

電廠管路結構劣化之健全性解析評價及改善(II)

期末報告

計劃編號: NSC 88-TPC-E-032-001

執行時間: 88 年 1 月 1 日至 88 年 12 月 31 日

計劃主持人: 史建中 淡江大學機械工程學系

行政院國家科學委員會

88 年度電力科技產業學術合作研究計劃

電廠管路結構劣化之健全性解析評價及改善(II)

Analysis, Evaluation and Improvement for the
Structural Integrity of Material Fracture
in Electrical Piping System (II)

中華民國八十九年一月

中文摘要

本研究報告將管路結構視為靜不定且有龜裂狀態為研究對象，建立力學解析及設計模型，以深入探討各種結構劣化的情形。在承受地震變位造成結構塑性變形的解析部份，採用極限理論及彈塑性破壞力學的綜合解析手法，隨著龜裂進展，分析龜裂部回轉角 ϕ 與變位 H 、龜裂夾角與變位 H 之間的關係，以解析結構物的塑性崩壞行為。

為了改善延性不安定破壞造成耐荷重能力下降的情形，本文採用延性不安定破壞 J - R 曲線的理論，對於決定延性不安定破壞的關鍵破壞力學因子，即龜裂進展抵抗值 dJ/da 進行探討，並依據不安定破壞的特性，設計求得不形成延性不安定破壞的 dJ/da 臨界值的方法。此外，為評估龜裂配管龜裂進展的壽命，採用應力腐蝕裂縫增長理論中 J 積分與裂縫增長速率的關係式，進一步求得龜裂進展至崩壞為止的延續時間。

接著應用龜裂管結構彈塑性解析過程所得到崩壞荷重及崩壞變位關係式作為最佳化設計的主要限制條件，求得最小化體積及最小化 dJ/da 值。本論文不僅成功的解析出各種結構劣化現象，更針對影響結構的關鍵破壞因子提出改進的對策及方法，對於健全性評估及改善龜裂管結構劣化的情形應有所助益。

關鍵字: 極限解析，彈塑性破壞力學，破斷前洩露，塑性崩壞行為，延性不安定破壞，龜裂進展，最佳化設計

Abstract

A relatively new model has been proposed to analyze and evaluate the Leak-Before-Break (LBB) phenomenon and plastic collapse behavior for a statically indeterminate structure. A typical structure is a fragment of pipeline with a circumference crack in the electrical power plant. By combining the limit analysis theory and elastic-plastic fracture mechanics, the effects of crack size, compliance and fracture toughness on plastic collapse behavior and structural integrity of statically indeterminate piping system has been analyzed quantitatively. When a crack propagates in a statically indeterminate pipe before plastic collapse, the load does not decrease. This shows a minimum critical value of material in dJ/da ; q and δ analysis which is determined by J_{IC} , flow stress, cracks size, piping span length, compliance and flexural rigidity of the pipe. This report used J - R curve theory in the elastic-plastic fracture mechanics and crack propagation resistance to analyze the large scale yielding of a structural pipe. The further analysis of dJ/da is for maximizing the life assessment of the crack propagation to the collapse. These analysis and design strategy can promote the safety performance of a structural pipe under crack deformation. One can expect that analytic method developed in this research is useful and convenient to evaluate the LBB, plastic collapse behavior of a piping system and increase the system reliability.

Keywords: Limit analysis, elastic-plastic fracture mechanics, Leak-Before-Break, plastic collapse behavior, unstable ductile fracture, crack propagation, optimal design.

目 錄

第一章 緒論.....	1
1-1 前言.....	1
1-2 文獻回顧.....	2
1-3 研究目的及方法.....	6
第二章 承受地震變位的塑性崩壞行為.....	8
2-1 地震變位分析之目的.....	8
2-2 解析方法.....	9
2-2.1 建立解析模型.....	9
2-2.2 解析的基本理論.....	9
a. 增分解析手法.....	9
b. Net-Section Stress 的破壞推定.....	12
c. 彈塑性破壞力學的基本假定.....	14
2-3 解析例.....	17
2-3.1 解析過程.....	18
a. 彈性荷重變形行為解析.....	18
b. 形成第二塑性鉸的變形行為解析.....	21
c. 崩壞機構形成後的變形行為解析.....	23
2-3.2 數值解析流程.....	24
2-3.3 結果與比較.....	26
第三章 延性不安定破壞現象.....	36
3-1 延性不安定破壞之定義.....	36

