構造的応力集中部における脆性破壊発生 特性について (第 4 報)

正員 永 井 欣 一* 正員 矢 島 浩**
 正員 梶 本 勝 也*** 正員 川 野 始**
 正員 縄 田 卓 生****

On the Characteristics of Brittle Fracture Initiation in a Structurally
 Stress-concentrated Region (4th Report)

by Kin-ichi Nagai, *Member* Hiroshi Yajima, *Member*
 Katsuya Kajimoto, *Member* Hajime Kawano, *Member*
 Takuo Nawata, *Member*

Summary

In this series of researches on evaluating the brittle fracture strength in structurally stress-concentrated regions, many kinds of crack tip opening displacement in model specimens were gathered as described in the 1st to 3rd report. It was also shown that these data could be arranged in a definite relation to applied strain on a crack and crack size, etc., and the validity of the COD design curve was confirmed.

Standing on the above approach, this report proposes a simplified estimation method of the strain distribution in structurally stress-concentrated regions and furthermore shows a series of strength evaluation techniques for such regions with consideration on the effect of welding residual stresses.

1 緒 言

大型溶接構造物の強度安全性を確保する上で、脆性破壊強度を定量的に評価することは極めて重要である。なかでも、脆性破壊事故の多くは、構造的な不連続部などの応力集中の高い箇所が起点となっていることから、構造的応力集中部に存在する欠陥の評価は、合理的な設計、工作、検査にとってとくに大切である。

このような理解にたち、著者らは構造的応力集中部の脆性破壊強度評価法に関する一連の研究を進めてきた。すなわち、船舶や海洋構造物などの局部構造を模擬したスチフナ付き構造不連続模型について、COD 概念を適用した各種試験および解析を行った。その結果、無次元化表示法による低温の COD 挙動の推定法¹⁾、および BCS モデルを適用した COD の計算法²⁾が、応力集中

部に存在する欠陥の脆性破壊強度を評価する上で有効な手法になりうることを示した。また、構造的応力集中部においても、平板の場合と同様に、COD と作用ひずみの間にはいわゆる COD 設計曲線と呼ばれる一定の関係が認められ^{3),4)}、その適用にあたっては、弾塑性状態にある応力集中部のひずみを簡便に推定する方法を確立する必要のあることなどを示した⁴⁾。

本報告では、新たに実施した軟鋼材による表面切欠き付き構造不連続模型での検討結果を示すとともに、構造的応力集中部におけるひずみ分布の簡易推定法を考案し、これを用いて既実験データ⁴⁾の再整理を試みた。その際、溶接残留応力の考慮の仕方にも検討を加え、設計的用途すなわち破壊荷重の推定、要求靱性の決定、あるいは許容欠陥寸法の設定などの目的に応じて、最も使いやすい設計ダイヤグラムを提供するという観点から、いわゆる COD 設計曲線のほかに CEGB の 2-パラメータ表示⁵⁾⁻⁷⁾による整理も試みた。

* 広島大学工学部

** 三菱重工業(株)長崎研究所

*** 三菱重工業(株)広島研究所

**** 三菱重工業(株)広島造船所

Table 1 Chemical composition and mechanical properties

Kind of Steel	Thick. (mm)	Chemical Composition (Wt.%)											Mechanical Properties		
		C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	B	σ_y (kgf/mm ²)	σ_B (kgf/mm ²)	El. (%)
SM41B	20	0.10	0.25	1.07	0.007	0.001	—	—	—	—	—	—	31	46	41
HT80	20	0.10	0.26	0.87	0.010	0.001	0.16	1.08	0.48	0.42	0.04	0.01	82	88	35

2 構造的応力集中部の模型試験とその結果

2.1 供試材および試験体

本報告で示す模型試験の供試材は、溶接構造用圧延鋼板 SM 41 B と溶接構造用 80 キロ級高張力鋼板で、その化学成分と機械的性質は Table 1 に示すとおりである。

