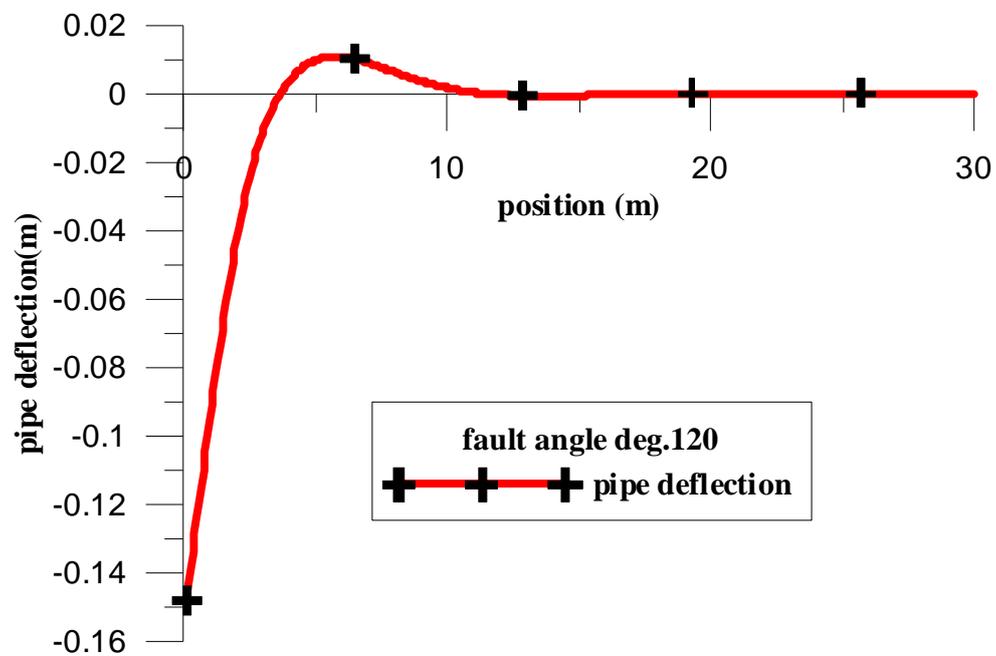


圖5.37 管線破壞時之撓曲變形圖(管線與平移斷層夾角為 120 度)

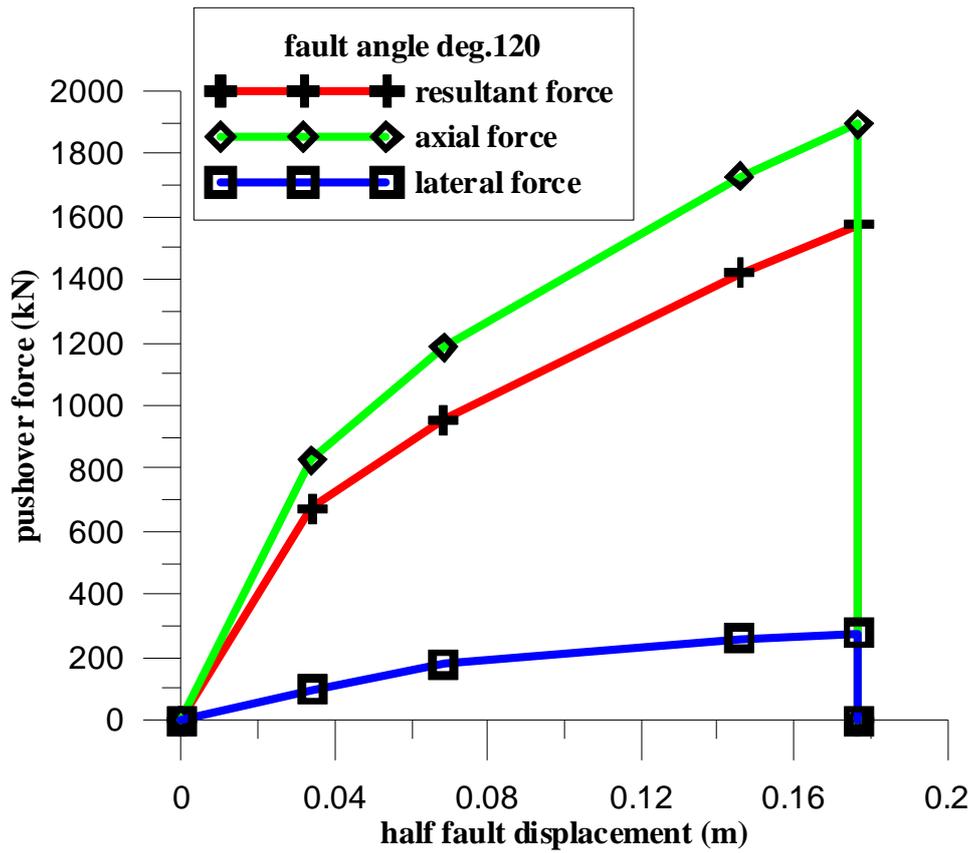


圖5.38 管線於斷層處之力與位移關係(管線與平移斷層夾角為 120 度)

