

배관용재료의 설계시 안전성 평가에 관한 연구(Ⅱ)

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

김 복 기*
Bok-Key Kim

ABSTRACT

For most engineering materials are influenced by the dominant mechanism resisting crack extension under large scale yielding conditions. Continuum mechanics analysis shows that fracture toughness, in addition to depending on young's modulus, flow stress strain hardening exponent, and yield strain, should be nearly proportional to the effective fracture ductility obtained for the stress state characteristic for region ahead of the crack; plane stress or plane strain.

It's known that, in most ductile materials, crack propagation of the material strongly governed by the J_{IC} value, which is still difficult to determine for it's complicate and trouble-some determinative process.

This paper, on the assumption that, initiation of crack tip strain field reaches on the relationships between the critical value of J-integral (J_{IC}) and the local fracture strain(ϵ_c) in uniaxial tensile test in the region of maximum reduction areas was described.

1. 序 論

재료의破損이나破壞의學動을定性的으로또는定量的으로解析하는方法에는,從來의材料力學的인방법과이에비하여새로운評價法이라할수있는破壞力學的인方法이있다.材料力學은理想的인材料,즉材料內에원래부터缺陷이없다고假定하고力學的인諸般問題를考察하는學問인데比하여,破壞力學은材料내에원래부터存

在할것으로豫想되는缺陷을考慮하여力學的인諸般問題를考察하는學問이라하겠다.龜裂이存在하는部材에대하여彈性解析에의한龜裂先端의應力解로는,應力擴大係數(stress intensity factor; SIF)를導入한Irwin¹⁾의解와Williams²⁾의解가있다.이들의結果는理想的인材料에대한彈性解에의한것이므로연성이큰재료에서는사용되기가곤란할것이다.一般的인材料에서는龜裂先端의塑性域發生때문에이러한解析結果가

* 명지전문대학 기계설계과

잘 맞지 않으며, 延性材料에서는 塑性域이 커지기 때문에 彈塑性解析을 하여야 한다. 彈塑性解析에서는 龜裂先端的 應力解析에 의한 塑性域의 크기를 考慮하고 塑性域 內의 應力이나 變形率 또는 變形에너지를 解析한 여러 研究^{3~10}와, 이로부터 COD(crack opening displacement)와 SZW(stretch zone width)의 關係를 구한 研究^{11~15}들이 있다.

이에 本 研究에서는, 延性材料에 대하여, 材料力學的인 破壞基準을 龜裂의 크기를 考慮한 破壞力學的인 解析에 適用하여 보고자 한다. 延性材料의 破壞時 龜裂先端에는 큰 塑性領域이 發生한 後에 破壞가 일어나므로, 그 舉動이 引張試驗時의 넥킹(necking)部의 舉動과 어떤 關係가 있으리라 생각된다. 즉, 延性材料에 있어서 龜裂進展이 始作될 때의 龜裂先端的 變形率과 넥킹部의 破壞時의 變形率(以下 '局部破壞變形率'이라 함)이 같다고 假定하면, 龜裂先端的 最大變形率은 局部破壞變形率 값이 될 때 龜裂進展이 始作될 것이다. 이 局部破壞變形率 값으로 破壞解析을 할 수 있다면, 從來의 複雜하고 어려운 破壞力學的인 解析方法에 비하여 破壞解析이 보다 쉽고 便利해질 것이다.

2. 變形率 破壞基準

2.1 延性 龜裂材에의 最大主變形率說의 適用

龜裂등의 缺陷이 있는 脆性部材에 外力이 作用하면, 龜裂先端에 應力이 集中되어 작은 外力에도 쉽게 破壞에 이르게 될 것이다. 그러나, 延性材料의 경우에는 破壞 前에 塑性領域의 發生으로 因하여 應力이 再分布되므로, 脆性材料에서와 같은 큰 危險은 없다 하겠다. 따라서 脆性材料의 破損理論을 適用할 수는 없을 것이다.

