

780 N/mm² 級鋼のぜい性破壊強度に及ぼす 溶接残留応力と塑性拘束の影響

Effect of Welding Residual Stress and Plastic Constraint on Brittle Fracture of 780 N/mm² Class Steel

鳥 越 雅 喜 エネルギーシステムセクター電力事業部燃焼技術部
山 下 洋 一 技術開発本部基盤技術研究所構造研究部 主査 博士(工学)
山 田 剛 久 技術開発本部基盤技術研究所構造研究部

780 N/mm² 級鋼のぜい性破壊強度に及ぼす溶接残留応力と塑性拘束の影響を検討した。同形状の溶接試験片を用いて3点曲げおよび引張負荷による破壊試験を行い、同じ残留応力分布下での塑性拘束の違いによる破壊強度への影響を確認した。また、母材試験片の3点曲げ破壊試験を実施し、溶接残留応力の有無による破壊強度の違いを確認した。さらに、有限要素解析で各試験ケースについて破壊駆動力である J 積分と拘束パラメータ Q を求め、破壊試験結果が J - Q 理論で評価できることを明らかにした。

Effects of welding residual stress and plastic constraint on brittle fracture strength of 780 N/mm² class steel were investigated. Influence of plastic constraint level on fracture strength under the same residual stress distribution was verified by conducting fracture tests under three point bend (3PB) and tensile loading using the same groove-welded specimens. Further investigation for the effect of welding residual stress was conducted based on 3PB tests using the parent-material specimens. Finite element (FE) analyses were performed to evaluate J integral as a crack driving force and Q parameter as a constraint parameter. From the results of experiments and FE analyses, it was confirmed that the fracture test results could be evaluated using J - Q theory.

1. 緒 言

溶接によって生じる残留応力は、き裂状の欠陥をもつ機器の構造健全性に大きく影響する。国内外で発行されているき裂状欠陥に対する評価基準・規格^{(1)~(3)}では、外荷重などによって発生する一次応力による破壊力学パラメータ(例えば、応力拡大係数 K など)に、溶接残留応力による寄与分を足し合わせることで、破壊に及ぼす残留応力の影響を取り扱っている。

一方、鋼の破壊じん性値は、き裂先端の塑性拘束の程度によって大きく影響を受けることが知られている。ここで塑性拘束とは、き裂先端近傍に生じる塑性域が周囲の弾性域に拘束されることをいう。一般的に、深いき裂の曲げ試験片やコンパクト試験片(CT試験片)のような曲げ負荷モードが支配的な試験片では、曲げの中立軸の存在のため、き裂先端近傍の塑性域が周囲の弾性域に拘束される状態、すなわち塑性拘束が高い状態にある。これに対して、中央き裂平板(Center-Cracked Plate: CCP)試験片のような引張負荷試験片では、塑性域が自由に発達できるため、塑性拘束が緩和されやすい。このような拘束緩和効果

によって、引張平板では破壊力学パラメータの値が同じでも、き裂先端近傍の応力レベルが曲げ試験片ほど高くなり、見かけ上の破壊じん性値が高くなる。

冒頭に述べた基準・規格の評価手順を用いて実構造物の破壊評価を行う場合、過度に保守的な結果になる可能性がある。これは、これらの評価手順では当該材料の下限レベルのじん性の測定を意図した破壊じん性試験規格に従って、拘束が十分大きい試験片によって得られた破壊じん性値を評価に用いるのに対し、実構造物は膜応力が支配的であることが多く、塑性拘束が緩和されるためである。したがって、実構造物の破壊評価を適正な精度で行うためには、溶接残留応力および塑性拘束の両者の影響を考慮することが重要である。

そこで本稿では、実験的および数値的に破壊強度に及ぼす残留応力と塑性拘束の影響を検討した。まず、同じ形状の溶接試験片を用いて3点曲げ負荷および引張負荷の破壊試験を行い、同じ残留応力分布下での塑性拘束の違いによる破壊強度への影響を確認した。また、母材標準破壊じん性試験片を用いた3点曲げ破壊試験を実施し、溶接残留応力の有無による破壊強度の違いを確認した。さらに、

有限要素解析で各試験ケースについて破壊駆動力である J 積分および拘束パラメータである Q パラメータを評価し、破壊発生点が J - Q 理論によって評価できることが分かった。