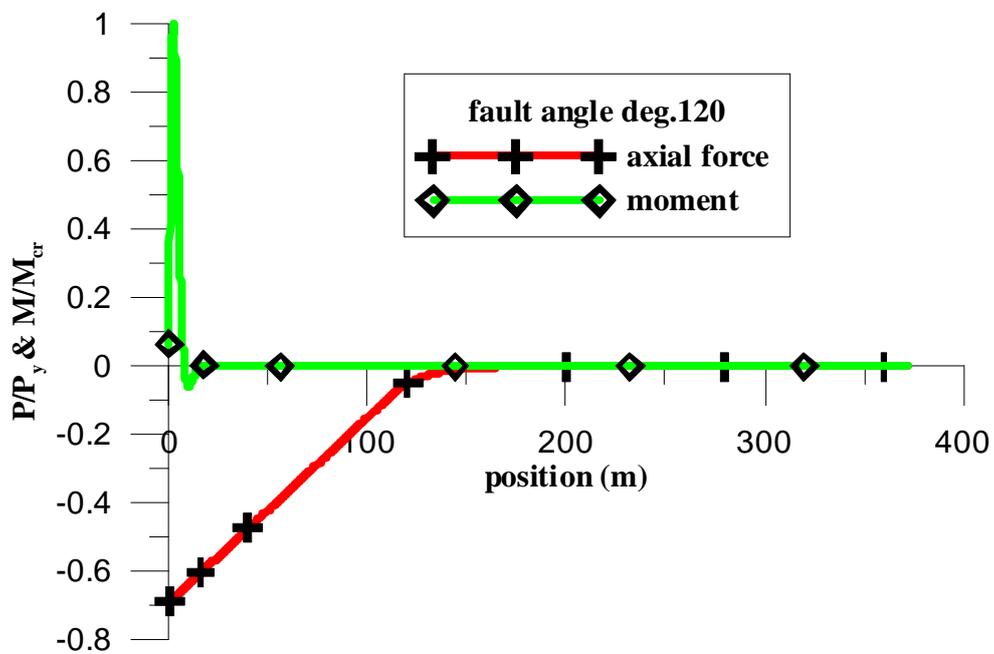


圖5.39 管線破壞時之軸力與彎矩圖(管線與平移斷層夾角為 120 度)

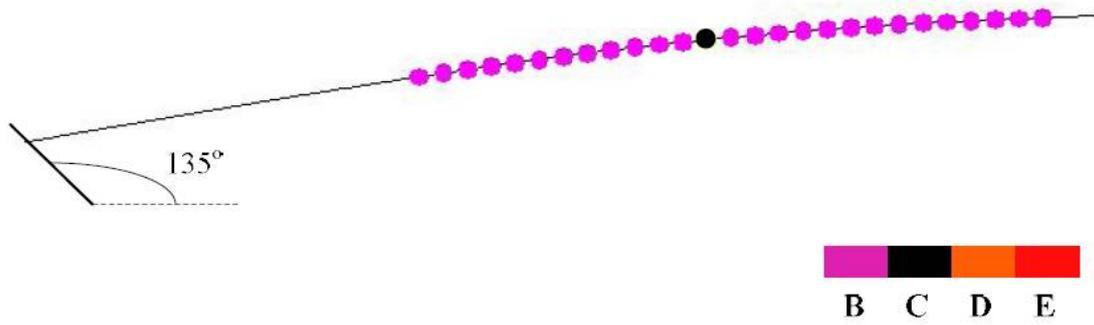


圖5.40 管線與平移斷層夾角為 135 度之破壞示意圖(撓曲破壞)

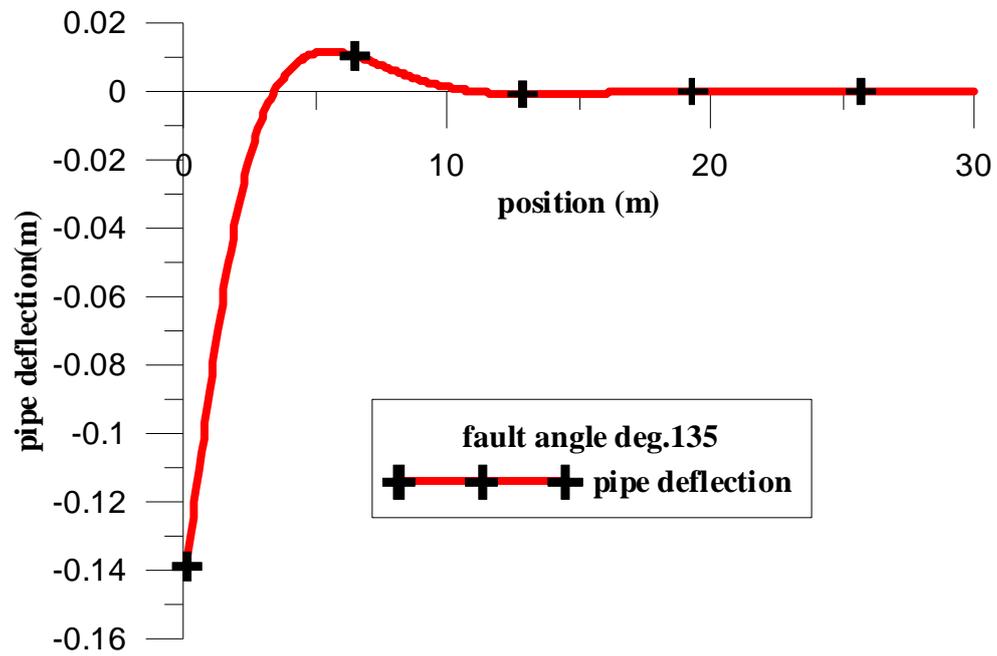


圖5.41 管線破壞時之撓曲變形圖(管線與平移斷層夾角為 135 度)