延性龜裂材料에 外力이 增加하면, 塑性領域과 龜裂先端的 鈍化에 의한 龜裂開口變位가 增加하는데, 그 變位가 限界值에 到達할 때 龜裂進展이 일어난다는 概念이 COD(crack opening displacement) 概念이라 하겠다. 龜裂開口變位가 增加할 때에는 鈍化에 의한 龜裂進展이 同伴되는데, 그 龜裂의 先端部에 最大의 變形率이 發生할 것이다. 이 最大變形率이 限界值에 到達할 때 破壞가 일어날 것이며, 이는 一軸引張試驗시 破斷되는 部分(necking部)의 舉動과 같다고 생각할 수 있다. 따

라서 引張試驗時 破斷된 部分의 最大變形率 값(ϵ_c : 局部破壞變形率)을 알 수 있고 龜裂先端部의 最大變形率 값(ϵ)을 알 수 있다면, $\epsilon \leq \epsilon_c$ 의 安全條件을 適用하여 安全性 評價를 할 수 있을 것이다.

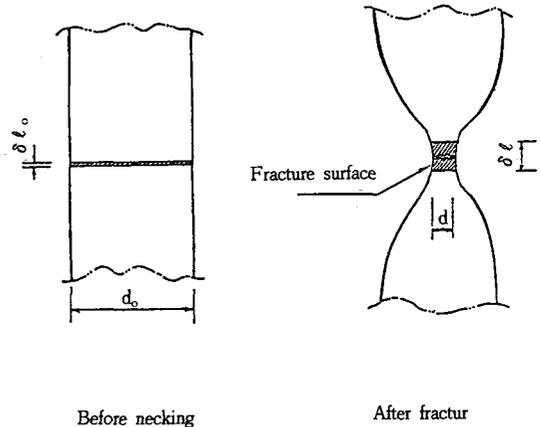


Fig. 1 Schematic features of the ductile fracture after necking

2.2 ϵ_c 의 決定

最大主變形率(ϵ)의 臨界值인 ϵ_c 는 一軸 引張試驗으로 決定할 수 있다. 引張試驗時, 斷面收縮(necking) 後 破斷이 일어난 곳에서의 破壞直前의 變形率은 局部破壞變形率(ϵ_c)이 되겠다. 局部破壞變形率(破壞直前의 變形率)을 直接 測定하는 일은 어려운 일이나, 變形率의 測定없이도 試驗 後의 斷面續으로부터 ϵ_c 를 決定할 수 있겠다. 塑性變形의 境遇 體積이 不變이라고 볼 수 있으므로, 破斷部의 實驗前과 實驗 後의 體積이 같다고 假定하면 다음式이 성립한다.

$$\delta V = A_0 \delta l_0 = A \delta l \dots\dots\dots (2.1)$$

여기에서

A_0 : 實驗前의 斷面積

A : 破斷部의 斷面積

δl_0 : 試片의 實驗 前의 破斷될 部分의 微小 길이 (Fig. 1)

δl : 試片의 實驗 後의 破斷部의 微小 길이

δV : 破斷部의 微小 體積

Fig. 1에서, 試驗 前의 直徑을 d_0 , 試驗 後 破斷

된 斷面 收縮部의 斷面積을 d 라 하면 다음 式이 成立한다.

$$\delta l_o(d_o)^2 = \delta l d^2 \dots\dots\dots (2.2)$$

이를 整理하면

$$\delta l / \delta l_o = (d_o/d)^2 \dots\dots\dots (2.3)$$

이 部分의 破壞時의 公稱變形率(nominal strain)을 ϵ_{nc} 라 하면

$$\epsilon_{nc} = (l - l_o) / l_o = (l / l_o) - 1 \dots\dots\dots (2.4)$$

式(2.3)과 式(2.4)에서

$$\epsilon_{nc} = (d_o/d)^2 - 1 \dots\dots\dots (2.5)$$

破壞時의 眞變形率(true strain)을 ϵ_c 라 하면

$$\epsilon_c = \ln(1 + \epsilon_{nc}) = 2 \ln(d_o/d) \dots\dots\dots (2.6)$$

따라서 試驗 後 破斷面의 直徑(d)과 試驗前의 直徑(d_o)만 測定하면, 式(2.6)에 의하여 局部破壞變形率(ϵ_c : 主變形率의 臨界值)을 구할 수 있을 것이다^{11,12}. 局部破壞 變形率(ϵ_c)과 斷面收縮率(R_a)과의 關係를 구하기 위하여 斷面收縮率을 試片의 直徑(d, d_o)으로 나타내면 다음과 같다.