構造的応力集中部の模型試験として、とくにスチフナ取付端部の構造に着目し、Fig. 1 に示す 2 種類の構造試験体を用意した。Type A 試験体は 2 個のスチフナが近接した場合をモデル化し、Type B 試験体は単一のスチフナ端部を模擬したものである。各試験体のスチフナ先端の平板部には、同図に示すように表面切欠きあるいは板厚貫通切欠きを設けた。また、構造試験体の脆性破壊発生特性との比較のため、HT 80 材については構造試験体の平板部と同一板厚、板幅の平板試験片も用意した。

以上に述べた各試験体の試験条件、試験本数および試験シリーズの説明記号を一括して Table 2 に示す。溶接残留応力の影響を検討するために、SM 41 B 材については溶接のままのものと溶接後残留応力除去焼鈍 (625°C x 2Hr.) を行ったものの 2 系統を用意した。なお、切欠き加工は、溶接のままの試験体については溶接後に、残留応力除去焼鈍を行った試験体については焼鈍後にそれ

Fig. 1 Shapes and dimensions of used specimen

Table 2 Specimen conditions

Type of Specimen	Plate Thick. t (mm)	Kind of Steel	(1) Notch Shape	Notch Length 2C (mm)	Notch Depth b (mm)	Number of Specimen (2)	
						As Welded	Stress Relieved
Type A	20	SM41B	S.N.	50	10	AAS 50 1+(1)	ASS 50 3+(1)
				20	10	—	ASS 20 3+(1)
			T.N.	40	—	—	AST 40 1+(1)
Type B	20	SM41B	S.N.	50	10	BAS 50 3+(1)	BSS 50 3+(1)
		HT80		—	—	BAS 50 5+(1)	—
			T.N.	40	—	BAT 40 5+(1)	—
Plate Specimen	20	HT80	S.N.	50	10	PAS 50 3+(1)	—
			T.N.	40	—	PAT 40 4+(1)	—
						Total	31+(10)

(1) S.N.: Surface Notch

T.N.: Through the Thickness Notch

(2) (): Denotes the Number of Specimen Used for Deformation Measurement at Room Temperature

ぞれ行った。

2.2 室温の変形挙動試験

Table 2 に示した各試験シリーズについて、室温で引張試験を行い、各荷重段階ごとにシリコンゴム・キャスティング法によって切欠き先端の開口変位を計測するとともに、ひずみゲージにより応力集中部近傍のひずみを計測した。なお、シリコンゴム・キャスティング法とは、一定負荷で保持した状態で切欠き内面に歯科技工用のシリコンゴスを注入し、その硬化を待って引き抜いて切欠き先端部の開口形状のレプリカとするものである。この開口形状レプリカを切断して、顕微鏡により切欠き先端部形状を拡大撮影した一例を、Fig. 2 に示す。作用応力の増大とともに切欠き開口量は大きくなり、ついには延性亀裂が発生、成長する。ここでは前報^{3),4)}までと同様に、延性亀裂の発生に関係なく、切欠き上下面の直線部と切欠き先端の円弧部が交わる位置における変位から、初期切欠き幅を引いたものを切欠き先端開口変位 δ_{tip} と定義した。

後述の低温破壊試験においては、シリコンゴム・キャスティング法による δ_{tip} の計測は困難である。そこで、低温破壊試験では、切欠きをまたぐ標点間の変位をクリップゲージにより計測し、換算により δ_{tip} を推定する

Fig. 2 Examples of notch tip profiles measured with silicon rubber casting method

Fig. 3 Calibration curve for estimation of notch tip COD

こととした。すなわち、上述の室温での変形挙動試験において、 δ_{tip} と切欠き表面中央位置の開口変位 $\delta_{surface}$ (表面切欠きの場合)、および切欠き長さ中央位置の開口変位 δ_{center} (板厚貫通切欠きの場合) との較正曲線を設定して用いることにした。Fig. 3 にその較正曲線を示す。