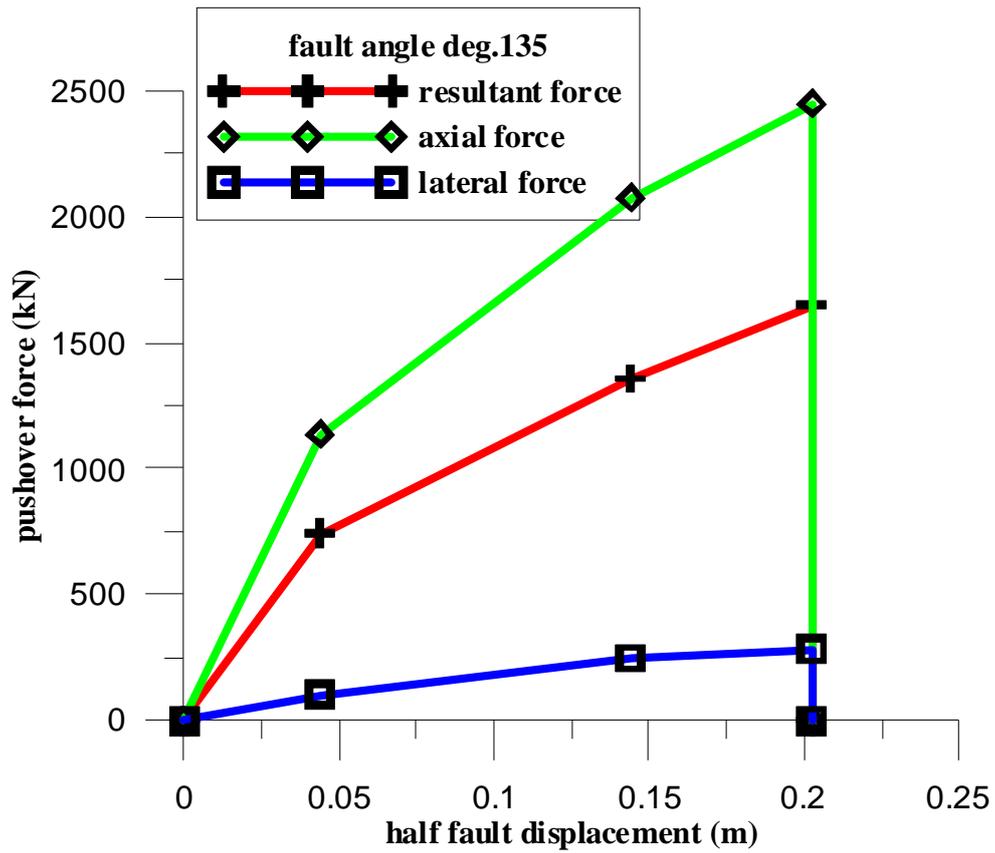


圖5.42 管線於斷層處之力與位移關係(管線與平移斷層夾角為 135 度)

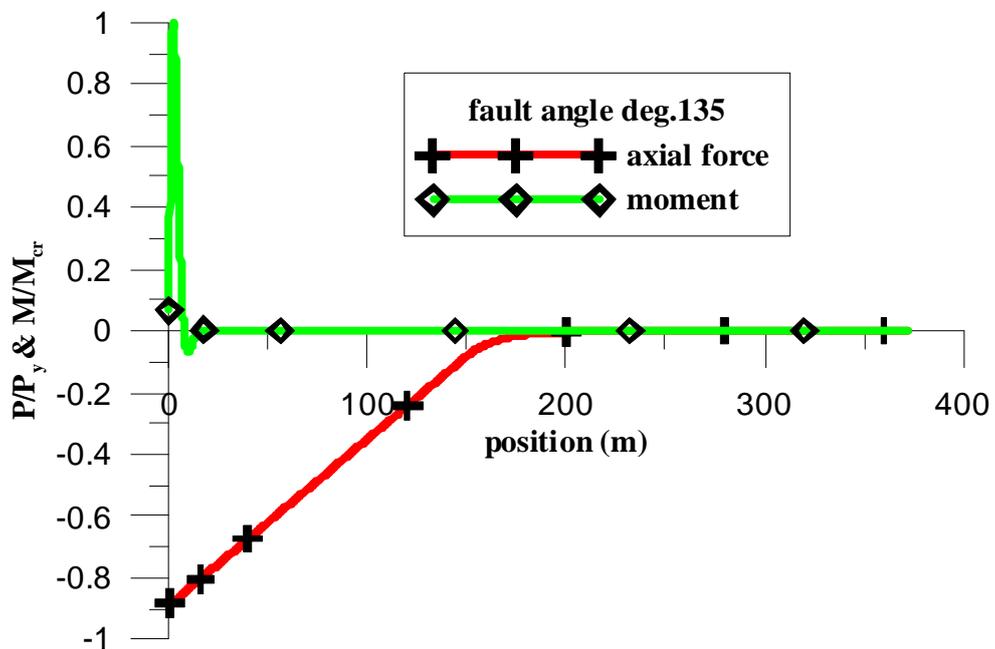


圖5.43 管線破壞時之軸力與彎矩圖(管線與平移斷層夾角為 135 度)

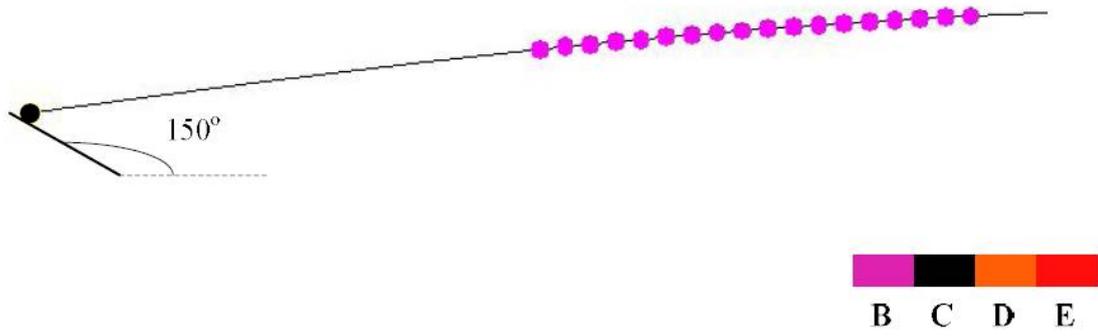


圖5.44 管線與平移斷層夾角為 150 度之破壞示意圖(軸力破壞)

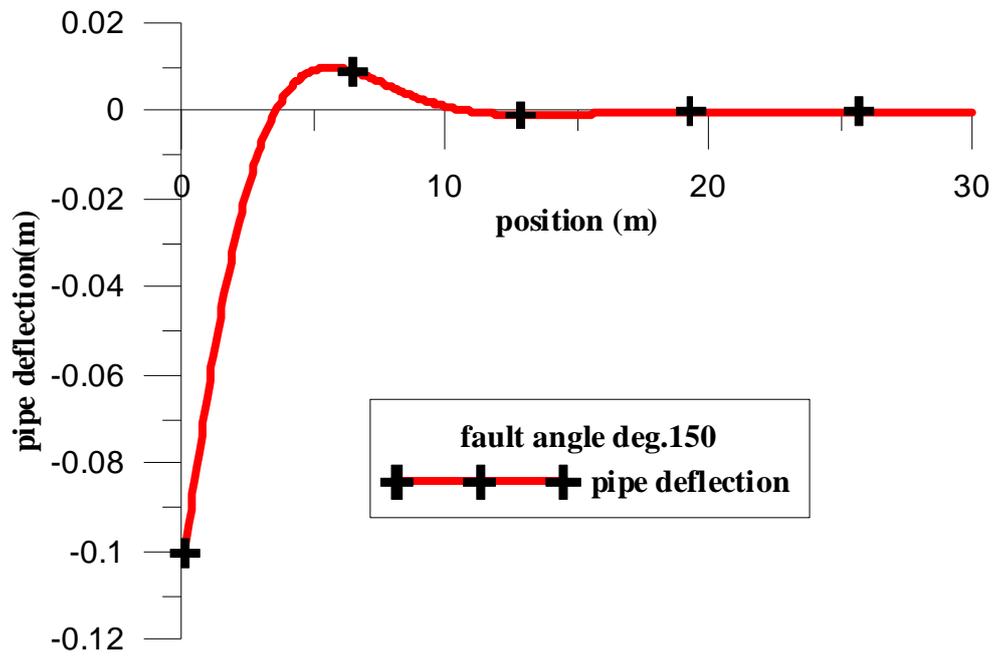


圖5.45 管線破壞時之撓曲變形圖(管線與平移斷層夾角為 150 度)