$$R_a = 1 - (d/d_o)^2 \dots\dots\dots (2.7)$$

式(2.5)와 式(2.7)에서

$$\epsilon_{nc} = \frac{1}{1 - R_a} - 1 \dots\dots\dots (2.8)$$

따라서 破壞時의 眞變形率(true strain) ϵ_c 는 다음과 같다.

$$\epsilon_c = \ln(1 + \epsilon_{nc}) = -\ln(1 - R_a) \dots\dots\dots (2.9)$$

따라서 斷面收縮率(R_a)을 알 수 있다면, 式(2.9)에 의하여 局部破壞變形率(ϵ_c : 主變形率의 臨界值)을 구할 수 있다.

2.3 變形에너지密度 破壞基準

單位體積當의 變形에너지인 變形에너지密度(strain energy density)가 限界值에 到達할 때 破壞에 이른다는 破壞基準으로¹², 一軸應力狀態일 때의 變形에너지密度는 引張試驗으로부터 얻은 應力(σ)-變形率(ϵ)線圖의 아래의 面積과 같다.

引張試驗으로부터 얻은 應力(σ)과 變形率(ϵ)의 關係를 다음과 같은 式으로 나타낼 수 있겠다.

$$\sigma = a(\epsilon)^b \dots\dots\dots (2.10)$$

여기에서 a 와 b 는 曲線 맞춤(curve fitting)을 하여 얻어지는 係數이며, a 는 應力(σ)과 같은 單位가 되고 b 는 無次元이다. 變形率의 限界值(ϵ_c)까지의 이 曲線의 아래의 面積이 變形에너지密度의 限界值(W_C)가 된다.

$$W_C = \int_0^{\epsilon_c} \sigma d\epsilon \dots\dots\dots (2.11)$$

式(2.10)와 (2.11)에서

$$W_C = a(\epsilon_c)^{b+1} / (b+1) \dots\dots\dots (2.12)$$

引張試驗으로부터 얻은 式(2.10)의 常數 a, b 를 알면, 一軸應力狀態일 때의 變形에너지密度의 限界值를 式(2.12)에 의하여 구할 수 있을 것이다.

3. J_{IC} 適用의 理論解析

3.1 J_{IC}와 W_C와의 關係

Rice에 의해 提案된 J-積分의 式은 다음과 같다³⁾.

$$J = \int_{\Gamma} \left(W dy - T \frac{\partial u}{\partial x} ds \right) \dots\dots\dots (3.1)$$

龜裂이 鈍化되어 둥글게 된 龜裂先端으로 積分 徑路(Γ)를 잡으면 $T=0$ 가 되므로

$$J = \int_{\Gamma_1} W dy \dots\dots\dots (3.2)$$

여기에서 W 는 變形에너지密度로 다음과 같이 表示할 수 있다.

$$W(y) = W_o f(y) \dots\dots\dots (3.3)$$

여기에서 W_o 는 龜裂先端에서의 變形에너지密度로 $W(y)$ 의 最大 값과 같으며, $f(y)$ 는 1보다 작거나 같은 未知의 函數이다. 式(3.2)와 式(3.3)에서

$$J = W_o \int_{\Gamma_1} f(y) dy \dots\dots\dots (3.4)$$

W_o 는 變形에너지密度로, W_o 가 그 極限 값인 W_C 가 될 때 J 는 J_{IC} 가 될 것이다.

$$J_{IC} = W_C \int_{\Gamma_1} f(y) dy \dots\dots\dots (3.5)$$

平面應力狀態(plane stress condition)일 때의 W_C 는, ϵ_{nc} 가 引張試驗時 破斷部의 最大公稱變形率일 때, 다음과 같이 놓을 수 있다.