2.3 低温破壊試験

各試験体について、試験温度を種々に変えて破壊試験を行い、破壊荷重および切欠き開口変位を計測した。なお、切欠き開口変位の計測は、クリップゲージを用いて、上述の変形挙動試験と同一の標点間隔を設定して実施した。

低温破壊試験で得られた各試験体の破壊応力と温度の関係を、Fig. 4 に示す。また、破壊発生時の限界切欠き先端開口変位 δ_c の計測例を、Fig. 5 に示す。なお、Fig. 5 中には BS 5762 に準拠した構造試験体と同厚、同一切欠き先端形状の試験片による、三点曲げ COD 試験結果も併せて示してある。試験結果にバラツキが認められるものの、構造試験体と三点曲げ COD 試験片の

Fig. 4 Relation between fracture stress and temperature

Fig. 5 Relation between critical COD and temperature

δ_c は、ほぼ同一の温度依存性を示しているとみることができる。

3 構造的応力集中部のひずみ分布簡易推定と破壊強度評価

3.1 基本的考え方

構造的応力集中部の破壊強度を評価する際に遭遇する障害には幾つかあるが、基本的には、単純形状の試験片では容易に行える作用応力やひずみ分布などの状態量の推定が困難なことに起因する部分が多い。すなわち、幾何学的形状の複雑さゆえに、試験片を用いて得られた破壊条件式の適用が、厳格には行い難いともいえよう。とくに、塑性化が大きく進んだ後の破壊に対しては、一層この問題が顕在化する。

このような現状理解にたち、本報告では、まず構造的応力集中部におけるひずみ分布の簡易推定法について検

討し、この結果を用いてこの種構造的応力集中部の破壊強度評価法に考察を加えることにする。ただし、構造的応力集中部とはいっても、通常の設計段階における業務として有限要素法などによる弾性応力解析はなされるものと想定し、それらの情報の利用を出発点とする。さらに、塑性降伏域は構造的応力集中部の限られた範囲にとどまっており、その周囲を弾性領域が拘束しているために塑性降伏域であっても、そのひずみ分布は弾性解析によるものと相似形であると仮定する。

以上に述べた前提のもとに、本報告における破壊強度検討のフロー・チャートを、Fig. 6 に示す。

まず構造的応力集中部の弾性解析結果として、応力集中率あるいは塑性降伏域をまたぐ標点間の相対変位などの情報から、二次元面内問題としての等価な一様引張応力 σ_{∞}^* 、および局所的な線分布力 p^* を決定する。すなわち、弾性解析結果のうちひずみ分布（したがって変位分布）は、多少の塑性化が進行しても近似的に正しいと考える。しかし、応力分布はこの限りでなく、近似ひずみ分布と荷重との関係は、この段階では未確定である。そこで、次の段階としてこの近似ひずみ分布に材料の応力・ひずみ線図を適用して、負荷荷重に対する応力分布・ひずみ分布を特定する。

このようにして構造的応力集中部の応力・ひずみ分布が特定できれば、次に破壊強度を評価する段階に入る。ここで、いわゆる破壊力学的手法に従って積極的に欠陥

の存在を想定する場合と、そうでない場合に分けて考える。その理由は、構造的応力集中部では欠陥が存在しなくても、時として各種破壊が起りうるからである。

欠陥がない場合の破壊条件としては、先の応力・ひずみ分布の近似解を基に、最大局部ひずみ $\epsilon_{\max}$ が限界値に到達すると破壊が起ると考えた。この場合の限界値としては、引張試験において塑性不安定を引き起す理論上の限界ひずみ ϵ_{uns} を用いることとした。

一方、欠陥がある場合の破壊条件としては、破壊力学的知見から出発するものとして、亀裂先端 COD, δ の推定値が限界値 δ_c に達すると破壊が起ると考えた。具体的には、緒言に述べたように、 δ を欠陥への作用ひずみ ϵ から推定する手法（COD 設計曲線）を用いる。さらに、この手法と本質的には同類と考えられるが、CEGB の 2-パラメータ法による整理も行い^{5),6)}、設計の用途（破壊荷重推定、要求靱性決定、許容欠陥寸法設定）に応じて両者を使い分けることとした。