2. 試験方法

2.1 供試材および試験片

供試材には、780 N/mm² 級鋼板（板厚 36 mm）を用いた。供試材の化学成分を第 1 表に、丸棒引張試験によって取得した機械的性質を第 2 表に示す。

試験片には、ビードオングループ溶接試験片（以下、溶接試験片と呼ぶ）および母材の標準破壊じん性試験片を用いた。各試験片は、試験片の長手方向が供試材の圧延方向と一致するように、供試材の板厚中央から切り

出した。試験片の形状および寸法を第 1 図に示す。幅 60 mm、長さ 900 mm の溶接試験片の両面に深さ 11 mm のグループ（開先）を加工し、MAG（Metal Active Gas）溶接によって片側 3 層のビードオングループ溶接を施工した。その後、機械加工によって切欠きを導入するという工程で製作した。溶接試験片の溶接条件を第 3 表に示す。

すべての試験片について、破壊試験に先立ち疲労予き裂を導入した。疲労予き裂は、長さ 28 mm の機械切欠きから 2 mm 進展させ、最終き裂長さが 30 mm となるようにした。疲労予き裂導入は、荷重制御の繰返し 3 点曲げ負荷（応力比 $R = 0.05$ ）によって行い、最終き裂長さ到達時の最大応力拡大係数は $K_{max} = 18.8 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ とした。

溶接試験片の断面マクロを第 2 図に示す。第 2 図には、き裂先端位置を破線で示しているが、き裂先端は熱影

第 1 表 780 N/mm² 級鋼の化学成分 (wt%)
Table 1 Chemical compositions of 780 N/mm² class steel (wt%)

化 学 成 分 (wt%)									
C	Si	Mn	P	S	Mo	Ni	Cr	Ti	B
0.20	0.30	1.50	0.015	0.005	0.01	0.02	0.17	0.014	0.001

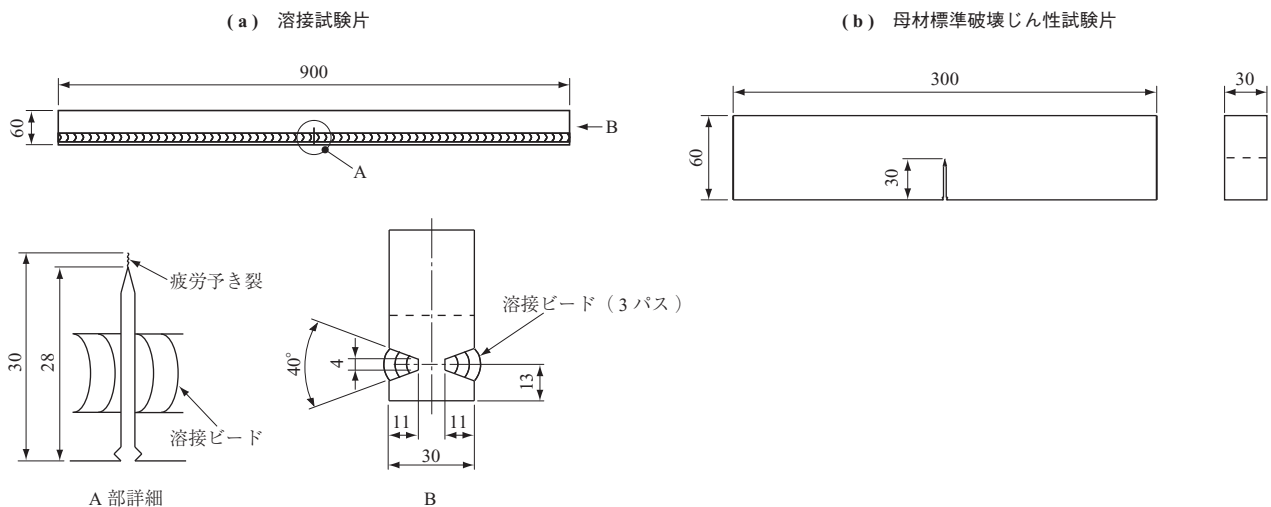
第 2 表 780 N/mm² 級鋼の機械的性質
Table 2 Mechanical properties of 780 N/mm² class steel