$$W = \sigma_Y \epsilon_{nc} = \sigma_Y (\epsilon \epsilon_c - 1) \dots\dots\dots (3.6)$$

여기에서

σ_Y : 降伏應力

ϵ_c : 眞變形率의 臨界值

式(3.5)과 式(3.6)에서

$$\int f(y) dy = \frac{J_{IC}}{\sigma_Y (\epsilon^{ec} - 1)} \dots\dots\dots (3.7)$$

平面應力狀態에서의 J-積分 값과 龜裂開口變位와의 關係는 다음과 같다³⁾.

$$J_{IC} = \sigma_Y \delta_c = 2a_c \sigma_Y \dots\dots\dots (3.8)$$

여기에서

δ_c : 龜裂先端開口變位の 極限값

a_c : 鈍화에 의한 龜裂進展量の 極限값

式(3.7), (3.8)에서,

$$\int f_{(y)} dy = 2a_c / (e^{\epsilon_c} - 1) \dots\dots\dots (3.9)$$

Rice¹³⁾에 의하면 平面變形率狀態(plane strain condition)에서는 다음과 같다.

$$J_{IC} = a_c \sigma_Y (2 + 6\pi) / \sqrt{3} \dots\dots\dots (3.10)$$

式(3.7)는 平面應力狀態에서 誘導된 것이나 이 式이 平面變形率狀態에서도 適用된다고 假定하고, 式(3.11)를 式(3.7)에 代入하면, 平面變形率狀態에서는

$$\int f_{(y)} dy = a_c \sigma_Y (2 + 6\pi) / \sqrt{3} (e^{\epsilon_c} - 1) \dots\dots (3.11)$$

式(3.5), 式(3.9), 式(3.11)을 整理하면 다음과 같다.

平面應力狀態에서

$$J_{IC} = 2W_C a_c / (e^{\epsilon_c} - 1) \dots\dots\dots (3.12)$$

平面變形率狀態에서

$$J_{IC} = 2.96W_C a_c / (e^{\epsilon_c} - 1) \dots\dots\dots (3.13)$$

3.2 ϵ_c 와 J_{IC} 와의 關係

平面變形率狀態에서의 ϵ_c 와 J_{IC} 와의 關係式을 구하기 위하여는 式(3.13)에 式(2.12)을 代入하면 아래와 같다.

$$J_{IC} = 2.96a_c a_c (\epsilon_c)^{b+1} / \{(b+1)(e^{\epsilon_c} - 1)\} \dots\dots\dots (3.14)$$

4. 實驗에 의한 比較

4.1 試驗材料

前節에서 誘導한 J_{IC} 와 ϵ_c 와의 關係를 檢討하기 위한 實驗을 하였다. 原子力發電所의 配管에 사용 되는, SA312 TP316 스테인레스鋼과 SA106 Gr. C 炭素鋼에 대하여 서로 다른 溫度와 서로 다른 方向에서, 各各 引張試驗과 J_{IC} 試驗을 하였다¹⁶⁻¹⁸⁾ 引張試片 L方向에 대하여 J_{IC} 試片 L-C 方向, 引張試片 C 方向에 대하여 J_{IC} 試片 C-L 方向의 試片을 採取하여 試驗을 하였으며, 이들의 結果를 前節의 結果와 比較하였다.

各 材料의 化學的 成分과 試片採取方向의 사용된 부호는 Table 1과 Table 2와 같다. 引張試驗에 사용된 영문자는 試片에 가해지는 荷重方向을 의미한다. J_{IC} 試片에 사용된 첫번째 영문자는 龜裂傳播 方向을 意味한다.

