

配管用材料의 設計時 安全性 評價에 關한 研究(I)

A Study on the Safety Evaluation of Design for Piping Materials(I)

김 복 기*

Bok-Key Kim

ABSTRACT

Several piping material test methods have been developed as a result of advances in elastic-plastic fracture mechanics. It's known that, crack propagation of the materials strongly governed by the J_{IC} value. But the value is still difficult to be obtained because of it's complicate and trouble-some determination process. In this paper, to prove the validity of the developed test procedure a series of tests were performed at various temperatures and for different material directions.

1. 서 론

材料의 破損이나 破壞의 舉動을 定性的으로 또는 定量的으로 解析하는 方法에는, 從來의 材料力學의인 方法과 이에 비하여 새로운 評價法이라 할 수 있는 破壞力學의인 方法이 있다. 材料力學은 理想的인 材料, 즉 材料內에 원래부터 缺陷이 없다고 假定하고 力學의인 諸般 問題를 考察하는 學問인데 比하여, 破壞力學은 材料內에 원래부터 存在할 것으로 豫想되는 缺陷을 考慮하여 力學의인 諸般 問題를 考察하는 學問이라 하겠다. 따라서 材料 力學에서는 缺陷을 無視한 應力이나 變形率 또는 變形에 너지 등을 解析因子로 사용하지만, 破壞力學에서는 龜裂의 舉動을 定量的으로 解析하기

위한 파라미터(parameter)가 必要하다. 그 파라미터로는 線型破壞力學(linear elastic fracture mechanics)을 基礎로 한 應力擴大係數(stress intensity factor) $K^{1,2)}$ 와 彈塑性破壞力學(elastic plastic fracture mechanics)을 基礎로 한 COD(crack opening displacement; 龜裂開口量)와 J-積分(J-integral)³⁾ 등이, 一般的으로 많이 利用되고 있다. 材料의 延性(ductility)이 增加하면, 龜裂先端部에서의 塑性領域은 점점 커지게 되므로, 線型彈塑性破壞解析因子 K로는 材料의 破壞舉動을 正確히 解析할 수가 없게 된다^{4,5)}. 이와같이 線型彈塑性破壞力學이 適用될 수 없는 延性破壞의 破壞解析因子로는, 1968년 Rice⁶⁾가 提案한 J-積分이 主로 使用된다. J-積分이란, 單位 두께당 龜裂이 傳播하는

* 명지전문대학 기계설계과

데 所要되는 에너지로 定義되며, 그 臨界值인 J_C 가 材料마다의 特性值로 存在함이 알려져 있다^{7,8,9}. 여기에서 J_C 는 彈塑性破壞靱性值로, 破壞開始點에서의 J -積分값이 되며, 延性材料의 安全性 評價 및 最適設計에 없어서는 안 될, 材料의 固有한 特性值라 하겠다. 즉 J -積分값이 그 臨界值인 J_C 값보다 작을 때($J < J_C$), 그 材料는 安全하다고 할 수 있다. 材料의 特性值인 J_C 값은 破壞形態(fracture mode), 材料의 두께, 試驗片의 形狀 등 實驗條件에 따라 다르게 나타난다고 알려져 있다. 이러한 J_C 중에서 平面變形狀態의 Mode I 龜裂材의 J_C 를 J_{IC} 라고 하며, J_{IC} 는 材料의 種類에 따라 一定한 값을 갖는 것으로 알려져 있다. 이러한 J_{IC} 의 決定은 原子力産業器機나 航空機, 宇宙船, 海洋構造物 및 기타 大形構造物 等の 安全設計와 健全性 評價에 必須的이라 하겠다. 그러나, 그 決定方法이 어려우며 많은 時間과 經費가 所要된다는 問題點이 있다. 本 研究에서는 強度 및 耐蝕, 耐熱性이 要求되며, 主蒸氣 및 安全停止 系統 配管用 素材인 SA312 TP316鋼의 母材에 대하여, 49, 296, 327°C에서 引張試驗과 J_{IC} 試驗을 하였으며 그 結果를 考察하고자 한다.