3-2	解析方法.....	37
3-2.1	建立解析模型.....	37
3-2.2	解析的基本理論.....	39
a.	延性不安定破壞理論.....	39
3-3	解析例.....	40
3-3.1	解析過程.....	41
a.	中央點有貫穿龜裂的情形.....	41
b.	中央點有未貫穿龜裂的情形.....	43
c.	固定端有貫穿龜裂的情形.....	45
d.	固定端有未貫穿龜裂的情形.....	48
3-3.2	數值解析流程.....	52
3-3.3	結果與比較.....	54
第四章	龜裂進展壽命評估.....	62
4-1	龜裂進展時間評估之目的.....	62
4-2	解析方法.....	63
4-2.1	建立解析模型.....	63
4-2.2	解析的基本理論.....	64
	應力腐蝕裂縫增長理論.....	64
4-3	解析例.....	65
4-3.1	解析過程.....	66
a.	靜不定中央點龜裂管結構部分.....	63
b.	靜不定固定端龜裂管結構部分.....	67
4-3.2	數值解析流程.....	70

4-3.3 結果與比較.....	72
第五章 最佳化設計.....	81
5-1 最佳化設計之目的.....	81
5-2 解析方法.....	82
5-2.1 建立解析的模型.....	82
5-2.2 解析的基本理論.....	82
5-3 設計解析例.....	86
5-3.1 最小化體積.....	87
5-3.2 最小化龜裂進展抵抗 dJ/da	94
5-3.3 結果與比較.....	104
第六章 結論與建議.....	106
6-1 總結.....	106
6-2 未來研究方向.....	110
誌謝.....	110
參考文獻.....	111

第一章 緒 論

1-1 前言

由於近年來，臺電核能電廠及機的擴建以及民營電廠的開放，與能源相關連機器的管路及壓力容器等等的有關 LBB (Leak-Before-Break；破斷前洩漏)特性及提高可靠度等之相關研究，已經多方面進行探討。但是這些研究都是在靜定 (Statically determinate) 的條件下實施，對於實際廠房構件及能源相關聯機器的管路而言，因為有支持架(Support)及架台(Frame)的存在，以材料力學的觀點來看，會造成某種程度上的變形而已早非單純的靜定結構，應視為靜不定結構物 (Statically indeterminate Structures) 來作解析，才足以符合實際的狀況。可是至今電廠管路被看作是靜不定結構 (Statically indeterminate structure) 而詳細地檢討破壞行為的研究例非常少。此外，自從 Van den Broeck 提出極限設計 (Limit design) 構想以來 [1]，目前應用在電廠管路的破壞行為及結構完整性等相關的研究已廣泛被進行。但是就筆者所瞭解，極限強度解析的研究大部分只用於龜裂 (Crack) 不存在的情況下進行評估，特別是針對靜不定管路系之研究例更是非常少。因此，靜不定管路系在有龜裂存在時，破壞行為的相關研究，對於電廠管路劣化的健全性評估及改

善相當的重要。

本研究採用極限解析原理 (Limit analysis theory) 的方法及彈塑性破壞力學 (Elastic-plastic fracture mechanics) 的綜合解析方法，建立具龜裂存在的靜不定管結構分析模式，使用簡易的柔度 (Compliance) 與 J 積分，解析因地震後而造成強制變位與回轉角的靜不定管結構物塑性崩壞行為 (Plastic collapse behavior) 與極限強度，不僅對於彈塑性破壞韌性值 J_{IC} 、龜裂進展抵抗值 dJ/da 等破壞影響因子作深入的探討，如防止延性不安定破壞的發生、評估結構物破損至崩壞的時間以及龜裂結構物最佳化設計等等，期望對於電廠管路劣化的健全性評估及改善有所助益。

1-2 文獻回顧

本研究中分析所採用方法，主要是依據破壞力學理論的觀念，其學說的發展過程及理論基礎如下。

破壞力學 (Fracture mechanics) 學說 [2]，主要是針對存有龜裂的構造物，分析力學與破壞條件 (Fracture criteria)，調查材料參數及龜裂強度，以進一步推定在已知條件下的龜裂進展行為，視為廣義材料力學 (Mechanics of materials) 及固體力學 (Mechanics of solids) 的分野，主要有以下的幾個觀念及內容。1950 年代的後半時代，Irwin [3][4] 為了表

示龜裂前端附近應力應變場的特異性強度，而提出應力強度因子(Stress intensity factor) K 參數的概念，而 K 參數取決於龜裂尺寸等彈性體的幾何條件與負荷條件。為了定量化完全彈性體的破壞基準，Irwin 定義的彈性體破壞條件如下所示：

$$K \geq K_C$$

其中 K_C 稱為破壞韌性值 (Fracture toughness)，為材料對破壞的抵抗指標。之後，Irwin 又提出能量釋放率 (Energy release rate) G 參數的概念，為龜裂進展所釋放能量與龜裂進展面積的比率。而材料的破壞基準，乃是 G 值需大於形成單位面積龜裂面所需功量 G_C ，所以材料的破壞條件如下：

$$G \geq G_C$$

其中 G_C 同 K_C 一樣，皆為一種破壞韌性值。

實際上當材料降伏時，一定會發生塑性變形。當降伏或微小空隙發生龜裂成長所導致的非線性舉動，若該領域夠小的話，塑性域附近的彈性應力、應變場仍由 K 與 G 參數支配，此種狀態稱為小規模降伏 (Small scale yielding)，亦仍屬於線性破壞力學的範疇。但是，當小規模降伏不成立時，亦即為大規模降伏 (Large scale yielding) 時，則屬於非線性破壞力學 (Nonlinear fracture mechanics)，或彈塑性破壞力學 (Elastic-plastic fracture mechanics) 的研究領域。由於本研究的分析模型，為材料大規