3.2 ひずみ分布の簡易推定

構造的応力集中部として、溶接構造物に多く存在するスチフナ、付加物などの取付端部や板交差部を想定し、ひずみ分布を簡易的に推定する。すなわち、Fig. 7 に示すように、応力集中部のひずみ分布を、一様ひずみ分布（主パラメータ σ_{∞}^* ）と、局所の線分布力（主パラメータ p^* ）によるひずみ分布の基本的な 2 種類のひずみ場が重畳したものとして近似する。ここで、 σ_{∞}^* 、 p^* に付した * 印は、これらパラメータがひずみ分布決定のための仮想的応力であって、実応力分布とは直接的な関係がないことを意味させたものである。

さて、Fig. 7 の 2 種類のひずみ場のうち、荷重方向のひずみ ϵ_{xx} （座標軸は以下 Fig. 7 に従う）は、平面応力状態を仮定して次式で表わされる。

Fig. 6 Basic flow of strength estimation in structurally stress-concentrated region

Fig. 7 Model for simplified estimation of strain distribution

$$\varepsilon_{xx} = \varepsilon_{xx}^{(1)} + \varepsilon_{xx}^{(2)} \quad (1)$$

ただし,

$$\varepsilon_{xx}^{(1)} = \sigma_{\infty}^* / E \quad (2)$$

$$\varepsilon_{xx}^{(2)} = \frac{(1+\nu)p^*}{2\pi E} \left\{ (1-\nu) \cdot G(x,y) + \left(\frac{1+\nu}{2} \right) \cdot H(x,y) \right\} \quad (3)$$

$$G(x,y) = \left[\tan^{-1} \left(\frac{y_0 - y}{x_0 - x} \right) + \tan^{-1} \left(\frac{y_0 - y}{x_0 + x} \right) \right]_{y_0 = -h}^{+h} \quad (4)$$

$$H(x,y) = \left[\frac{(x_0 - x)(y_0 - y)}{(x_0 - x)^2 + (y_0 - y)^2} + \frac{(x_0 + x)(y_0 - y)}{(x_0 + x)^2 + (y_0 - y)^2} \right]_{y_0 = -h}^{+h} \quad (5)$$

である。なお、(3)式は無限板の一点集中力の基本解を積分して得られたものである。

(1) 式右边に含まれるパラメータ σ_{∞}^* , p^* は、評価対象とする構造的応力集中部の弾性応力計算結果からその比率を決め、ひずみの増大に伴ってもその比率は不変であるとして、実荷重レベルからそれぞれの値を決定する。

上記の過程、すなわちパラメータ σ_{∞}^* , p^* の比率は、次式に示すように、当該部の応力集中率 K_t 、あるいは塑性域をまたぐ標点間 A, B の相対変位のいずれかによって求められる。

$$K_t = \frac{\text{Max.} \{ E\varepsilon_{xx} : |x| = x_0, |y| \leq h \}}{\left(\int_{-W}^{+W} E\varepsilon_{xx} dy / 2W \right)} \quad (6)$$

$$\Delta U_{AB} = [U]_{\text{at A}} - [U]_{\text{at B}} \quad (7)$$

ただし,

W : 試験片半幅

$$U = \int_0^x \varepsilon_{xx} dx \quad (8)$$

本報告に用いた Type A および Type B 試験体の場合、有限要素法による弾性応力解析が行われており、それぞれ次の応力集中率を有することが、すでにわかっている³⁾。

$$K_t = \begin{cases} 3.80 & (\text{Type A 試験体}) \\ 2.32 & (\text{Type B 試験体}) \end{cases} \quad (9)$$