2. 재료 및 시험장비

引張試驗과 J_{IC} 試驗에서는 ASME SA312 TP316 鋼을 直徑이 0.4m인 pipe에서 採取하였으며, 材料의 化學的 成分은 Table 1과 같다.

Table 1 Chemical composition of materials

		[Wt. %]								
System	Spec.	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Fe	
Shutdown	SA312	0.08	0.75	2.00	0.04	0.03	16.0	2.00	Rem.	
Cooling	TP316									

Table 2는 SA312 TP316鋼의 素材에 대하여, 材料, 試驗溫度, 試片의 數를 나타낸 것이다.

Table 2 Test specimen matrix

Material		Specimen	Temp. (°C)	$\sigma - \epsilon$ Test	J_{IC} Test
Base Metal	SA312 TP316	SB1-SB4	49	4	4
		SB5-SB7	296	3	3
		SB8	327	1	1

Fig. 1은 試片採取 方向에 使用된 符號를 說明하고 있다. 引張試片에 使用된 英文字는 試片에 加해지는 荷重方向을 意味한다. J_{IC} 試片에 使用된 첫번째 英文字는 荷重 方向을 意味하며, 두번째 英文字는 龜裂傳播 方向을 意味한다.

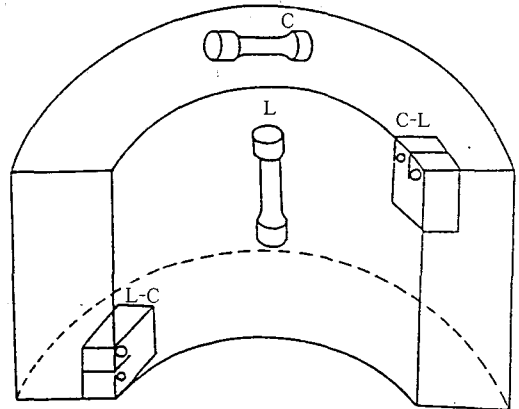


Fig. 1 Specimen orientation with respect to a pipe geometry

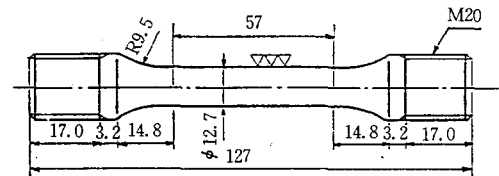


Fig. 2 Geometry of tensile test specimen

Fig. 2는 本 研究의 引張試驗에 使用된 試片을 보여 주고 있으며, Fig. 3은 本 研究의 J_{IC} 試驗에 使用된 試片의 形狀을 보여주고 있다.

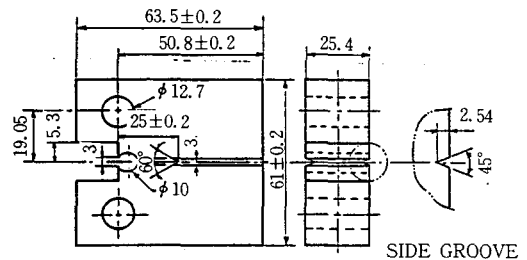


Fig. 3 Geometry of CT test specimen

SA312 TP316 stainless steel의 母材는 SB로 表記하고, 이 文字 뒤에 素材의 heat number에 따라 一連番號를 附與하였다. 引張試片은 이 番號의 뒤에 試片의 方向에 따라 L 또는 C로 表記하고, J_{IC} 試片은 이 番號의 뒤에 試片의 方向에 따라 L-C 또는 C-L로 表記하였다. L은 試片 材料의 길이 方向(Longitudinal direction)을 意味하고, C는 圓周方向(Circumferential direction)으로 試片을 採取한 것이다.

試驗機는 Fig. 4와 같은 인스트론사의 25톤 容量의 Servohydraulic computer controlled materials testing system를 使用하였다. 본 試驗은 始作하기 前에 政府指定 檢査機關으로부터 矯正을 받아 試驗機의 正確(精密)度를 確認하였다. 試驗時의 모든 試驗의 制御, data 處理 및 結果解析은 16bit PC를 使用하였다.