模降伏至全面降伏 (General yielding fracture) 崩壞為止的塑性崩壞行為，所以以彈塑性破壞力學理論來分析較符合實際狀況。

彈塑性破壞力學理論包含有以下幾個重要理論。Rice [5]提出當龜裂部位有相當塑性域且龜裂進展為非線性行為時，則必須以 J 積分參數取代 G 參數來決定能量釋放率，當材料開始破壞時，其材料的破壞條件為如下所示：

$$J \geq J_c$$

其中 J_c 值為材料的彈塑性破壞韌性值。

其次，Wells[6] 提出開口位移 δ (Crack tip opening displacement; CTOD) 概念，其理論基礎為 δ 達到材料固有的界限值 δ_c 時時發生破壞，其破壞條件可表示如下：

$$\delta \geq \delta_c$$

在本研究中對於延性不安定破壞現象形成原因的探討，主要依據延性破壞力學的 J - R 曲線不安定理論 [2]。其理論基礎為在龜裂進展過程中，若 J_{app} 表示形成破面所供給的能量， J_{mat} 表示形成破面所必須的能量，當同樣龜裂進展單位長度時， J_{app} 小於等於 J_{mat} 時，其表示式如下：

$$\left(\frac{\partial J_{app}}{\partial a} \right) \geq \frac{dJ_{mat}}{da}$$

如滿足上式，則龜裂進展為延性不安定破壞現象。但相反的，若同樣龜裂進展單位長度時， J_{app} 大於 J_{mat} 時，即

$$\left(\frac{\partial J_{app}}{\partial a} \right) < \frac{dJ_{mat}}{da}$$

則龜裂進展為延性安定破壞現象，其中的 dJ/da 值又稱為龜裂進展抵抗值。綜合以上關於破壞力學各參數的概念，得到材料的破壞條件，如表 1-1 所示。在本研究中，對於靜不定龜裂管結構的破壞行為解析，主要是採用彈塑性破壞力學的彈塑性破壞韌性 J 積分以及龜裂進展抵抗 dJ/da 值，作為龜裂進展分析時的材料參數。

表 1-1 破壞力學之破壞條件

	破壞型態	破壞力學參數	臨界值	破壞的條件式
破 壞 力 學	脆性破壞	K, δ	K_c, δ_c	$K=K_c$ 或 $\delta=\delta_c$
	疲勞破壞	K	ΔK_{th}	$\Delta K \leq \Delta K_{th}$ $da/dN \cong 0$ $\Delta K > \Delta K_{th}$ $da/dN = C(\Delta K)^m$
	應力腐蝕破壞		K_{ISCC}	$K \leq K_{ISCC}$ $da/dt \cong 0$ $K > K_{ISCC}$ $da/dt = F(K)$
	延性破壞	δ, J	δ, J_{IC} dJ_{mat}/da	$\delta = \delta_1$ 或 $J = J_{IC}$ $dJ_{mat}/da > dJ_{app}/da$ (延性安定破壞發生)
		$\delta = \delta_1$ 或 $J = J_{IC}$ $dJ_{mat}/da \leq dJ_{app}/da$ (延性不安定破壞發生)		

1-3 研究目的及方法

本研究為延續國科會(87年)電力產業學術合作研究報告(計畫編號 NSC87-TPC-E-004)[7]對於靜不定龜裂管結構物的解析，以作為電廠管路結構裂化的健全性評估及改善。

第二章對於龜裂部為貫穿及未貫穿的兩種靜不定龜裂管結構，採用極限解析及彈塑性破壞力學的綜合解析手法，以強制變位的方式逐步解析其隨著龜裂進展，龜裂部回轉角 ϕ -變位 H 以及龜裂夾角-變位 H 之間的關係，並對於龜裂結構影響因子如 J 積分及 dJ/da 值進行探討，以解析出兩種不同龜裂情形下的管結構物所造成塑性崩壞行為並比較其差異性。

第三章對於存在貫穿龜裂及未貫穿龜裂的靜不定龜裂管結構物，以延性不安定破壞中 J - R 曲線的理论，對於決定延性不安定破壞或延性安定破壞的關鍵結構因子，即龜裂進展抵抗值 dJ/da 進行探討，並依據不安定破壞的特性，設計求得不會產生延性不安定破壞的最小 dJ/da 的方法，以作為結構安全設計評估的參考。