Table 1 Chemical composition of materials [Wt. %]

System	Spec.	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Fe
Main	SA106	0.35	0.10	0.29	0.05	0.58			Rem.
Steam	Gr. C								
Shutdown	SA312	0.08	0.75	2.00	0.04	0.03	16.0	2.00	Rem.
Cooling	TP316								

Table 2 Test specimen matrix

Material		Specimen	Temp. (°C)	$\sigma - \epsilon$ Test	J_{IC} Test
Base Metal	SA312 TP316	SBI-SB4	49	4	4
		SB5-SB7	296	3	3
		SB8	327	1	1
	SA106 Gr. C	CBI-CB16	289	16	16

4.2 試片 및 試驗裝備

應力-變形率 試驗에는 直徑이 12.7mm인 環棒 試片을 使用하였으며, J_{IC} 試驗에는 幅이 50.8mm인 ASTM의 標準 CT 試片을 使用하였다.

試驗裝備는 25톤 容量의 油壓式 材料試驗機와 高溫槽(chamber) 및 高溫用 COD 게이지와 高溫用 變位計(extensometer)를 使用하였다. (Fig. 2 참조)

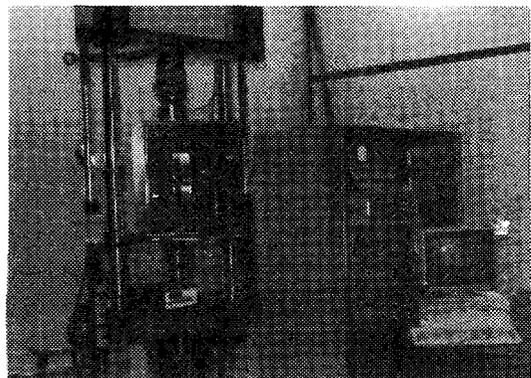


Fig. 2 Main parts of testing system

4.3 應力-變形率 試驗

ASTM E 8⁽⁶⁾과 ASTM E 21⁽⁷⁾에 따라서 應力-變形率 試驗을 하였다. 試驗結果를 眞 應力-變形率 線圖로 나타내고 式(2.10)의 形態로 曲線 맞춤 (curve fitting)을 하여 係數 a, b를 구하였다. 또, 試片의 破斷面으로부터 式(2.6)에 의하여 ϵ_c 를 구하였다. 이러한 試驗結果를 要約하면 Table 3과 같다.

Table 3 Summary of $\sigma - \epsilon$ test results for SA312 TP316 and SA106 Gr. C

Specimen	Orient.	d_o (mm)	d (mm)	Ra	ϵ_c
SB1-L	L	12.70	6.14	0.766	1.455
SB2-C	C	12.70	6.51	0.737	1.335
SB3-L	L	12.70	5.12	0.837	1.814
SB4-C	C	12.70	6.24	0.758	1.419
SB5-C	C	12.70	6.95	0.700	1.204
SB6-L	L	12.70	7.30	0.670	1.109
SB7-C	C	12.70	8.19	0.584	0.877
SB8-C	C	12.70	7.24	0.675	1.124
CB1-C	C	12.70	10.90	0.263	0.305
CB2-L	L	12.70	9.61	0.427	0.557
CB3-C	C	12.70	10.07	0.371	0.464
CB4-L	L	12.70	8.42	0.560	0.821
CB5-C	C	12.70	8.86	0.513	0.719
CB6-L	L	12.70	8.93	0.506	0.705
CB7-C	C	12.70	9.50	0.440	0.580
CB8-L	L	12.70	8.84	0.515	0.724
CB9-C	C	12.70	7.57	0.646	1.038
CB10-L	L	12.70	8.06	0.597	0.909
CB11-C	C	12.70	9.01	0.497	0.687
CB12-L	L	12.70	9.45	0.446	0.591
CB13-C	C	12.70	10.63	0.299	0.355
CB14-L	L	12.70	9.78	0.407	0.522
CB15-C	C	12.70	10.33	0.338	0.412
CB16-L	L	12.70	9.62	0.426	0.555

4.4 J_{IC} 實驗

ASTM E 813⁽¹⁸⁾에 따라 單一 試片法으로 J_{IC} 實驗을 하였다. 試驗 條件에 따른 試驗結果를 Fig. 3 - Fig. 8에 나타내었다.