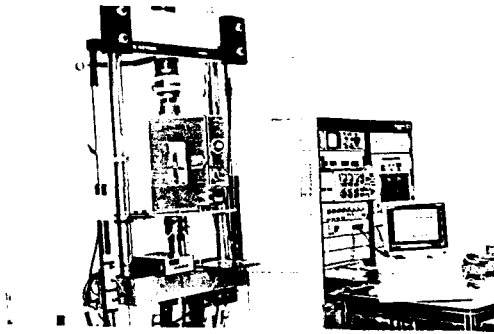


Fig. 4 Main parts of testing system

加熱爐로는 인스트론사의 high temperature environment chamber를 使用하였다. 加熱爐 內의 溫度分布가 均一하게 自動으로 調節되도록, 試片의 龜裂部와 加熱爐 內에 溫度感知裝置를 設置하여, 溫度를 感知하고 調節하였다. 引張試驗에서는 extensometer(Instron model 2632)를 使用하여 變位를 測定하였으며, J_{IC} 試驗에서는 高溫用 COD gage (capacitec model B)와 amplifier(capacitec model SP 3200)를 使用하여 荷重線變位를 測定하였다.

3. 시험방법

3.1 인장시험

引張試驗은 ASTM E8-89¹⁰⁾(standard test methods of tension testing of metallic materials)와 E21-79¹¹⁾(standard practice for elevated temperature tension tests of metallic materials)에 따라 實施하였다. 高溫試驗은 試片의 3點에서 溫度를 測定하여 ±1°C의 範圍內에서 定常狀態로 2時間 維持시킨 後에 實施하였다. 引張試驗時의 降伏點은 0.2% offset法을 使用하여 決定하였으며, 引張強度는 ASTM E8-89, 7.5項에 따라 最大荷重을 原斷面積으로 나누어 決定하였다. 또한 試驗에서 얻어진 荷重-變位 線圖로 부터 公稱應力-公稱變形率 線圖를 얻었으며, 여기에 다음 式을 適用하여 眞應力-眞變形率(true stress-true strain) 線圖를 구하였다.

$$\sigma = \sigma_n(1 + \epsilon_n)$$

$$\epsilon = \ln(1 + \epsilon_n)$$

여기에서,

σ = 眞應力(true stress)

σ_n = 公稱應力(nominal stress)

ϵ = 眞變形率(true strain)

ϵ_n = 公稱變形率(nominal strain)

眞應力-眞變形率 線圖를 다음의 Ramberg-Osgood 式으로 curve fitting하여 常數項 α , n 을 決定하였다.

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_Y} = \frac{\sigma}{\sigma_Y} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_Y} \right)^n$$

여기에서,

ϵ_Y = 降伏點에서의 變形率

σ_Y = 降伏應力

α = 常數

n = 加工硬化指數

3.2 J_{IC} 시험

J_{IC} 試驗은 ASTM E813-89¹²⁾에 따라 單一試片法으로 遂行하였으며, 그 節次는 다음과 같다.

3.2.1 피로예비구열

J_{IC} 試片의 노치先端은 ASTM E813-89에 따라 疲勞豫備龜裂(fatigue precrack)을 만들었다. 常溫에서 疲勞荷重을 作用시켜 a_0/W 가 0.6이 되도록 하였으며, 疲勞豫備龜裂을 만드는 條件은 다음과 같다.