したがって(6)式の計算ができ、次の結果が得られる。

$$p^* / \sigma_{\infty}^* = \begin{cases} 9.12 & (\text{Type A 試験体}) \\ 5.23 & (\text{Type B 試験体}) \end{cases} \quad (10)$$

さらに、供試材の応力・ひずみ線図を用いて、次式のよう荷重方向のひずみ ε_{xx} を応力 σ_{xx} に変換することにより、応力分布および荷重を求めることができる。

$$\sigma_{xx} = \begin{cases} E\varepsilon_{xx} & (0 < \varepsilon_{xx} < \varepsilon_Y \text{ のとき}) \\ \sigma_Y & (\varepsilon_Y < \varepsilon_{xx} < \varepsilon_H \text{ のとき}) \\ (\sigma_Y / \varepsilon_H^n) \cdot \varepsilon_{xx}^n & (\varepsilon_H < \varepsilon_{xx} \text{ のとき}) \end{cases} \quad (11)$$

ただし,

σ_Y : 降伏応力 ε_Y : 降伏ひずみ

Fig.8 Estimated stress distribution

ε_H : 加工硬化開始時のひずみ n : 加工硬化指数
一例として、公称応力が 5 kgf/mm^2 (荷重 40 Tonf) のときの Type A および Type B 試験体のひずみ分布を推定して、Fig. 8 に示す。なお、図中において細い実線は実験値を連ねたもので、鎖線は有限要素法による計算結果である。簡易ひずみ推定法は基本的には局所のひずみ分布を決定するために考察されたものであり、Fig. 8 からわかるように、応力分布の裾の部分まで含めた全体分布を比較した場合には推定誤差が認められる。すなわち、(6)式を用いて試験体の平均応力と最大応力の関係のみをおさえているために、推定誤差が裾の部分よりも応力急変部分にしわ寄せされる結果となっているが、高応力部の簡易推定としては十分利用できるものと判断される。

3.3 応力集中部の破壊強度評価

構造的不連続部などの応力集中部においては、欠陥が存在しない場合でも hot spot (大部分はすみ肉余盛止端部) のひずみが増大して破断する場合がある。このような場合の破壊荷重 P_{ult} についてまず検討を加える。

応力集中部の最大ひずみ $\varepsilon_{\max}$ は、(6)式右边に示したようにパラメータ σ_{∞}^* を含む形で表示できる。

$$\varepsilon_{\max} = \text{Max.} \{ \varepsilon_{xx} : |x| < x_0, |y| \leq h \} \quad (12)$$

そこで、この最大ひずみ $\varepsilon_{\max}$ が材料の限界ひずみに達すると破壊が起ると考える。限界ひずみとしては塑性流動による局部変形(主として板厚収縮)が不安定的に進行し始める限界、いわゆる塑性不安定の限界ひずみ ε_{uns} を用いることとする。

塑性不安定の限界ひずみ ε_{uns} は、よく知られているように塑性変形中の体積一定の条件により、真応力-公称ひずみ線図の横軸上 $\varepsilon = -1$ の点を通り、この線図に下した接線の接点として与えられる。すなわち、(11)式の応力-ひずみ線図を仮定した場合には、限界ひ

Fig. 9 Ultimate load using simplified estimation method of strain distributions

ずみ ϵ_{uns} . (ただし、公称ひずみ値) は次式で与えられる。

$$\epsilon_{\text{uns}} = e^n - 1 \quad (13)$$

ただし、 e : 自然対数の底

以上に示した (12) 式および (13) 式より、 $\epsilon_{\text{max}} = \epsilon_{\text{uns}}$ となるときのパラメータ σ_{ss}^* が決定され、これによりひずみ分布、応力分布が定まり、最終的に破断荷重 P_{ult} が推定できる。一例として、Type A 試験体に対して P_{ult} を推定した結果を Fig. 9 に示す。

次に、応力集中部に欠陥が存在する場合の破壊強度について検討を加える。この場合、前述したように、基本

的には破壊条件式として COD 概念を用いるが、COD を直接的に解析あるいは数値計算によって直接求めるのではなく、欠陥に作用するひずみと COD の関係を経験式化した COD 設計曲線によって求めることとする。