第四章對於承受外加荷重的靜不定及靜定龜裂管結構物，分析其隨著裂縫開始延伸，而應力強度漸增時裂縫增長速率的變化，以進一步評估結構物開始損壞至崩壞為止所需時間，作為電廠管路系

裂縫龜裂進展壽命之參考。

第五章利用已完成的靜不定管結構物進行解析，包含中央點龜裂及固定端龜裂這兩部份的彈塑性解析所得的崩壞荷重以及崩壞變位的關係式，作為最佳化設計的主要限制條件，以最小化體積及最小化龜裂進展抵抗 dJ/da 作為結構設計的目標函數。其中最小化體積可作為結構設計的參考，而最小化龜裂進展抵抗 dJ/da 的設計將有助於延長龜裂進展至崩壞的時間，對於結構的設計將有實質的助益。

第二章 承受地震變位的塑性崩壞行為

2-1 地震變位分析之目的

當地震發生時，結構物常受地震的影響而造成變形，視地震的強弱，結構物的變形量有不同的情形，這些受地震而造成的變形量稱為強制變位[8]。在弱震時，結構物的變形量通常在彈性範圍之內，當地震停止後，均能恢復原狀而無損害。中震時，結構物之變形量已超出彈性範圍，結構物的若干有限區域已經達到非彈性狀態，且其變形量亦大至使結構物損害，當地震停止時，結構物有永久變位但仍不至崩壞。在強震發生時，結構物在大規模塑性變形下，在結構物的一些特定位置，例如配管之端部形成塑性鉸(Plastic Hinge)，而當變形量大至使結構物完全塑性時，則結構物會崩壞。而目前，對於原本即存在龜裂的靜不定結構物如管結構，因地震變位而造成其龜裂進展至崩壞為止的塑性崩壞行為仍不十分明瞭。

本研究對於龜裂部為貫穿及未貫穿的靜不定龜裂管結構物，採用極限解析及彈塑性破壞力學的綜合解析手法，以強制變位的方式逐步解析其隨著龜裂進展，龜裂部回轉角 ϕ -變位 H 以及龜裂夾角-變位 H 之間的關係，並對於影響龜裂結構的破壞因子如 J 積分及 dJ/da 值進行探討，

以解析出兩種不同龜裂情形下的管結構物所造成的塑性崩壞行為，LBB 特性及其差異性，以建立管路劣化的健全性評估及進一步提高電廠管路的結構完整性之參考依據。

2-2 解析方法

2-2.1 建立解析模型

管路在強制變位之後，管路模擬自由體圖，表示成圖 2-1。依照配管截面龜裂的情形，分為貫穿龜裂及未貫穿龜裂兩種，如圖 2-2(a)及(b)所示。在圖 2-1 中， M_A 為固定端 A 點的彎矩， M_B 為固定端 B 點的彎矩， R_A 為固定端 A 點的支持反力， R_B 為固定端 B 點的支持反力， H 為 A、B 兩點地震後的變位差，龜裂部位置在固定端 A 點。而圖 2-2 中，龜裂夾角為 2θ ，管壁厚度為 t ，配管平均半徑為 R ， a 為龜裂深度。而我們根據龜裂部的位置及龜裂部截面的情形，對於靜不定龜裂管結構受到強制變位的情形，完成的解析模型有以下二種模式：(1) 固定端有貫穿龜裂的管結構 (2) 固定端有未貫穿龜裂的管結構。