$$a_f \geq 0.05a_0 \text{ 또는 } a_f \geq 1.3\text{mm}$$

$P_f(\max) \leq 0.4P_L$ 또는 $\Delta K/E \leq 0.005\sqrt{\text{mm}}$
 여기서,

a_f : 疲勞龜裂길이 (Fig. 5, 6 參考)

a_0 : 노치加工 龜裂길이

P_L : CT試片의 疲勞豫備龜裂荷重

$$= \frac{Bb^2\sigma_{fs}}{2W+a}$$

B : 試片두께

W : 試片幅

b : W-a

σ_{fs} : 有效降伏強度 = (降伏強度 + 引張強度) / 2

E : Young's modulus

ΔK : 應力擴大係數의 幅

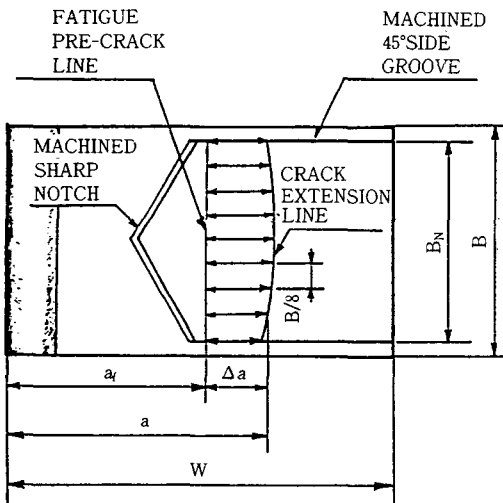
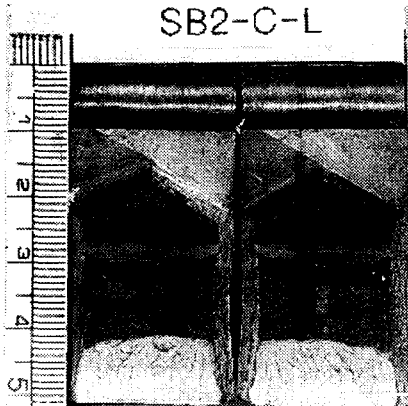


Fig. 5 Measurement of crack length



SB2-C-L machined notch fatigue precrack crack extension L/C fractured surface

Fig. 6 Fracture surface of specimen

3.2.2 Side Groove가공

試片에 疲勞豫備龜裂을 만든 後, 龜裂이 直進하도록 試片두께(B)의 10%씩 兩面에 side groove加工을 하였다. Side groove는 45°角度的 노치커터를 사용하여 疲勞豫備龜裂과 一致하도록 加工하였다. 따라서 試驗에 使用한 試片의 實두께(B_N)는 20.32mm였다.

3.2.3 J_{IC}시험

ASTM E813-89에 따라 單一試片法으로 J_{IC}試驗을 하였으며, 試片에 따른 試驗結果의 一部分을 Fig. 7과 Fig. 8에 나타내었다. 여기에서 J_{IC}의 決定은 다음과 같다.

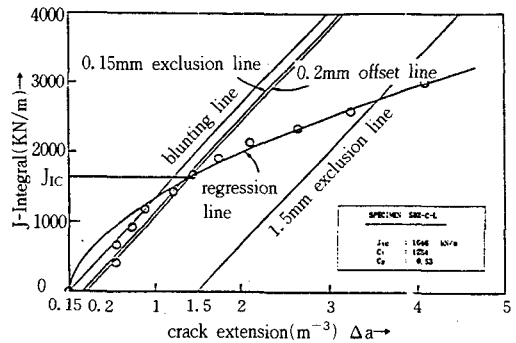


Fig. 7 J_{IC} test results for SA312 TP316 stainless steel at 49°C (SB2)

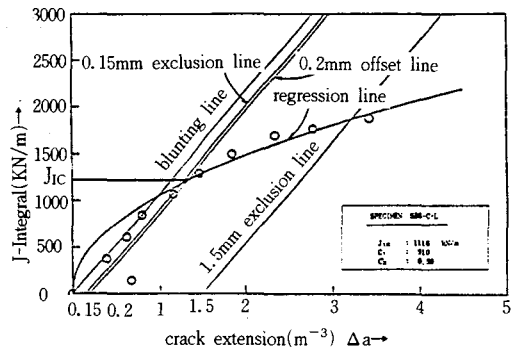


Fig. 8 J_{IC} test results for SA312 TP316 stainless steel at 327°C (SB8)

가) 負荷 (loading)와 除荷 (unloading)을 反復하여 荷重-荷重線變位 線圖를 作成한다. 除荷量은

除荷 開始點 荷重의 10%로 하며, 여기에서 구한 除荷 컴플라이언스(unloading compliance)로부터 龜裂길이를 算出한다.