温 度 (°C)	0.2%耐力 $\sigma_{0.2}$ (N/mm ²)	引張強さ σ_T (N/mm ²)	伸び ϵ_T ^{*1} (%)
RT ^{*2}	637.1	754.8	25.7
-30	664.4	792.4	18.9
-75	737.0	865.0	19.1
-100	755.7	869.5	22.2

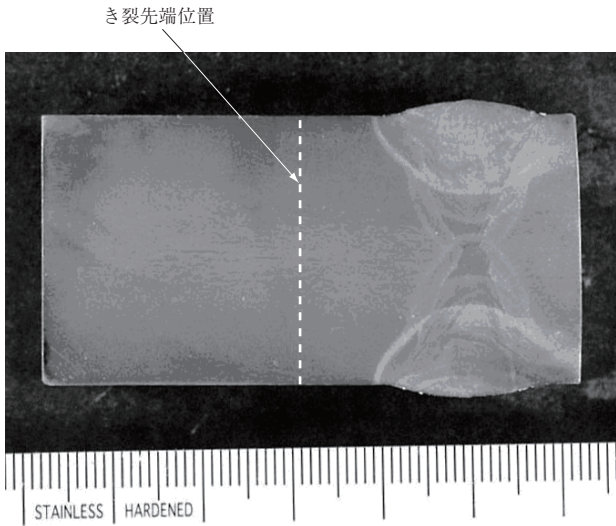
(注) *1: ゲージ長 40 mm
*2: 室 温

第 3 表 溶接条件
Table 3 Welding conditions

項 目	単 位	1 パス目	2 パス目	3 パス目
シールドガス	-	Ar 80% + CO ₂ 20%		
パス間温度	°C	115		
電 流	A	260 ~ 280		
電 圧	V	30		
溶接速度	mm/min	372.6	301.7	267.4
入 熱	kJ/mm	1.30	1.61	1.82



第 1 図 試験片の形状および寸法 (単位: mm)
Fig. 1 Configuration and dimension of specimens (unit: mm)



第 2 図 溶接試験片断面のマクロ (単位: mm)

Fig. 2 Macro photograph of cross section of groove-welded specimen (unit: mm)

響部から離れた母材の位置にあり、き裂先端では溶接による材料劣化はないものと判断した。

2.2 試験条件

溶接試験片については、負荷形態の違いによる塑性拘束の影響を検討するため、3点曲げおよび一様引張の2種類の負荷形態によって破壊試験を行った。3点曲げ試験は容量 250 kN の油圧サーボ式試験機を、引張試験は容量 2 MN の油圧サーボ式試験機を用いて、いずれも変位制御によって行った。試験温度は3点曲げ負荷、引張負荷ともに -30、-50 および -75℃ の3温度とし、各試験温度において3本ずつ試験を行った。母材試験片を用いた標準破壊じん性試験は、溶接試験片と同様の条件で3点曲げ負荷によって行った。

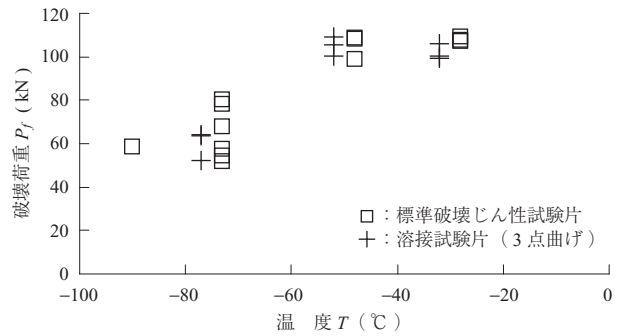
3. 試験結果

溶接試験片の3点曲げ負荷および母材試験片の標準破壊じん性試験における破壊荷重の比較を第3図に、全試験における破壊じん性値 K_{Jc} の比較を第4図に示す。ここで破壊じん性値 K_{Jc} は、破壊時における J 積分値 (破壊駆動力) の J_c から (1) 式によって換算して求めた限界等価応力拡大係数 (critical equivalent stress intensity factor) である。