2-2.2 解析的基本理論

a. 增分解析手法

關於彈塑性的極限解析方法，目前較常用的有終局變形解析

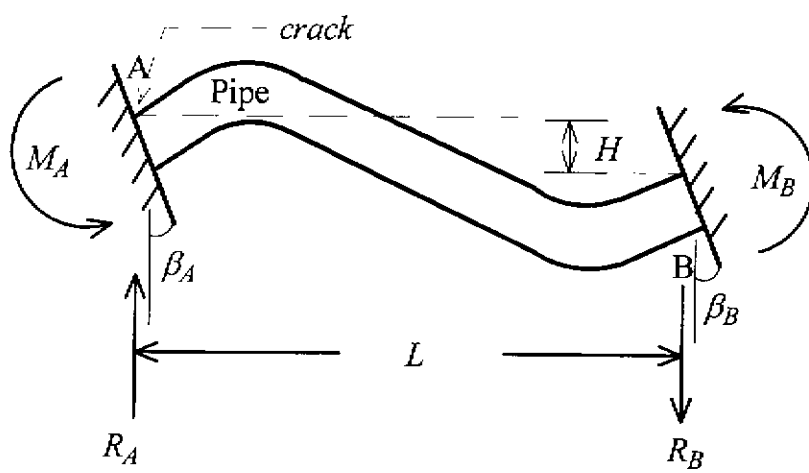
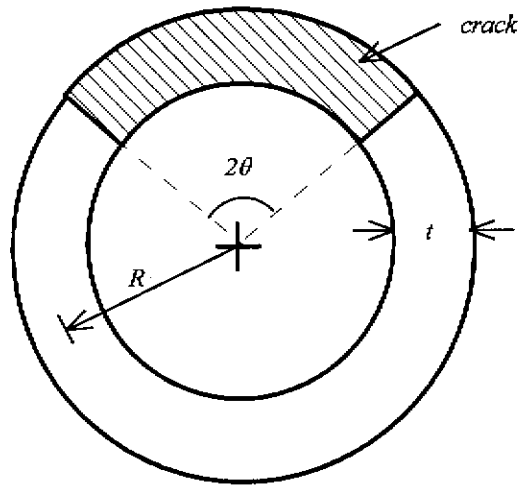
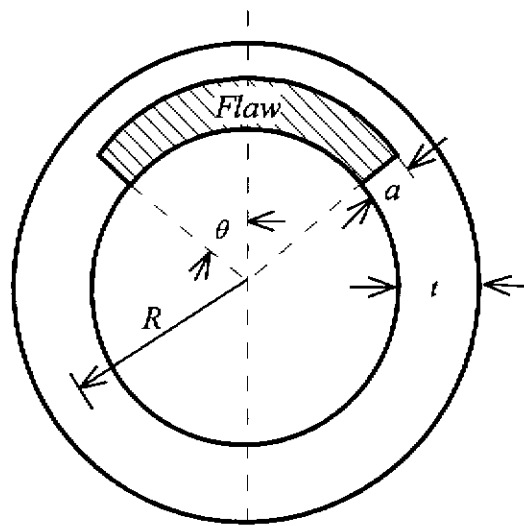


圖 2-1 受地震強制變位的管路結構模型自由體圖



(a) 貫穿龜裂



(b) 未貫穿龜裂

圖 2-2 龜裂配管截面圖

(Ultimate deformation analysis)及增分解析 (Incremental analysis) [9] 兩種。其中終局變形解析主要以最終的崩壞荷重來求得崩壞時的變位，但結構崩壞過程的塑性崩壞行為並無法得知。而增分解析手法則逐步分析結構由彈性界限至崩壞為止的荷重與變位關係，可以很清楚地瞭解結構的塑性鉸之形成情形，並可成功地結合彈塑性破壞力學 J 積分的觀念，來分析其龜裂進展時的荷重與變位的關係。因此在靜不定管結構進行彈塑性解析時，本研究採用增分解析手法。

b. Net-Section Stress 的破壞推定

配管的破壞可分為軸方向與周方向破壞兩種。對於配管的周方向破壞而言，Net-Section stress approach [2] 是常被使用的方法。對有一定內壓作用的配管施加彎曲荷重時，龜裂斷面的應力分佈如圖 2-3 所示。假定龜裂貫穿管壁厚而發生崩壞時，流動應力 σ_f 作用於龜裂斷面。為求簡單起見，假設管壁厚貫穿龜裂的中心與無龜裂時所發生的最大彎曲應變的位置一致，未貫穿龜裂的形狀為同心圓弧的矩形龜裂。由力與彎曲力矩的平衡，推導出發生配管崩壞時的彎曲力矩，亦即有龜裂時的全塑性力矩。根據無龜裂及有龜裂的情形，配管的塑性力矩值分別如下所示。

(1) 無龜裂的塑性力矩值 M_p ：

對於無龜裂配管而言，其塑性力矩值 M_p 為

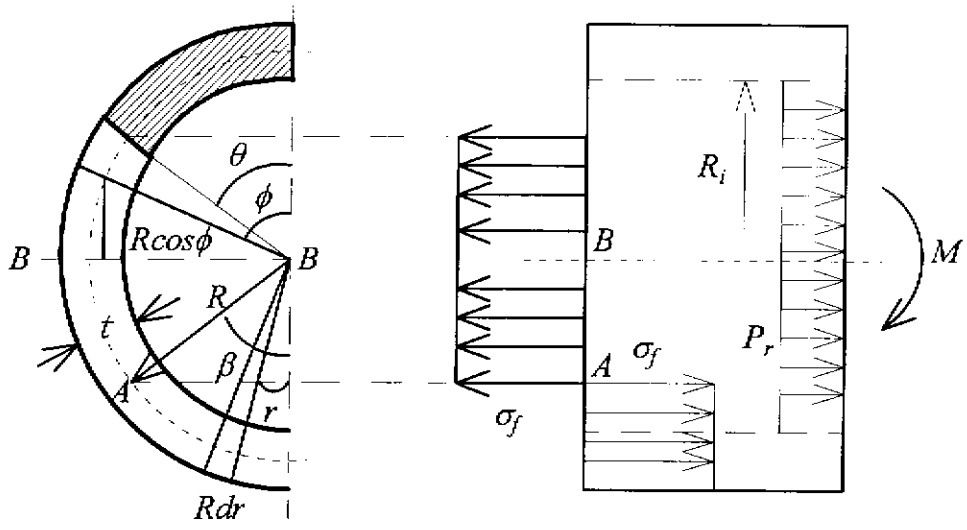


圖 2-3 周方向龜裂之配管應力分佈假定

$$M_p = 4\sigma_f R^2 t \quad (2-1)$$

(2) 有龜裂的塑性力矩值 M_{CP} :