まず、上記の切欠きのない構造試験体について求めた応力集中部のひずみ分布推定結果を利用して、切欠き挿入位置に相当する部分のひずみ値を求める。そして、切欠き長さ (2c) 間の平均ひずみを代表値として $\bar{\epsilon}/\epsilon_Y$ を計算し、無次元化した COD, $E\delta/\bar{c}\sigma_Y$ との関係を求めてみると Fig. 10 のようになる。なお、 δ_c の値としては、シリコンゴム・キャストイング法によって換算推定した、各試験体の破壊発生時の限界切欠き先端開口変位を用いた。また、表面切欠きの場合には、 K 値が等しい条件で置き換えた等価板厚貫通

切欠き寸法 $\bar{c}$ を用いた⁴⁾。

Fig. 10 から、すでに提案済み^{3), 4)}の次式に示す COD 設計曲線に、上記の推定結果はほぼ適合していると判断される。

$$E\delta/\bar{c}\sigma_Y = \begin{cases} 2(\bar{\epsilon}/\epsilon_Y)^2 & (\bar{\epsilon}/\epsilon_Y \leq 1 \text{ のとき}) \\ 3.5(\bar{\epsilon}/\epsilon_Y) - 1.5 & (\bar{\epsilon}/\epsilon_Y > 1 \text{ のとき}) \end{cases} \quad (14)$$

とくに、低応力破壊の領域 ($\bar{\epsilon}/\epsilon_Y \leq 1$) では、BCS モデルにより忠実な $\bar{\epsilon}/\epsilon_Y$ の 2 次式表示とした方が、破壊強度評価の精度向上が期待できる点で注目される。

作用ひずみ、欠陥寸法および破壊靱性のうちいずれかが未知である場合、(14) 式を適用してこれを工学的に推定することが可能となる。作用ひずみが推定されれば、これを前述の簡易ひずみ推定の入力として用いることにより、構造物の破壊荷重を求めることができる。

次に、副次的な整理法ではあるが、CEGB^{5), 6)}の 2-パラメータ法による整理を試みる。なお、2-パラメータとは $K_r (\equiv K/K_c)$ と $S_r (\equiv P/P_{\text{ult}})$ で、線形破壊力学で支配される破壊、すなわち欠陥が主導する低応力破壊が起こる場合には、 $K_r \rightarrow 1$ かつ $S_r \rightarrow 0$ であり、これとは逆に、欠陥寸法が著しく小さいか材料靱性が非常に優れているなどのことから欠陥が破壊にほとんど影響を及ぼさない場合には、 $S_r \rightarrow 1$ かつ $K_r \rightarrow 0$ となる。

オリジナルの 2-パラメータ法⁶⁾では、 S_r の分母として材料の加工硬化を無視した塑性崩壊荷重を用いているが、本報告では構造的応力集中部への拡張の観点から、材料の加工硬化特性を考慮に入れて、 S_r の分母として、前述の簡易ひずみ推定法と (13) 式の限界条件から定まる切欠きなしのときの破断荷重を用いる。また、パラメータ K_r の分子 K は、切欠きなしの場合の切欠き挿入予

Fig. 10 COD design curve

Fig. 11 K_r - S_r diagram

定位置における切欠きに垂直方向の実応力を引裂力として用いて計算し、分母 K_c は、Fig. 5 に示した供試材の限界 COD, δ_c から次式によって推定することにした。

$$\delta_c = (1 - \nu^2) K_c^2 / 2 E \sigma_Y \quad (15)$$

以上のようにして得られた K_r - S_r の関係を Fig. 11 に示す。図中には、次式で表わされる Milne⁷⁾ による加工硬化を考慮した K_r - S_r 線図を一点鎖線で示している。

$$S_r \frac{\sigma_u}{\sigma_Y} = \frac{\sigma}{\sigma_Y} + (1 - \sqrt{K_r}) \left(\frac{\sigma_u}{\sigma_Y} - 1 \right) \quad (16a)$$

$$K_r = \frac{\sigma}{\sigma_Y} \left/ \sqrt{\frac{8}{\pi^2} \ln \left\{ \sec \left(\frac{\pi \sigma}{2 \sigma_Y} \right) \right\}} \right. \quad (16b)$$