나) ASTM E813-89에 따라 각 點에서의 面積을 計算하여 J-積分값을 구한다.

다) 以上の 試驗結果로부터 J-積分 J와 龜裂進展量 Δa 를 구하여 J- Δa 그래프상에 Δa 에 따른 J를 그린다.

라) J- Δa 그래프상에 $J=2\Delta a \sigma_{fs}$ 인 鈍化線(blunting line)을 그린다.

마) Blunting line을 0.15mm, 0.2mm, 1.5mm offset 移動시킨다.

바) 0.15, 1.5mm offset line 사이의 데이터를 利用하여 最小自乘法에 의해 $J=C_1(\Delta a)^{C_2}$ 인 回歸線(regression line)을 구한다.

사) 이 回歸線과 鈍化線의 0.15mm, 1.5mm offset line이 만나는 點이 龜裂進展량의 最小값($\Delta a_{(min)}$)과 最大값($\Delta a_{(max)}$)이며 0.15, 1.5mm offset line 사이에 있고, $\Delta a_{(min)}$, $\Delta a_{(max)}$ 사이에 있으며 J의 값이 $b_0 \sigma_{fs}/15$ 以下인 데이터만을 사용하여 回歸線を 修正함.

아) 回歸線과 鈍化線의 0.2mm offset line이 만나는 點의 J값을 J_Q 로 함.

자) 이 J_Q 값이 ASTM E813-89, 9.4節의 條件을 滿足하면 J_{IC} 로 함.

3.2.4 구열길이 측정

除荷 컴플라이언스法으로 算出된 龜裂길이가 實際 龜裂길리와 一致하는지는 檢討하여야 한다. 試片破斷面의 疲勞豫備龜裂과 進展된 龜裂의 區別을 容易하게 하기 위하여, 49℃에서 試驗한 試片에는 300℃에서 約 10分동안 加熱着色(heat tinting)을 하였으며, 高温(296, 327℃)에서 試驗한 試片은 試驗中에 加熱着色이 되었으므로 別途의 着色을 하지 않았다. 이렇게 加熱着色이 된 試片에 疲勞荷重을 作用시켜 試片을 破斷시켰다. 50倍率의 移動式 顯微鏡(travelling microscope)을 利用하여, 試片破斷面의 等間隔 9點에서 初期龜裂길리와 龜裂進展량을 測定하고, 이를 除荷 컴플라이언스法으로 解析한 試驗結果와 比較, 確認하였다(Fig. 5, 6 參考).

3.3 J_{IC} 데이터의 유효성

E813-89에 의하면 J_Q 가 다음의 6가지 項目을 滿足하면 J_{IC} 로 認定된다.

가) Specimen size

$$B > 25J_Q / \sigma_{fs}$$

$$b_0 > 25J_Q / \sigma_{fs}$$

나) J_{max}

$$J_{max} = b_0 \sigma_{fs} / 15$$

다) Data spacing

鈍化線의 0.15mm offset line과 1.5mm offset line 사이의 데이터를 利用하여 J-R 曲線을 curve fitting하여, 두 offset line 사이에 적어도 4個의 데이터가 있어야 한다. 또 0.15mm offset line과 0.2mm offset line사이, 1.0mm offset line과 1.5mm offset line 사이에 적어도 1個씩의 데이터가 있어야 한다.

라) Regression line

J_Q 값이 決定되는 點에서의 power law regression line의 기울기 (dJ/da)는 σ_{fs} 보다 작아야 한다.