(a) 未完全貫穿龜裂塑性力矩值 M_{CP}

在配管未貫穿龜裂時，發生洩漏的塑性力矩 M_{CP} ， $\beta \leq \pi - \theta$ ，則

$$M_{CP} = 2\sigma_f R^2 t (2\sin \beta - x\sin \theta) \quad (2-2)$$

其中

$$\beta = \frac{\pi - x\theta}{2} - \frac{\pi}{4} \frac{Rp_r}{t\sigma_f} \cong \frac{\pi - x\theta}{2} \quad (2-3)$$

所以得到

$$\begin{aligned} M_{CP} &= 2\sigma_f R^2 t (2\sin \beta - x\sin \theta) \quad (2-4) \\ &= 4\sigma_f R^2 t \left(\cos \frac{x\theta}{2} - \frac{x\sin \theta}{2} \right) \end{aligned}$$

其中 x 為徑向貫穿管壁的比例。

(b) 完全貫穿龜裂塑性力矩值 M_{CP}

當配管完全貫穿，即 $x=a/t=1$ 時，龜裂部的塑性力矩值 M_{CP} 為：

$$M_{CP} = 4\sigma_f R^2 t \left(\cos \frac{\theta}{2} - \frac{\sin \theta}{2} \right) \quad (2-5)$$

c. 彈塑性破壞力學的基本假定

(1) 無龜裂配管部的力矩及曲率關係，為如圖 2-4 所示的理想化模式。

即是達到全塑性力矩 M_p 時的配管，會形成在任意的角度下都可以形成

自由旋轉的塑性鉸，如圖 2-5 所示[10]。但是，塑性鉸以外的部份是彈

性範圍。

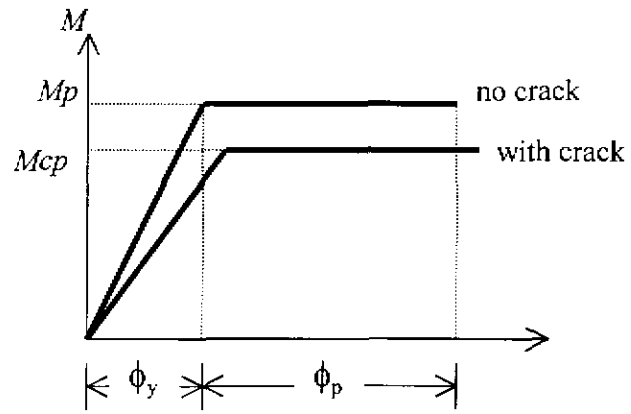


圖 2-4 力矩與曲率的假定曲線圖

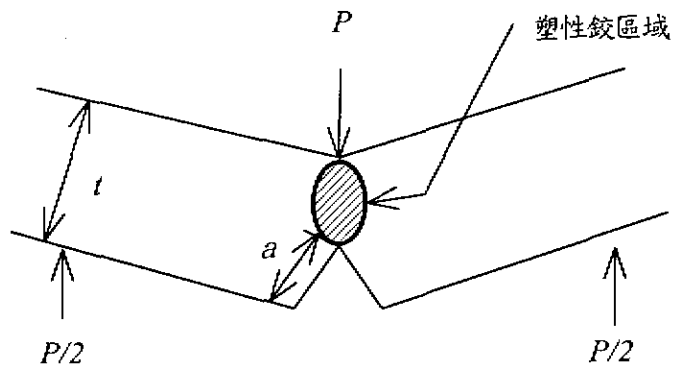


圖 2-5 塑性鉸

(2) 當龜裂材在龜裂進展解析時，如同下式計算的 J 積分所示，當達到 J_{IC} (龜裂開始進展時的 J 積分值) 時，沿著 J - R 曲線(圖 2-6，其中 Δa 表示裂紋的增加量)，於是龜裂開始進展。此外，在龜裂部截面為貫穿龜裂及未貫穿龜裂的兩種情形，其 J 積分值有以下兩種分別：