ここで、 σ_u/σ_Y ：引張強さ/降伏応力

本実験の範囲は、Milne の線図で $\sigma_u/\sigma_Y = 1.2 \sim 2.0$ 程度の値を想定した場合に対応していることがわかる。

完全に降伏域に達している構造的応力集中部では、欠陥に作用する実応力はほぼ降伏応力に等しいとみなすことができる。したがって、 K 値が容易に計算できるので、このような状況下での欠陥寸法と破壊荷重との対応は、Fig. 11 を用いれば極めて容易に解釈できることとなる。

以上、構造的応力集中部に欠陥が存在する場合の破壊強度評価法について述べたが、溶接構造物においては応力除去焼鈍を行わない限り、相当の溶接残留応力が存在しており、これが破壊強度に大きく影響する。したがって、溶接残留応力の評価方法を明らかにしておく必要がある。

前示した Fig. 10 は、シリコンゴム・キャスト

法により換算評価された各試験体の破壊発生時の限界切欠き先端開口変位 δ_c を用い、また作用ひずみとしては実荷重によるもののみを用いて表示されたものである。同図において、応力除去焼鈍をしたものとしいないもので、横軸の位置は溶接残留応力の影響分だけ差が認められるが、同程度に (14) 式の COD 設計曲線に適合している。すなわち、Fig. 10 は破壊発生時のみでなく、負荷の途中での作用ひずみと切欠き先端開口変位との関係も表示しており、COD 設計曲線の適用に際して溶接残留応力を適切に算入せねばならないことがわかる。

さて、溶接残留応力の影響を考える場合、過去に数多くなされてきた研究結果から、次のことが定性的に明らかにされている。

(a) 弾性的な破壊領域（非常に低温か、非常に低靱性の材料）の場合、溶接残留応力は脆性破壊強度に大きな影響を及ぼす。

(b) 弾塑性的な破壊領域（温度もさほど低くなく、材料靱性が高い）の場合、溶接残留応力は脆性破壊強度にほとんど影響を及ぼさない。

(a) の場合、線形破壊力学がある程度適用しうる領域と考えられ、溶接残留応力による K 値、 K_R を作用応力による K 値、 K_0 に加算する方法で次式のように評価される⁸⁾。

$$K = K_0 + K_R = K_c \quad (17)$$

したがって、COD 概念の場合においても、次式のように溶接残留応力による COD, δ_R を作用応力による COD, δ に加算する方法により、上述 (a), (b) の定性的現象が定量的に評価しうることが期待される。

$$\delta + \delta_R = \delta_c \quad (18)$$

上式において、溶接残留応力による δ_R は (15) 式に示した K 値と COD の関係から、次のように溶接残留応力場にある亀裂の K_R を計算することにより、比較的容易に推定することができる。

$$\delta_R = (1 - \nu^2) K_R^2 / 2 E \sigma_Y \quad (19)$$

そこで、すでに溶接残留応力の測定がなされている (Fig. 12 参照) SM 41 材による構造試験体について、(19)式により溶接残留応力による δ_R を推定し、また作用応力による δ として COD 設計曲線 (14) 式を適用して、(18)式に基づいて各試験体の破壊応力を推定してみると、Fig. 12 のようになる。推定値は実験値とほぼよい一致を示している。従来の COD 設計曲線による強度評価法^{9), 10)}においては、溶接残留応力の影響は作用ひずみ（降伏ひずみ ϵ_Y あるいは $0.6 \epsilon_Y$ ）として一律に加算する方法がとられていたが、本報告のような方法をとれば溶接残留応力の大きさ、分布形態および欠陥寸法の影響などが考慮でき、より精度の高い評価が期待できる。