$$K_{Jc} = \sqrt{\frac{J_c E}{1-\nu^2}} \dots \dots \dots (1)$$

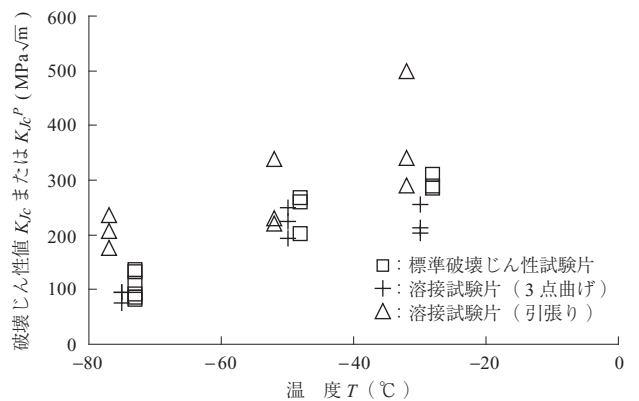
E : ヤング率

ν : ポアソン比



第 3 図 溶接試験片の3点曲げ試験と標準破壊じん性試験における破壊荷重の比較

Fig. 3 Comparison of fracture load between welded specimen and parent material specimen under 3PB loading



第 4 図 破壊じん性値の比較

Fig. 4 Comparison of fracture toughness values

ここで、ヤング率 E 、ポアソン比 ν はそれぞれ $E = 206 \text{ GPa}$ 、 $\nu = 0.3$ とした。なお、 J_c の値は、溶接試験片に対して実験的に求めるのが困難であるため、後述の有限要素解析によって、破壊発生荷重に対する J 積分値として求めた。

溶接試験片については、破壊じん性値は破壊時における一次応力のみによる K_J の値とし、以下のように推定した。

一次応力と溶接残留応力が作用するときの総等価応力拡大係数 K_J^{Total} は、一次応力のみによって生じる等価応力拡大係数 K_J^P と、溶接残留応力によって生じる等価応力拡大係数 K_J^S の和であると仮定する。

$$K_J^{Total} = K_J^P + K_J^S \dots \dots \dots (2)$$

さらに、破壊発生まで K_J^S が一定であると仮定すると、破壊時の K_J^P は次式で推定できる。

$$K_{Jc}^P = K_{Jc}^{Total} - K_J^S \dots \dots \dots (3)$$

ここで、 K_{Jc}^{Total} は破壊発生時の総等価応力拡大係数であり、 K_{Jc}^{Total} および K_J^S は、有限要素解析で得られる J_c^{Total} および J^S を用いて、それぞれ (4) 式および (5) 式

で求められる。

$$K_{Jc}^{Total} = \sqrt{\frac{J_c^{Total} E}{1 - \nu^2}} \dots\dots\dots (4)$$

$$K_J^S = \sqrt{\frac{J^S E}{1 - \nu^2}} \dots\dots\dots (5)$$

第3図から、溶接試験片の破壊荷重は、標準破壊じん性試験片に比べて低下していることが分かる。しかし、その低下量はあまり大きくない。第4図から、溶接試験片の引張荷重における見かけ上の破壊じん性値は、標準破壊じん性試験のそれよりも明らかに大きく、塑性拘束緩和の影響を大きく受けていることが確認できる。