4.5 ϵ_c 와 J_{IC} 의 比較

前節의 試驗結果와 J_{IC} 試驗 後 試片 破斷面으로

부터 測定한 a_c 를 利用하여, 式(3.14)에 따라 J_{IC} 를 計算하였다. 또, 이를 實驗에 의한 前節의 結果와 比較하면 Table 4와 같다.

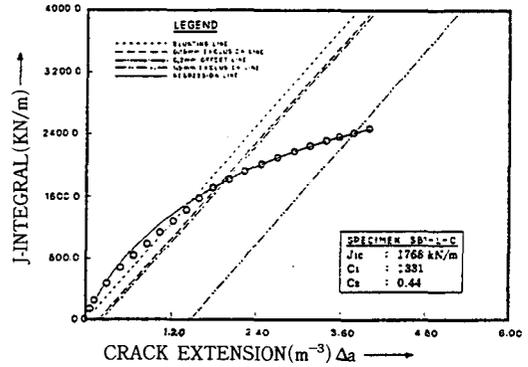


Fig. 3 J-R test results for SA312 TP316 stainless steel at 49°C (SB1)

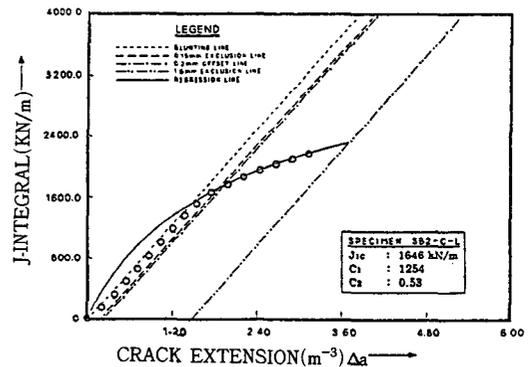


Fig. 4 J-R test results for SA312 TP316 stainless steel at 49°C (SB2)

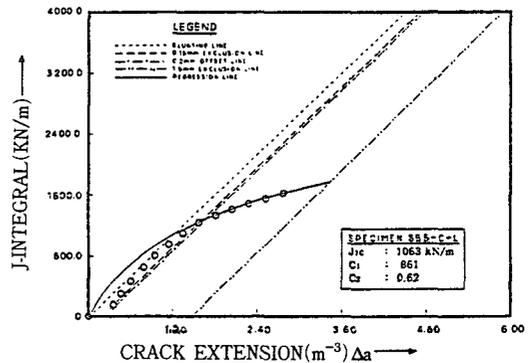


Fig. 5 J-R test results for SA312 TP316 stainless steel at 296°C (SB6)

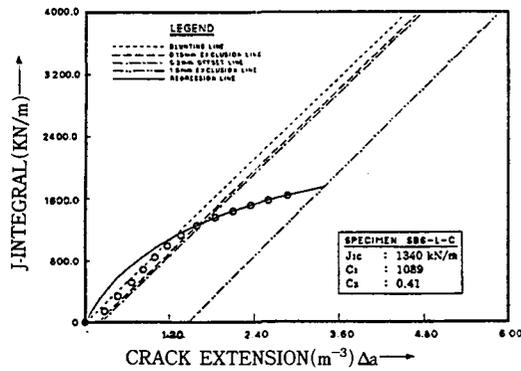


Fig. 6 J-R test results for SA312 TP316 stainless steel at 296°C (SB7)

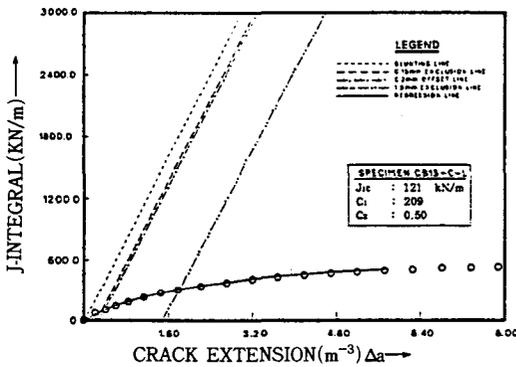


Fig. 7 J-R test results for SA106 Gr. C carbon steel at 289°C (CB2)