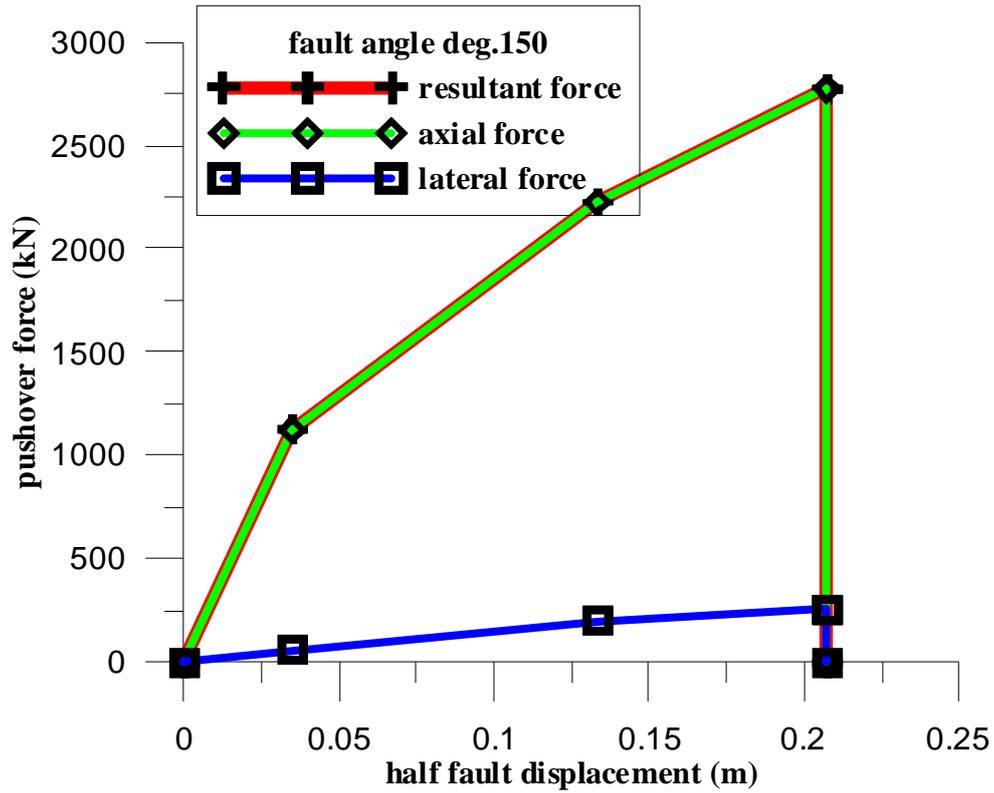


圖5.46 管線於斷層處之力與位移關係(管線與平移斷層夾角為 150 度)

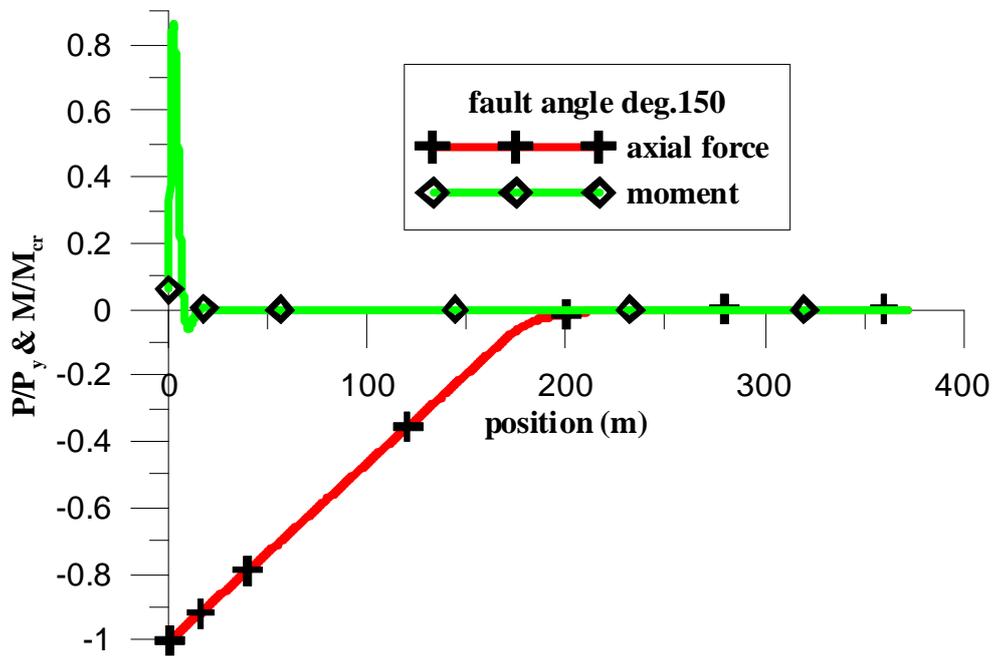


圖5.47 管線破壞時之軸力與彎矩圖(管線與平移斷層夾角為 150 度)