(a) 截面為貫穿龜裂時

$$J=J_e + J_r \quad (2-6)$$

(b) 截面為未貫穿龜裂時

$$J=J_e + J_r + J_\phi \quad (2-7)$$

其中

$$J_r = \sigma_f \phi_{pl} \left(\sin \frac{X\theta}{2} + \frac{\sin \theta}{\theta} \right) \quad (2-8)$$

$$J_\phi = \sigma_f R \phi_{pl} \left(\sin \frac{X\theta}{2} + \cos \theta \right) \quad (2-9)$$

此處的 ϕ_{pl} 是龜裂部的塑性回轉角， J_e 為彈性 J 積分值， J_r [11] 和 J_ϕ [12] 各別是半徑方向和圓周方向的 J 積分值。由於彈性變形之故， J 積分 J_e 值是根據 Rajab-Zahoor 所提出的式子 [13] 計算得來。另外，本研究中所用的 J - R 曲線，忽略龜裂的鈍化直線，所採用的龜裂進展抵抗 dJ/da 假設是直線(參照圖 2-6)。

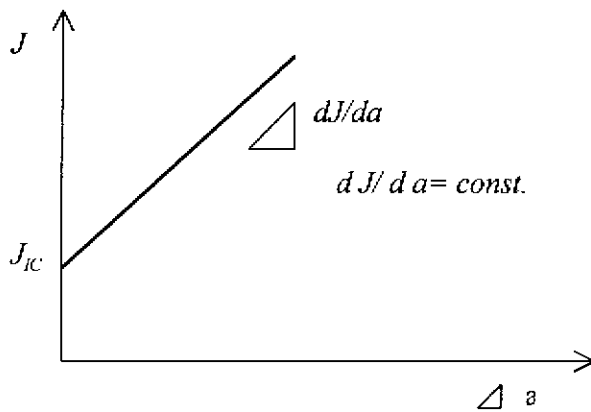


圖 2-6 J-R 線

2-3 解析例

分析過程是採用極限解析手法(Limit analysis theory)及彈塑性破壞力學(Elastic-plastic fracture mechanics)的綜合解析方法，使用柔度(Compliance) 及 J 積分的觀念，針對龜裂管結構作為彈塑性力學解析。至於柔度的使用，在分析過程中，得到以下的關係。具有龜裂的配管，在龜裂部的回轉角 ϕ 值，以本例而言，也就是固定端的回轉角 ϕ 值，可由該點所受的力矩 M 以及配管的彎曲柔度 λ [14] 計算得到，而彎曲柔度 λ 可以無因次化的 λ' 表示，則在固定端 A 點的回轉角 ϕ_A 與 A 點所受的力矩 M_A 有以下關係：

$$\phi_A = \lambda M_A = \frac{L\lambda' M_A}{3EI} \quad (2-10)$$

其中 E 為楊氏模數， I 為慣性矩。固定端有貫穿龜裂的靜不定管結構受到地震產生強制變位的情形，經由解析得到其塑性鉸的形成順序有(1) $A \rightarrow B$ 及(2) $B \rightarrow A$ 兩種。而因為其解析步驟皆相同，以下就以塑性鉸形成順序為 $A \rightarrow B$ 的情形進行說明。

另外，關於龜裂開口面積 S 值的計算 [15]，是由回轉角計算得來，其關係式如下：

$$S = 2R^2\phi_A(\theta \sin \frac{\theta}{2} + \sin \theta) \quad (2-11)$$

2-3.1 解析過程

a. 彈性荷重變形行為解析

本部分的解析，主要求得配管在形成第一塑性鉸時，A 點回轉角 ϕ_A 與 A、B 兩點變位值 H 的關係式。塑性鉸的形成順序如圖 2-1 的 $A \rightarrow B$ 的情況下，配管的平均半徑為 R ，管材肉厚為 t ，配管跨距長為 L ，當數值解析計算時，則代入 $\sigma_f = 400 \text{ MPa}$ ， $R = 77 \text{ mm}$ ， $t = 11 \text{ mm}$ 及 $L = 3000 \text{ mm}$ 。

接著計算無龜裂管結構的全塑性力矩值以及有龜裂管結構的全塑性力矩值，由式(2-4)及式 2-5)可得：

$$M_p = 4\sigma_f R^2 t \quad M_{cp} = 4\sigma_f R^2 t (\cos \frac{X\theta}{2} - \frac{X}{2} \sin \theta) \quad (2-12)$$

對於圖 2-1 靜不定配管進行解析，使用重疊法 (Method of superposition)