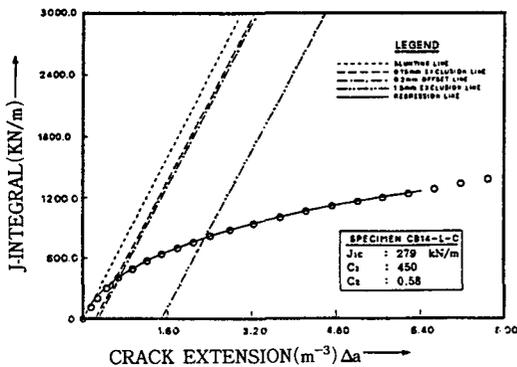


Fig. 8 J-R test results for SA106 Gr. C carbon steel at 289°C (CB3)

Table 4 Errors of converted J_{IC} for SA312 TP316 and SA106 Gr. C

Specimen	ϵ_c	J_{IC} (KN/m)	$J_{IC}(\epsilon_c)$ (KN/m)	Errors (%)
SB1-L SB1-L-C	1.455	1768	1588	11
SB2-C SB2-C-L	1.335	1646	1646	0
SB3-L SB3-L-C	1.814	1948	2127	8
SB4-C SB4-C-L	1.419	1945	1815	7
SB5-C SB5-C-L	1.204	1063	1178	10
SB6-L SB6-L-C	1.109	1340	1106	21
SB7-C SB7-C-L	0.877	696	731	5
SB8-C SB8-C-L	1.124	1116	1053	6
CB1-C CB1-C-L	0.305	81	139	42
CB2-L CB2-L-C	0.557	491	364	35
CB3-C CB3-C-L	0.464	293	243	21
CB4-L CB4-L-C	0.821	1053	802	31
CB5-C CB5-C-L	0.719	441	664	33
CB6-L CB6-L-C	0.705	550	498	10
CB7-C CB7-C-L	0.580	340	340	0
CB8-L CB8-L-C	0.724	740	531	40
CB9-C CB9-C-L	1.038	840	1010	17
CB10-L CB10-L-C	0.909	661	833	21
CB11-C CB11-C-L	0.687	703	566	24
CB12-L CB12-L-C	0.591	477	416	15
CB13-C CB13-C-L	0.355	121	140	14
CB14-L CB14-L-C	0.522	279	356	22
CB15-C CB15-C-L	0.412	246	217	14
CB16-L CB16-L-C	0.555	359	358	0

서로 다른 온도에서 스테인레스강인 SA312 TP316에 대하여, 試片의 方向이 서로 다른 炭素鋼 SA106에 대하여, ϵ_c 로부터 구한 J_{IC} 와 ASTM E 813의 方法으로 구한 J_{IC} 를 比較하였다. 이들의 結果에 의하면, 모든 境遇에 있어서 比較的 一致함을 알 수 있다.

5. 結 論

本 研究에서는 局部破壞變形率 값으로 破壞解析을 하기 위한 基礎的인 研究로, 局部 破壞變形率 값을 破壞力學的인 因子인 J_{IC} 와 比較하고자 한다. 延性材料에 대하여 引張試驗으로부터 얻은 直徑의 減少率이나 斷面收縮率로부터 破斷直前의 變形率인 變形率의 限界值를 구하여 局部破壞變形率로 하고, 이 局部破壞變形率을 破壞力學的인 因子인 J_{IC} 와 比較하여 보았다. 主變形率 破壞基準值