마) Crack shape

試片 破斷面을 Fig. 5에서와 같이 8等分하여 9點에서 龜裂길리를 測定하여야 하며, 이때 平均 龜裂길리와 9點에서 測定한 각각의 길리의 最大 偏差가 7% 以下이어야 한다. 또, 兩 表面에서의 龜裂길리의 差異와 中央 部分과 表面龜裂의 差異는 $\pm 0.02W$ 以內이어야 한다.

바) Crack extension

Unloading compliance 法으로 測定한 龜裂進展량과, 試片 破斷面의 9點에서 測定한 龜裂進展량의 平均과의 差異가 15% 以下이어야 한다.

4. 시험결과 및 고찰

4.1 인장시험결과 고찰

試片에 荷重을 加하여 荷重-變位(load-displacement) 線圖를 얻었으며, 이 線圖로부터 公稱應力-公稱變形率(nominal stress-nominal strain) 線圖를 구하였다. 이로부터 眞應力-眞變形率(true stress-true strain) 線圖를 구하였으며, Ramberg-Osgood式에 適合하여 α 와 n 값을 구하였다.

SA312 TP316 鋼에 대한 試驗結果로부터 구한 降伏強度, 引張強度, α , n 값을 整理한 結果는 Table 3과 같다. Table 3에서 보는 바와 같이 降伏

강도와 인장강도 Ramberg-Osgood 式의 常數 α , n 은 같은 材質의 試片에서도 heat number에 따라 그 偏差가 크게 나타났다. 試片의 方向性이나 溫度의 影響은 確然히 나타나지 않았다. SA312 TP316 鋼의 引張試驗 結果는 引張強度나 降伏強度가 優秀한 것으로 나타났다.

Table 3 Summary of $\sigma - \epsilon$ test results for SA312 TP316

Specimen	Orient.	σ_y (MPa)	σ_u (MPa)	α	n
SB1-L	L	211	510	5.13	3.03
SB2-C	C	248	538	8.61	3.14
SB3-L	L	269	572	7.39	3.33
SB4-C	C	276	559	7.94	3.20
SB5-C	C	172	448	3.96	2.99
SB6-L	L	179	462	6.00	2.84
SB7-C	C	166	448	4.33	3.00
SB8-C	C	138	462	8.21	2.20

4.2 J_{IC} 시험결과와 유효성 고찰

試片에 河重을 加하여 荷重-荷重線變位 (load-load line displacement) 線圖를 얻었으며, 3.2節의 方法에 따라 J_{IC} 를 구하였다. Table 4에서 보는 바와 같이 J_{IC} 값을 比較하면, 引張試驗에서와 같이, 같은 材質의 試片에서도 heat number에 따라 그 偏差가 크게 나타났다. J_{IC} 값에 미치는 試片方向의 影響이나 溫度의 影響은 確然하지 않았는데, 이는 heat number에 따른 偏差가 너무 크게 나타나서 方向性이나 溫度의 影響을 考察할 수 없었기 때문이라고 생각된다.

Table 4 Summary of J_{IC} test results for SA312 TP316

Specimen	Orient.	J_{IC} (KN/m)	C_1	C_2
SB1-L-C	L-C	1768	1331	0.44
SB2-C-L	C-L	1646	1254	0.53
SB3-L-C	L-C	1948	1376	0.58
SB4-C-L	C-L	1945	1421	0.51
SB5-C-L	C-L	1063	861	0.62
SB6-L-C	L-C	1340	1089	0.41
SB7-C-L	C-L	696	698	0.50
SB8-C-L	C-L	1116	910	0.50

配管用鋼에 대한 試驗結果를 整理하여 구한 J_{IC} , C_1 , C_2 값은 Table 4와 같다. 3.2節의 6가지 項目에 대한 試驗結果의 有用性을 檢討하였으며, 그 結果를 Table 5에 整理하였다. 여기에서 試驗

上的 誤差를 確認하는 條件 “다)~바)”는 대체로 잘 滿足하였으나, 條件 “가, 나”는 大部分 滿足시키지 못하였다. 이는 材料의 韌性(toughness)이 매우 크기 때문이라고 생각된다. 즉 材料의 韌성이 크면 彈塑性破壞 韌性值가 높아지기 때문이다.