4. 有限要素解析

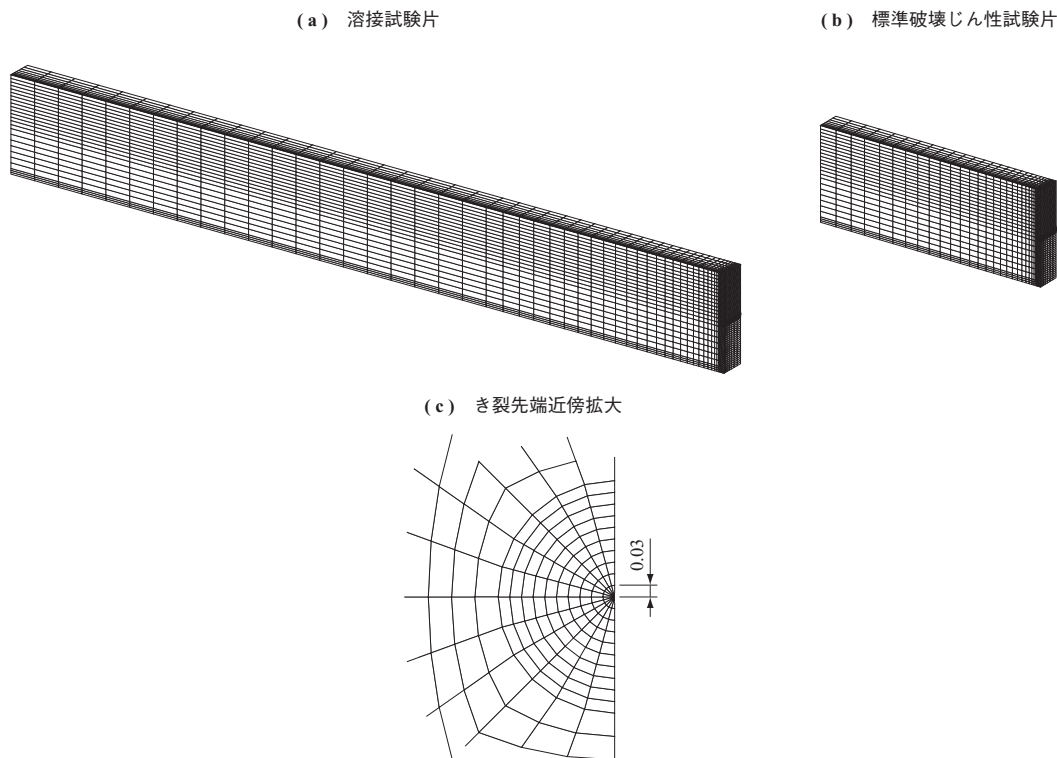
2章で示した各試験ケースについて、汎用コード ABAQUS Ver.6.6-3⁽⁴⁾を用いて三次元弾塑性有限要素解析を行った。解析モデルは溶接試験片や標準破壊じん性試験片とともに、対称性を考慮して試験片の1/4部分をモデル化した。解析モデルの要素分割を第5図に示す。各モデルとも、20節点低減積分要素を用い、き裂先端の要素には第5図-(c)に示すように、要素の一辺をくさび型につぶした特異要素を用いた。き裂先端における最小要素寸法は、き裂先端から径方向に0.03 mm、板厚方向に0.625 mmである。

溶接試験片については、以下の手順に従って解析を実施した。

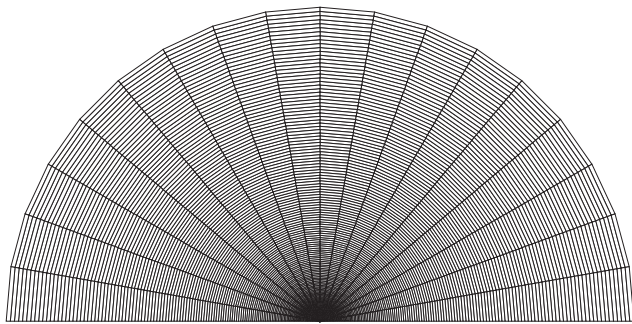
- (1) 試験片内に熱収縮で固有ひずみを発生させ、溶接残留応力を導入する⁽⁵⁾。
- (2) き裂面の節点拘束を解放し、き裂を導入する。
- (3) 試験温度まで温度を変化させる。
- (4) 3点曲げまたは引張荷重の負荷を加える。

上記(1)における固有ひずみは、試験片内で固有ひずみが発生していると仮定する範囲を熱収縮させることで発生させた。熱収縮させる量と固有ひずみが発生していると仮定する範囲は、き裂導入前後の溶接試験片の変形量が実試験片の計測値と一致するように設定した。

上記の試験片に対する解析に加え、後述の Q パラメータの計算に必要な MBL (Modified Boundary Layer) 解析⁽⁶⁾を実施した。MBL モデルの要素分割を第6図に示す。き裂先端の最小要素寸法は、径方向に0.0036 mm、板厚方向に0.056 mmである。境界条件として、応力拡大係数が $K = 31.6 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 、 T -stress が0 MPaとなるように MBL モデルの外周上の節点に強制変位を与えた。また、平面ひずみ状態を模擬するため、モデルの上下表面を板厚方向に拘束した。ここで T -stress とは、(6)式に示すように弾性き裂の応力場の級数解⁽⁷⁾を第2項まで表示したときに第2項に表れる応力である。



第5図 試験片の有限要素解析モデルの要素分割 (単位: mm)
Fig.5 Mesh division of FE model of specimen (unit: mm)