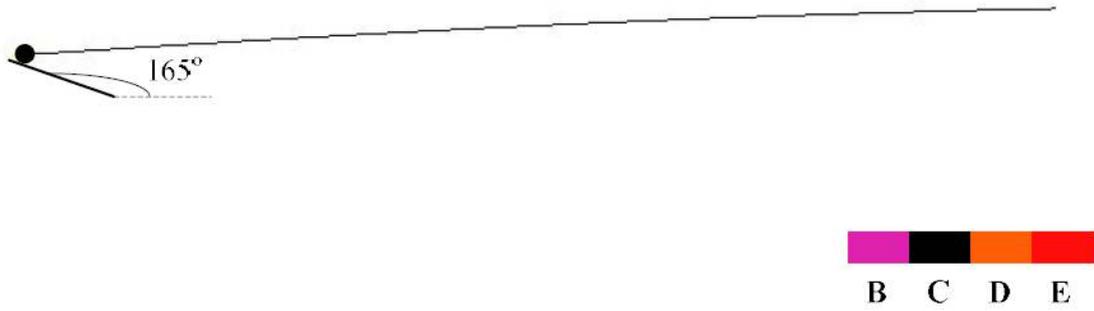


圖5.48 管線與平移斷層夾角為 165 度之破壞示意圖(軸力破壞)

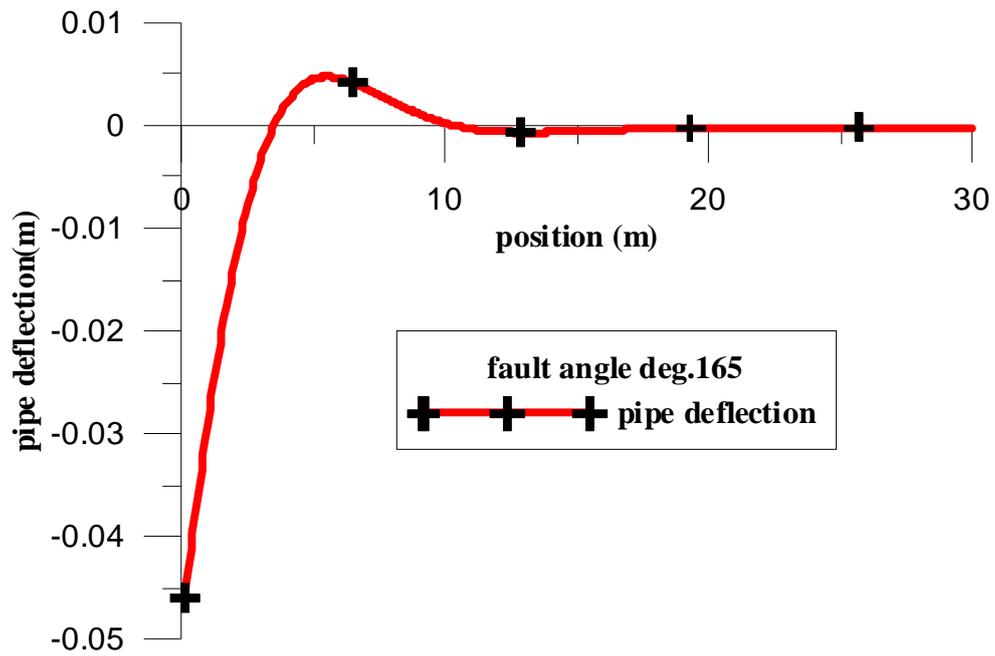


圖5.49 管線破壞時之撓曲變形圖(管線與平移斷層夾角為 165 度)

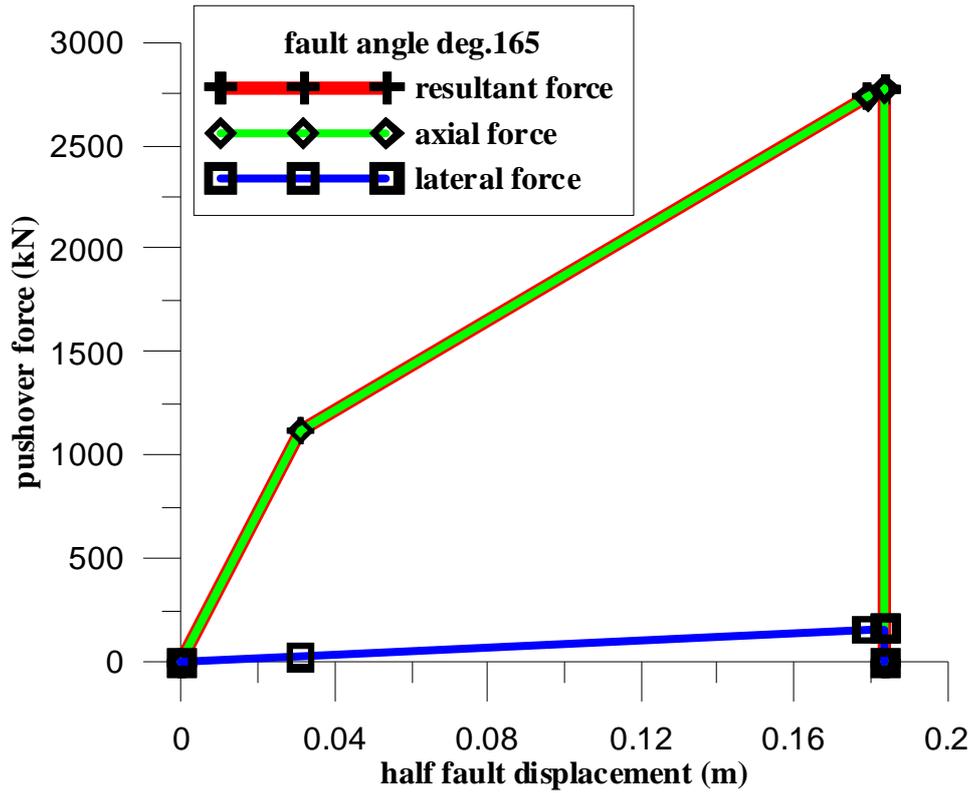


圖5.50 管線於斷層處之力與位移關係(管線與平移斷層夾角為 165 度)