Table 5 Validity check for SA312 TP316

Specim	Orient.	Validity					
		I	II	III	IV	V	VI
SB1-L-C	L-C	X	X	0	0	0	0
SB2-C-L	C-L	X	X	0	0	0	0
SB3-L-C	L-C	X	X	0	0	0	0
SB4-C-L	C-L	X	X	0	0	0	0
SB5-C-L	C-L	X	X	0	0	0	0
SB6-L-C	L-C	X	X	0	0	0	0
SB7-C-L	C-L	X	X	0	0	0	0
SB8-C-L	C-L	X	X	0	0	0	0

* Note
 0 : Valid, X : Invalid
 I : Specimen size, II : J_{MAX} , III : Data spacing,
 IV : Regression line, V : Crack shape,
 VI : Crack extension

5. 결 론

主蒸氣 및 安全停止 系統 配管用 素材인 SA312 TP316鋼의 母材에 대하여, 49, 296, 327°C에서 引張試驗과 J_{IC} 試驗을 하였으며, 그 結果의 考察로부터 다음과 같은 結論을 얻었다.

- 1) J_{IC} 값, 降伏強度, 引張強度, Ramberg-Osgood 式의 常數 α , n 은 同一-材質의 試片에서도 heat number에 따라 그 偏差가 크게 나타났다.
- 2) 配管用 素材의 安全性 評價에 關한 ASTM의 有效 J_{IC} 條件 中 data spacing, regression line, crack shape, crack extension인 境遇 大部分 滿足한다.
- 3) 材料의 韌性(Toughness)이 매우 커서, ASTM의 有效 J_{IC} 條件 中 specimen size와 J_{MAX} 는 大部分 滿足치 못하였다.

참 고 문 헌

1) R. W. Nichols, F. M. Burdekin, R. Cowan, D. Elliott and T. Ingham, Practical Fracture Mechanics for Structural Steel, Proc. Conf.

- Culcheth, UKAEA/Chapman and Hall, Section F., 1969.
- 2) R. F. Smith and J. F. Knott, Practical Application of Fracture Mechanics to Pressure Vessel Technology, Inst. Mech. Engrs., London, p. 65, 1971.
 - 3) 彈塑性破壞韌性值 J_{IC} 試驗方法, JSME S001-1981, 1981.
 - 4) V. J. Gentilcore, A. W. Pense and R. D. Stout, Fracture Toughness of Pressure Vessel Steel Weldments, Welding Research Supplement, pp. 341~353, August 1970.
 - 5) W. J. Mills, Fracture Toughness of Two Ni-Fe-Cr Alloys, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 26, No. 2, pp. 223~228, 1987.
 - 6) J. R. Rice, A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks, Journal of Applied Mechanics, Vol. 35, pp. 379~386, 1968.
 - 7) B. Voss and R. A. Mayville, The Use of the Partial Unloading Compliance Method for the Determination of J-R Curve and J_{IC} , ASTM STP856, pp. 117~13-, 1985.
 - 8) 崔鎔湜, 金福起, 石昌星, 彈塑性破壞韌性值 J_{IC} 決定法과 問題點에 關한 研究, 成均館大學校 論文集(科學技術篇), Vol. 42, No. 2, pp. 119~134, 1992.
 - 9) Y. A. Rosenthal, J_{IC} Data Analysis Method with Negative Crack Growth Correction Procedure, Journal of Testing and Evaluation, ASTM, Vol. 4, No. 4, pp. 301~304, 1990.
 - 10) Standard Test Method of Tension Testing of Metallic Materials, Annual Book of ASTM Standards, ASTM E8-89, pp. 130~149, 1992.
 - 11) Standard Recommended Practice for Elevated Temperature Tension Tests of Metallic Materials, Annual Book of ASTM Standards, ASTM E21-79, pp. 198~204, 1992.
 - 12) Standard Test Method for A Measure of Fracture Toughness, Annual Book of ASTM Standard, ASTM E813-89, 1991.
-