第 6 図 MBL モデルの要素分割
Fig. 6 Mesh division of MBL model

$$\begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} \end{bmatrix} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \begin{bmatrix} f_{xx}(\theta) & f_{xy}(\theta) \\ f_{yx}(\theta) & f_{yy}(\theta) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} T & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \quad \dots\dots\dots (6)$$

σ_{xx} : き裂に平行な応力
 σ_{yy} : き裂に垂直な応力
 f : 角度 θ の関数

従来の線形破壊力学では、き裂先端近傍の塑性域寸法が部材寸法に比べて十分小さい小規模降伏状態において、応力場は第 1 項に表れる応力拡大係数 K によって決まるとされる。しかし、負荷レベルが小規模降伏範囲を上回るようになると、第 2 項の応力、すなわち T -stress が応力場に大きな影響をもたらすことが近年の数値解析で分かってきている。正の T -stress は応力場を高揚、負の T -stress は応力場を緩和させ、 $T = 0$ のときが小規模降伏状態に相当する。すなわち、ここでの MBL 解析は、小規模降伏状態における応力場の算出を目的に行っている。

すべての解析において、ヤング率 $E = 206 \text{ GPa}$ 、ポアソン比 $\nu = 0.3$ とし、応力 - ひずみ関係は丸棒引張試験結果を (7) 式に示す Ramberg-Osgood 式で近似した。

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad \dots\dots\dots (7)$$

σ_0 : 降伏応力
 ϵ_0 : 降伏ひずみ ($= \sigma_0 / E$)
 n : ひずみ硬化指数
 α : 定数

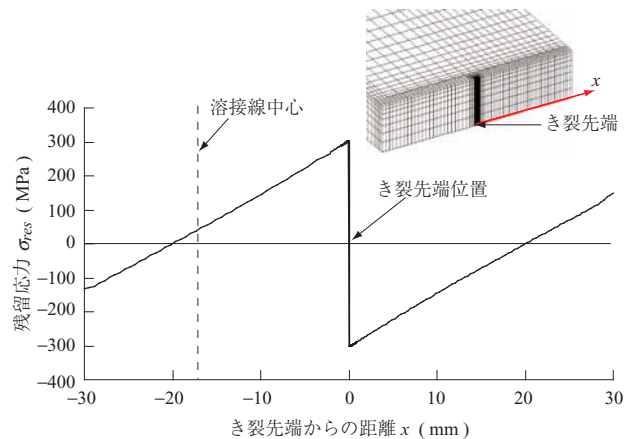
各試験温度について決定したパラメータを第 4 表に示す。溶接試験片の解析によって得られた、き裂導入前の試験片長手方向の溶接残留応力分布を第 7 図に示す。ここで第 7 図の横軸は、き裂先端を原点に定めたとときの試験片幅方向の距離であり、負側がき裂導入後のき裂面、正側が残りガメント面 (き裂がある位置の試験片残断面) にあたる。

第 4 表 Ramberg-Osgood 式のパラメータ

Table 4 Ramberg-Osgood parameters

温度 (°C)	σ_0 (MPa)	ϵ_0	n	α
RT ^{*1}	655.3	3.181×10^{-3}	14.62	1.0
-30	668.0	3.243×10^{-3}	13.84	1.0
-50	698.0	3.388×10^{-3}	13.85	1.0
-75	734.6	3.566×10^{-3}	13.87	1.0

(注) *1: 室温



第 7 図 有限要素解析によって得られた残留応力分布
Fig. 7 Residual stress distribution predicted by FE analysis

各温度での溶接残留応力による等価応力拡大係数 K_J^S の値を第 5 表に示す。これらの値は 3 点曲げ負荷と引張負荷の解析で共通している。

5. 溶接残留応力と塑性拘束が破壊強度に及ぼす影響の検討

5.1 J-Q 理論

O'Dowd と Shih^{(8), (9)} によって提案され、(8) 式に示す HRR (Hutchinson, Rice & Rosengren) 応力解を基準にとって、大規模降伏条件下のき裂先端近傍の応力場を表現しようとしたのが J - Q 理論である。

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \left[\frac{J}{\epsilon_0 \sigma_0 I_n r} \right]^{n/(n+1)} \cdot \tilde{\sigma}_{ij}(\theta, n) \quad \dots\dots\dots (8)$$