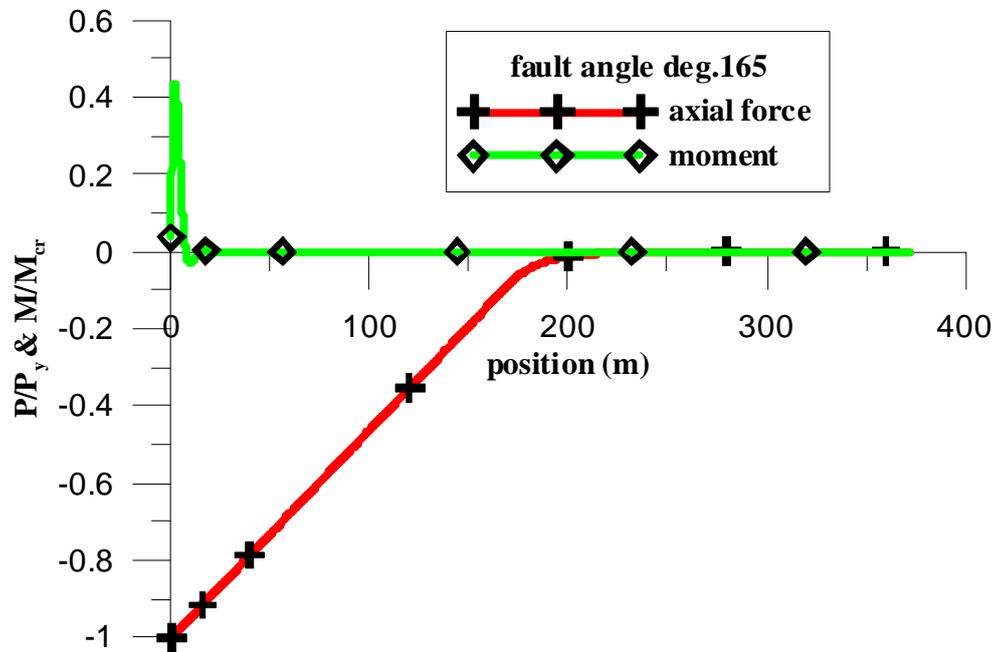


圖5.51 管線破壞時之軸力與彎矩圖(管線與平移斷層夾角為 165 度)



圖5.52 管線與平移斷層夾角為 180 度之破壞示意圖(軸力破壞)

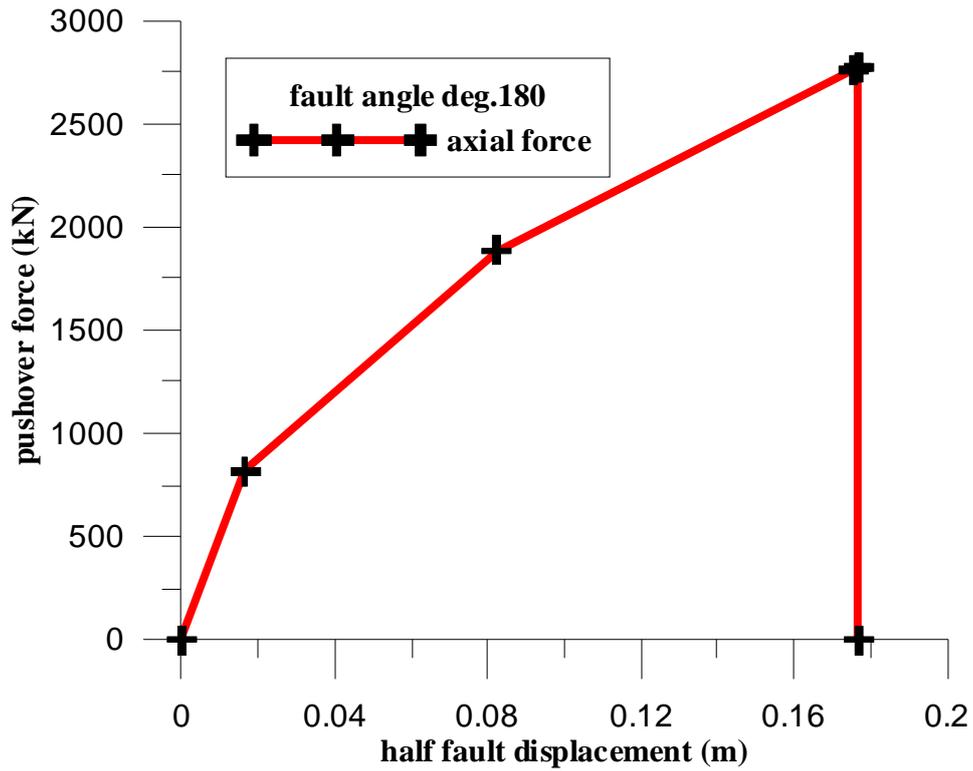


圖5.53 管線於斷層處之力與位移關係(管線與平移斷層夾角為 180 度)

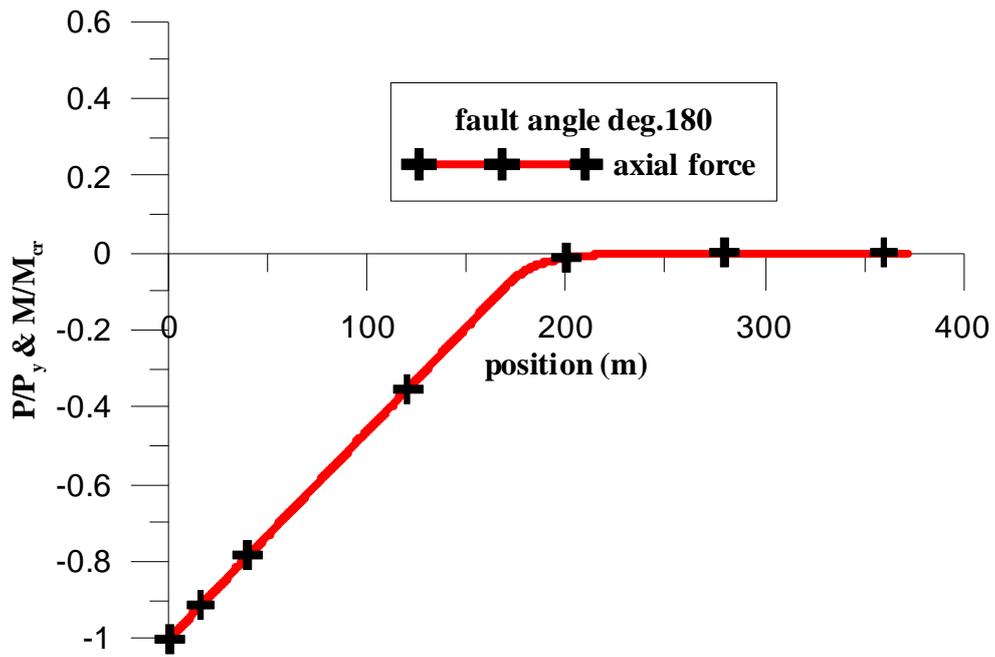


圖5.54 管線破壞時之軸力與彎矩圖(管線與平移斷層夾角為 180 度)