인 ϵ_c 로부터 변형률 에너지밀도인 W_c 를 구하고, W_c 와 J_{IC} 의 관계에 의하여 ϵ_c 와 J_{IC} 의 관계를考察해 보았으며, 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 引張試驗時의 넥킹(necking)部에서 破斷되기 直前의 變形率인 局部破壞變形率은 試驗으로 直接 求하기가 어렵다. 이에 局部破壞變形率과 斷面收縮率 또는 破斷面의 直徑減少率과의 關係를 理論적으로 誘導하였다.
- 2) J_{IC} 를 ϵ_c 의 함수로 구한 연성이 큰 SA312 TP316 Stainless Steel에서 평균오차는 8.5%이었고 최대오차는 21%이었다.
- 3) J_{IC} 를 ϵ_c 의 함수로 구한 SA106 Gr, C탄소강의 평균오차는 21.18%이었고, 최대오차는 42%이었다.
- 4) 앞으로, 여러 材料와 試驗條件에서 引張試驗과 J_{IC} 試驗을 하여, 局部破壞變形率과 J_{IC} 와의 關係를 이 試驗結果로부터 檢證하여 보고자 한다.

참 고 문 헌

- 1) G.R. Irwin, Crack Extension Force for a Part-Through Crack in a Plate, J. of Appl. Mech., Vol. 24, pp. 361~364, 1957.
- 2) M.L. Williams, On the Stress Distribution at the Base of a Stationary Crack, J. Appl. Mech., Vol. 24, No. 1, pp. 109~114, 1957.
- 3) J.R. Rice, A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks, Journal of Applied strain Concentration by Notches and Cracks, Journal of Applied Mechanics, Vol. 35, pp. 379~386, 1968.
- 4) J.A. Begley and J.D. Landes, The J-Integral as a Fracture Mechanics Criterion, ASTM STP 514, pp. 1~20, 1972.
- 5) K.B. Broberg, Crack Growth Criterion and Non-linear Fracture Mechanics, J. Mech. Phys. Solids, Vol. 19, pp. 407~418, 1971.
- 6) P.M. Vitvitskii, V.V. Panayuk and S.YA. Yarema, Plastic Deformation Around Crack and Fracture Criteria, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 7, No. 2, pp. 305~319, 1975.
- 7) J.D. Achenbach and Z.L. Li, Plane Stress Crack-Line Fields for Crack Growth in an Elastic Perfectly-Plastic Material, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 20, No. 3, pp. 535~544, 1984.
- 8) G. Glinka, Calculation of Inelastic Notch-Tip Strain-Stress Histories Under Cyclic Loading, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 22, No. 5, pp. 839~854, 1985.
- 9) D. Kujawski and F. Ellyin, On The Size of Plastic Zone Ahead of Crack Tip, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 25, No. 2, pp. 229~236, 1986.
- 10) A. Otsuka, T. Miyata, S. Nishimura and Y. Kashiwagi, Crack Initiation from a Sharp Notch and Stretched Zone, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 7, pp. 419~428, 1975.
- 11) C.F. Shih, Relationship Between The J-integral and The Crack Opening Displacement for Stationary and Extending Cracks, J. Mech. Phys. Solids Vol. 29, No. 4, pp. 305~326, 1981.
- 12) L.F. Gillemot, Criterion of Crack Initiation and Spreading, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 8, pp. 239~253, 1976.
- 13) J.R. Rice, Mathematical Analysis in the Mechanics of Fracture, in Fracture, Vol. II, Academic Press, New York, pp. 191~311, 1968.
- 14) 金福起, 低強度, 高韌性材料에서의 彈塑性破壞韌性值 J_{IC} 決定에 關한 研究(I), 明知實業專門大學 論文集 第10輯, pp. 309~325, 1986.
- 15) 金福起, 彈塑性 破壞韌性과 局部破壞變形率과의 關係에 關한 基礎的 研究, 工學博士學位論文, pp. 1~183, 1992.
- 16) Standard Test Methods of Tension Testing of Metallic Materials, Annual Book of ASTM Standards, ASTM E 8-89, pp. 130~149, 1992.
- 17) Standard Recommended Practice for Ele-

vated Temperature Tension Tests of Metallic
Materials, Annual Book of ASTM
Standards, ASTM E 21-79, pp. 198~204,

1992.

18) Standard Test for J_{IC} , A Measure of Frac-
ture Toughness ASTM E 813-91, 1991.