I_n : ひずみ硬化指数 n の関数
 r : き裂先端からの距離
 $\tilde{\sigma}_{ij}(\theta, n)$: 角度 θ と n の関数

第 5 表 溶接残留応力による J および K_J^S
Table 5 J and K_J^S values by welding residual stress

温度 (°C)	J^S (kJ/m ²)	K_J^S (MPa√m)
-30	7.531	41.29
-50	7.645	41.60
-75	7.775	41.95

J-Q 理論では、き裂周りの応力場は、き裂先端に極座標系をとったとき、次のように表される。

$$\begin{bmatrix} \sigma_{rr} & \sigma_{r\theta} \\ \sigma_{\theta r} & \sigma_{\theta\theta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} (\sigma_{rr})_{HRR} & (\sigma_{r\theta})_{HRR} \\ (\sigma_{\theta r})_{HRR} & (\sigma_{\theta\theta})_{HRR} \end{bmatrix} + Q \begin{bmatrix} \sigma_0 & 0 \\ 0 & \sigma_0 \end{bmatrix}$$

for $r > J/\sigma_0, |\theta < \pi/2|$ (9)

- σ_{rr} : 半径方向の応力
- $\sigma_{\theta\theta}$: 周方向の応力
- $(\sigma_{ij})_{HRR}$: HRR 応力解
- θ : き裂面からの角度

(9) 式の第 2 項に表されるパラメータ (Q パラメータ) はき裂先端近傍の塑性拘束の程度を表し、拘束が強いほど大きく、拘束が緩和されるほど小さい値をとる。その意味で Q パラメータはき裂先端拘束パラメータと呼ばれている。(9) 式は HRR 応力解を基準とした応力場の表現であるが、HRR 応力解の代わりに T -stress が 0 のときの応力分布を参照解として、

$$\sigma_{ij} = (\sigma_{ij})_{T=0} + Q\sigma_0\delta_{ij} \text{ for } r > J/\sigma_0, |\theta < \pi/2|$$

..... (10)

- $(\sigma_{ij})_{T=0}$: $T=0$ のときの応力解
- δ_{ij} : クロネッカーのデルタ

のように定義することもでき、ここから Q パラメータは対象とする応力分布から $T=0$ の参照応力分布を差引くことで推定することができる。J-Q 理論を提案した O'Dowd と Shih をはじめ多くの研究者は Q を次のように定義している⁽¹⁰⁾。

$$Q = \frac{\sigma_{yy} - (\sigma_{yy})_{T=0}}{\sigma_0} \text{ at } \theta = 0 \text{ and } \frac{r\sigma_0}{J} = 2$$

..... (11)

- σ_{yy} : 評価対象におけるき裂開口応力
- $(\sigma_{yy})_{T=0}$: $T=0$ の参照解におけるき裂開口応力

$(\sigma_{yy})_{T=0}$ は 4 章で述べた MBL 解析で求めることができるため、(11) 式の定義を用いれば、有限要素解析によって比較的容易に Q パラメータを評価することができる。

5.2 破壊試験結果の J-Q 理論による評価

各試験ケースについて、(11) 式を用いて Q パラメータを求めた。なお、(11) 式の J は、ABAQUS の経路積分機能を用いて求め、溶接試験片については、一次応力による J と残留応力による J の両者を含んだトータル値を用いた。また、破壊駆動力である等価応力拡大係数 K_I