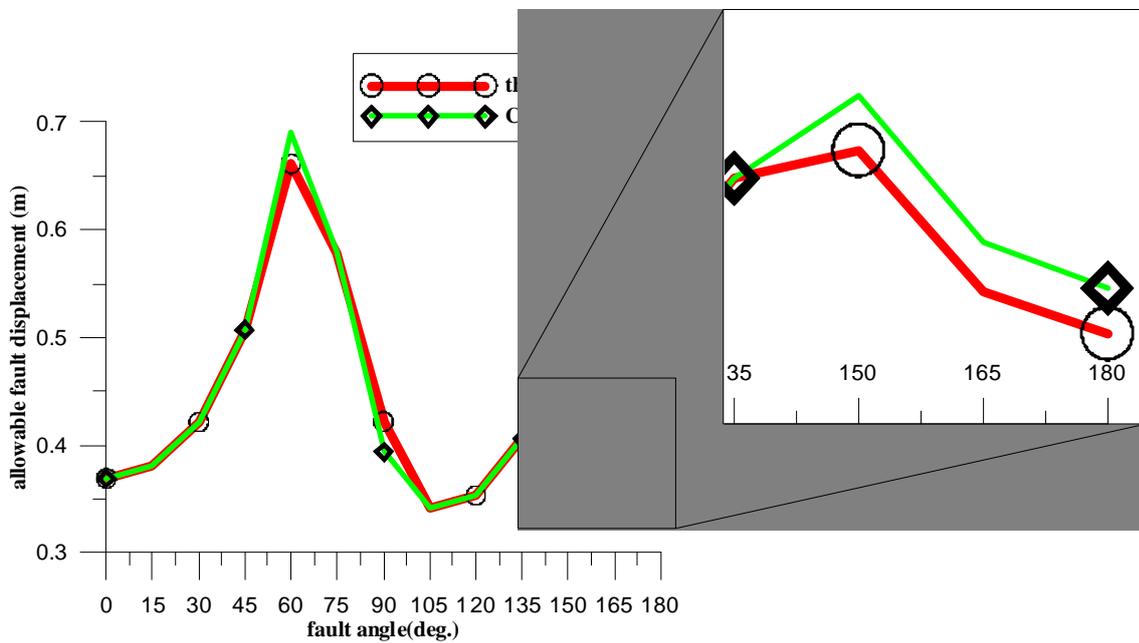


圖5.55 斷層容許錯動量在不同斷層角下比較(0 至 180 度)

第六章 結論與建議

6.1 結論

本研究利用台灣常用延性鑄鐵管與 K 型接頭，進行一系列管體與接頭力學試驗，其中包括軸向抗拉、軸向抗壓以及四點式彎矩測試，其中對於試驗規畫、設計以及試驗結果在本文第二、三章有詳細的介紹。

本文亦利用商用有限元素軟體 ABAQUS，對於軸向抗壓試驗作一數值模擬，針對 DN100、200、400、600 四種標稱管徑進行分析，並且對數值模型進行合理的假設以及適當的修正，接著與第三章試驗結果比較，利用上述四種標稱管徑的試驗與數值分析之比較結果，對於試驗之壓力與位移曲線進行迴歸，藉此取得台灣常用延性鑄鐵管全部管徑的簡化後三線性壓力與位移曲線關係。

本研究的另一個重點則是利用非線性側推分析來探討地下自來水受地層錯動之行為，進行管線非線性側推之前，必須先對管線力與位移曲線進行正規化，修正為商用有限軟體 SAP2000 的塑鉸參數，利用上述取得之簡化三線性壓力與位移曲線作正規化後，進行管線非線性側推分析，對於拉力、撓曲、壓力控制三種案例，共 13 種管線於平移斷層夾角作詳細探討。對於管線與接頭的力學試驗之討論整理如下：

軸向抗拉試驗：

1. 理論上管體之位移為管體變形加接頭位移。由致動器位移與接頭位移計，量測結果之關係可看出，兩者值幾乎相同(迴歸曲線斜率幾乎為 1)，由此可判斷試驗時，管體相對於接頭幾乎為剛體。
2. 因為抗拉強度來源為橡膠圈與管體間的磨擦力，徑厚比對於抗拉強度的大小並無明顯的相關，反而是管徑越大的管體，因為橡膠圈與管體間的接觸面積越大，抗拉強度越大。

軸向抗壓試驗：

1. 對於管體與 K 型接頭抗壓試驗，四組試體破壞模式以及破壞位置皆無

發生在接頭上，故推論 K 型接頭對於軸向抗壓能力並無法提供太多抗壓強度。

2. 根據試驗結果來看，徑厚比越小則管體的韌性越好，使得管體能夠得到足夠的壓縮率。
3. 由插口端與承口端的應變分布情形可以推論，在抗壓試驗中，雖然軸力均勻施加在試體上，但是考慮管體的斷面是由柏油漆、延性鑄鐵與內襯混凝土三種複合材料，製作上的誤差對於管線抗壓試驗提供一定的影響。

四點式抗彎試驗：

1. K 型接頭與管體在承受彎矩時，在管體尚未發揮其強度時，K 型接頭便已破壞。
2. 對於接頭破壞形式，小管徑的試體可以發現破壞發生在底部 T 型螺栓上，DN400、600 試體破壞為插口端與承口端的管體破壞，可以推論大管徑的管體，在底部 T 型螺栓尚未提供抗拉強度時，已經發生破壞。

對於非線性側推模型，本文利用了國家地震中心報告[19]研究中所建立的側推模型，對於其數值模型的塑鉸參數進行修正，之後進行非線性側推分析，其結果與討論如下：

1. 本文第四章利用試驗與 ABAQUS 所建立的模型比較之下，建立簡化後三線性力與位移曲線，與試驗比較下皆是偏向保守合理的。
2. 對於壓力塑性鉸的修正，需要考量因為徑厚比 D/t 升高後，管體受壓的壓縮率下降之修正，而非原本模型的 10% 伸長率。
3. 於本文第五章的案例中，當管線與平移斷層夾角為 75 與 90 度時，管線受斷層錯動之破壞行為均為撓曲破壞，當管線與平移斷層夾角為 0、15、30、45 與 60 度時，管線之破壞行為則是拉力破壞，但是當管線與平移斷層夾角大於 90 度時，在二階效應下產生的二階彎矩會使管線最大彎矩變大，因此當管線與平移斷層夾角為 105、120 與 135 度時，管線破壞行為是撓曲破壞，其中當管線與平移斷層夾角為 150、165 與 180 度時，因為斷層軸向錯動量大於側向錯動量，因此管線破壞行為則是軸力破壞，最後在容許斷層錯動量的比較中，發現當管線與平移斷層夾角小於 90 度時，其容許錯動