Fig. 12 Comparison between estimated and measured fracture stress

4 結 言

構造的応力集中部の脆性破壊強度評価法に関する一連の研究として、応力集中部におけるひずみ分布の簡易推定法、これを用いての破壊強度評価法、および溶接残留応力の考慮方法などについて検討を加えた。得られた結果を要約すると次のようになる。

(1) 構造的応力集中部の局部ひずみ分布を簡易推定する手法を考案し、実測値との比較の結果、おおむね簡易推定法は妥当であることがわかった。

(2) 構造的応力集中部の破壊強度を検討する計算手順を完成させ、その際に用いる COD 設計曲線および K_r - S_r 線図を示した。とくに COD 設計曲線においては、低応力破壊の領域 ($\bar{\epsilon}/\epsilon_Y \leq 1$) では $\bar{\epsilon}/\epsilon_Y$ の 2 次式表示が有効なことを改めて確認した。

(3) 溶接残留応力の考慮方法として、溶接残留応力による COD を、作用応力による COD に加算する方法を提案し、その適用の妥当性を確認した。

なお、本研究の一部は溶接協会鉄鋼部会 FTR 委員会の昭和 57 年度共同研究の一環として実施したものであ

り、同委員会主査 町田進教授および委員各位に深く感謝いたします。また、日本造船学会溶接研究委員会第 1 分科会(主査 町田進教授)および第 2 分科会(主査 佐藤邦彦教授)では種々有益な討論をいただき、同委員各位に深く謝意を表します。さらに、本研究の一部は 59 年度文部省科学研究補助金、総合 A、代表 町田進教授[海洋構造物の破壊耐性評価に関する研究(分担)]に負うことを記して感謝いたします。

参 考 文 献

- 1) 永井欣一, 梶本勝也, 谷口清久: 構造的応力集中部における脆性破壊発生特性について, 日本造船学会論文集, 第 144 号 (1978), p. 441.
- 2) 永井欣一, 岩田光正, 谷口清久, 梶本勝也, 南渚夫: 構造的応力集中部のぜい性破壊強度評価法, 三菱重工技報, Vol. 16, No. 2 (1979), p. 1.
- 3) 永井欣一, 矢島 浩, 梶本勝也, 日野隆博, 南渚夫: 構造的応力集中部における脆性破壊発生特性について (第 2 報), 日本造船学会論文集, 第 148 号 (1980), p. 181.
- 4) 永井欣一, 矢島 浩, 梶本勝也, 日野隆博, 小澤厚夫, 佐伯輝夫: 構造的応力集中部における脆性破壊発生特性について (第 3 報), 日本造船学会論文集, 第 151 号 (1982), p. 307.
- 5) R. P. Harrison, K. Loosemore, I. Milne, A. R. Dowling: Assessment of the integrity of structures containing defects, Central Electricity Generating Board, R/H/R 6-Rev. 2 (1980).
- 6) A. R. Dowling, C. H. A. Townley: The effect of defects on structural failure, A tow-criteria approach, Int. J. Pres. Ves. & Piping, Vol. 3 (1975), p. 77.
- 7) I. Milne: Failure assessment diagrams and J estimates: a comparison for ferritic and austenitic steels, Int. J. Pres. Ves. & Piping, Vol. 13 (1983), p. 107.
- 8) 金沢 武, 三村 宏, 町田 進, 宮田隆司, 萩原行人: 脆性破壊発生クライテリアに関する考察, 日本造船学会論文集, 第 129 号 (1971), p. 237.
- 9) British Standards Institution (BSI) PD 6493: Guidance on some methods for the derivation of acceptance levels for defects in fusion welded joints (1980).
- 10) 日本溶接協会: 溶接継手のぜい性破壊発生に対する欠陥の評価方法, WES 2805-1980.