則得到:

$$M_A = \frac{6EI(3H + 2L\beta_A + L\beta_B)}{L^2(3 + 4\lambda')} \quad (2-13)$$

$$M_B = \frac{6EI[3H + L\beta_A + 2L\beta_B + 2\lambda'(H + L\beta_B)]}{L^2(3 + 4\lambda')} \quad (2-14)$$

$$R_A = \frac{6EI}{L^2} \left[\frac{(3 + 2\lambda')(3H + 2L\beta_A + L\beta_B)}{(3 + 4\lambda')} - (H + L\beta_A) \right] \quad (2-15)$$

$$R_B = R_A \quad (2-16)$$

其中， β_A 及 β_B 分別為 A 及 B 兩端受強制變位產生的初始回轉角。判斷 A、B 這兩點哪一點最先形成全塑性力矩。而依照這兩點有無龜裂的情形，可以得到 A、B 這二點形成塑性鉸的條件為：

$$M_A = M_{CP}, \quad M_B = M_P \quad (2-17)$$

由式(2-17)的關係，將前面式(2-12)所計算得到的 M_p 及 M_{cp} 值，代入式(2-13)、(2-14)則可得到 A、B 兩點形成塑性鉸所需的 A、B 兩點變位值 H。而變位值 H 最小者的點即為形成第一塑性鉸的點，變位值 H 次小者的點即為形成第二塑性鉸的點。以本例而言，第一塑性鉸在固定端 A 點形成，也就是 A 點已全部塑性化，所以第一塑性鉸形成，其形成條件如下所示：

$$M_A = M_{AP} = M_{CP} \quad (2-18)$$

此時變位值 H_1 ，A 點的回轉角 β_{A1} ，B 點的回轉角 β_{B1} ，則力學模型自由體圖可視為圖 2-7。其中，A 端因形成塑性鉸可當作一有全

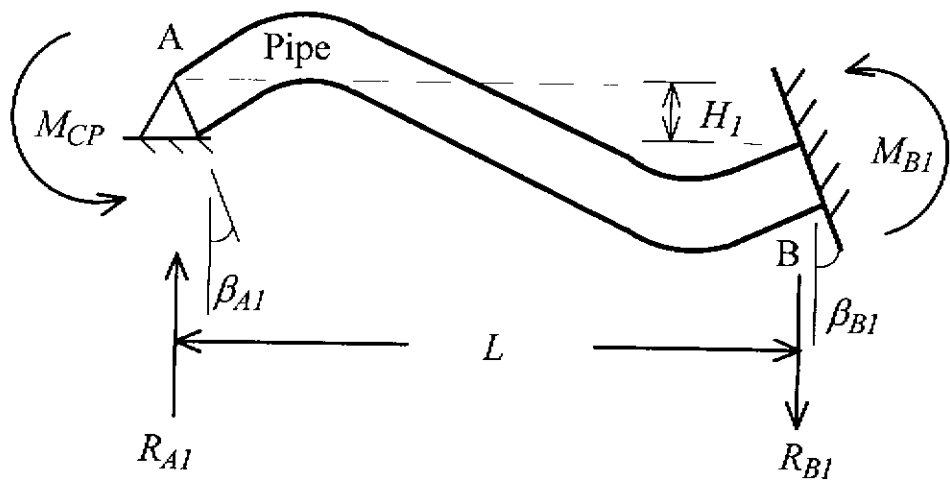


圖 2-7 第一塑性鉸形成時的配管自由體圖

塑性力矩之支持端。以重疊法求得 A、B 兩點變位值 H_1 ：

$$H_1 = \frac{1}{3} \left[\frac{L^2(3+4\lambda')M_{CP}}{6EI} - L\beta_{B1} - 2L\beta_{A1} \right] \quad (2-19)$$

其中 β_{A1} 等於 ϕ_{A1} 。

b. 形成第二塑性鉸的變形行為解析

本部分的解析，主要求得配管在第一塑性鉸形成後至第二塑性鉸形成前時，A 點回轉角 ϕ_A 與 A、B 兩點變位值 H 的關係式。

A 點已形成塑性鉸，也就是其力矩值已形成全塑性力矩 M_p ，一般而言，A 端因已形成全塑性力矩，A 點的力矩塑性鉸形成後，當增加變位 ΔH_2 時，A、B 兩點的支持力變化量各為 ΔR_{A2} 、 ΔR_{B2} ，而隨著龜裂進展 A 點的全塑性力矩減少量及 B 點的力矩增加量各為 ΔM_{CP} 、 ΔM_{B2} ，其力學模型自由體圖可表示如圖 2-8。而以重疊法計算得到，強制變位變化量 ΔH_2 及 A 點回轉角變化量 $\Delta \phi_{A2}$ 為：

$$\Delta H_2 = \frac{2L}{3} \Delta \phi_{A2} - \frac{L}{3} \Delta \beta_{B2} + \frac{L^2}{6EI} \Delta M_{CP} \quad (2-20)$$

$$\Delta \phi_{A2} = -\Delta \beta_{B2} - \frac{L^2}{2EI} \Delta R_{B2} - \frac{L}{EI} \Delta M_{CP} \quad (2-21)$$

B 點形成第二塑性鉸的形成條件為：

$$M_p = M_{B1} + \Delta M_{B2} \quad (2-22)$$