量會大於管線與平移斷層夾角是大於 90 度下的錯動量，且由分析結果與 Newmark 及 Hall 的研究之比較發現，當管線之破壞是拉伸破壞時，則本文分析所得之斷層容許錯動量相當接近由 Newmark 及 Hall 的理論所得之值。

參考文獻

- [1] Tsai, J.S., Jou, L.D. and Lin, S.H., “Damage to buried water supply pipelines in the Chi-Chi(Taiwan) earthquake and a preliminary evaluation of seismic resistance of pipe joints.” , Journal of the Chinese institute of Engineers, vol.23(24), pp. 395-408, 2000.
- [2] 蔡錦松，2002，“自來水主要管線材料之耐震性特性與改善探討”，自來水會刊第二十一卷第二期，第 25-35 頁。
- [3] 洪瑞鎧，“921 集集大地震霧峰鄉自來水管線震害成因分析”，國立台北科技大學土木與防災研究所碩士班碩士論文，2001。
- [4] Singhal, A. C., “Nonlinear Behavior of Ductile Iron Pipeline Joints”, Journal of Technical Topics in Civil Engineering, 1984.
- [5] 日本延性鑄鐵管協會技術資料，地震と管路について(その 3)，ダクタイル鑄鐵管，1975。
- [6] Zhou, J.H., Jiang, T., Meng, X.H., Yang, Y.S., Zhang, S., “Test of the Flexible Interface of Ductile Iron Water Pipe Buried under the Water at Different Axial Deformation”, Journal of Shenyang Jianzhu University (Natural Science), 2010.
- [7] 蔡錦松、周立德、賴建名，“現有自來水管線(PVCP、DIP)接頭耐震檢測研究”，台灣省自來水股份有限公司八十七年度研究計畫，1999。
- [8] 日本水道協會，“水道施設耐震工法指針・解説”，1997。
- [9] BSI Standards Publication, 2010, “Ductile iron pipes, fittings, accessories and their joints for water pipelines —Requirements and test methods”.
- [10] 邱俊翔，陳正興，楊鶴雄，“樁頭受側向力作用之側推分析模式”，國家地震工程研究中心報告，NCREE-07-012，2007。
- [11] 邱俊翔，陳正興，楊鶴雄，“樁基礎非線性側推分析之樁材設定方法”，國家地震工程研究中心報告，NCREE-08-012，2008。
- [12] 侯信宇，“地下延性鑄鐵管通過斷層之接頭佈設研究”，國立成功大學土木工程研究所碩士論文，2008。
- [13] Joshi, S., Prashant, A., Deb, A. and Jain, S.J., “Analysis of buried pipelines subjected to reverse fault motion,” Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 31(7), pp.930-940, 2011.
- [14] Hall, W.J. and Newmark, N.M., “Seismic design criteria for pipelines and facilities,” J. tech. councils ASCE 104, pp. 91-107, 1978.
- [15] Kennedy, R.P., Chow, A.W. and Williamson, R.A., “Fault movement

- effects on buried oil pipeline,” *Transport, Eng. J. ASCE* 103, pp. 617-633, 1977.
- [16] Kennedy, R.P., Darrow, A.C. and Short, S.A., “Seismic design of oil pipeline systems,” *Transport, Eng. J. ASCE* 105, pp. 119-205, 1979.
- [17] Wang, L.R.L. and Yeh, Y.H., “A refined seismic analysis and design of buried pipeline for fault movement,” *International Journal on Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 13(1), pp. 75-96, 1985.
- [18] Hetenyi, M., “*Beam on Elastic Foundation*,” University of Michigan Press, 1946.
- [19] 鍾立來、吳賴雲、陳振豪、郭峻瑋、劉季宇、黃國倫，“應用非線性側推分析於地下自來水管線受斷層錯動之研究”，國家地震工程研究中心報告，NCREE-11-026，2011。
- [20] 中國國家標準，CNS 10808-延性鑄鐵管，1998。
- [21] 日本工業標準，ダクタイル鑄鐵管-JIS G 5526，1998。
- [22] 國家標準規範，延性鑄鐵管件-CNS13272，1993。
- [23] 日本工業標準，球狀石墨鑄鐵異型管-JIS G5527，1998。
- [24] 日本水道協會，水道施設耐震工法指針・解説(Ⅱ各論)，2009。
- [25] British Standard, “Ductile iron pipes, fittings, accessories and their joints for sewerage applications - Requirements and test methods”, 2007.
- [26] ASTM International, “Standard Specification for Ductile Iron Castings”, 1999.
- [27] Hibbitt, Karlsson, and Sorenson, Inc. (HKS), “Abaqus Benchmarks Manual,” Version 6.9, Hibbitt, Karlsson, and Sorenson, Inc., Pawtucket, Rhode Island, 2009.
- [28] 台灣自來水股份有限公司，“自來水管理設工程施工說明書”，2006。
- [29] ASCE, “Guidelines for the Seismic Design of Oil and Gas Pipeline Systems,” Committee on Gas and Liquid Fuel Lifelines, 1984.
- [30] Ha, D, Abdoun, T.H., O’ Rourke, M.J., Symans, M.D., O’ Rourke, T.D., Palmer, M.C. and Stewart, H.E., “Centrifuge modeling of earthquake effects on buried high-density polyethylene(HDPE) pipelines crossing fault zones,” *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 134(10), 2008.
- [31] CU, RPI and Science Discovery Center, “NEESE-SG, Annual Report,” 2007.
- [32] Newmark, N.M. and Hall, W.J., “Pipeline design to resist large fault

displacement,” Proceeding of U.S. National Conference on Earthquake Engineering, Ann Arbor, MI, USA, pp.416-425, 1975.