を次式によって求めた。

$$K_I = \sqrt{\frac{JE}{1-\nu^2}} \text{ (12)}$$

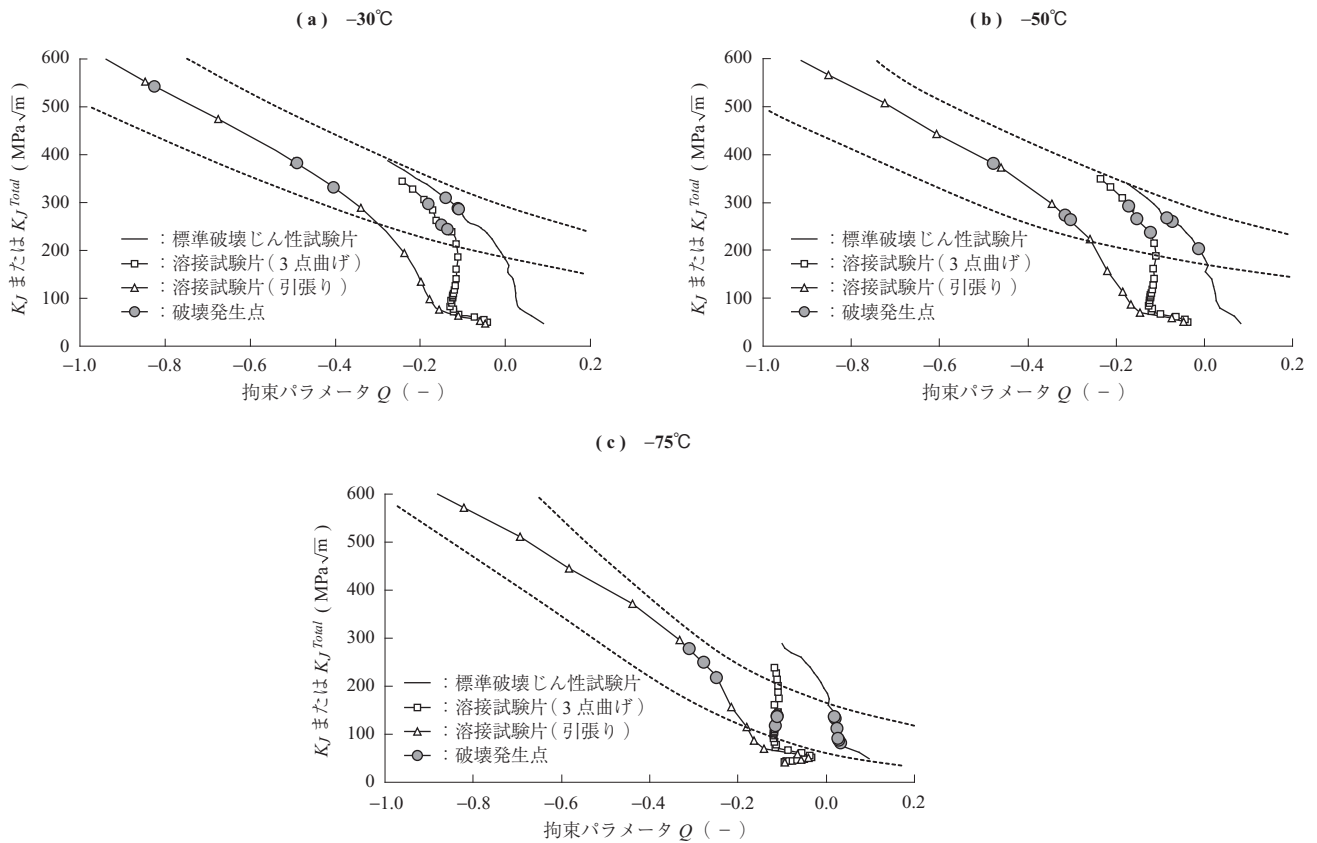
以上のようにして求めた Q と K_I の負荷に伴う変化を第 8 図に示す。図中には、破壊試験における破壊発生時の Q と K_I の値を併せてプロットしている。標準破壊じん性試験片と溶接試験片の 3 点曲げ負荷を比較すると、溶接試験片の K_I - Q 曲線は標準破壊じん性試験片よりも左側にシフトしている。本研究で仮定した残留応力分布は、 Q が負となる方向、すなわち、拘束を緩和する方向に作用している。このことから、溶接残留応力によって拘束が緩和されたため、溶接試験片の破壊荷重および破壊じん性値は、第 5 表に示した値の分だけ残留応力による破壊駆動力の高揚があるにもかかわらず、標準破壊じん性試験片と比較して大きく低下しなかったものと考えられる。また、同じ K_I レベルにおける Q の差は、負荷の増大に伴い減少している。次に、溶接試験片の 3 点曲げ負荷と引張負荷を比較すると、 Q の差は初期段階では小さいが、負荷の増大に伴って大きくなっている。このことから、負荷レベルが小さい場合には溶接残留応力は塑性拘束に対して支配的要因となるが、負荷レベルが増大すると溶接残留応力が塑性拘束に及ぼす影響は小さくなり、負荷形態の違いが支配的となることが分かる。

破壊試験における破壊発生時の K_I - Q プロットを見ると、拘束が緩和されるほど、すなわち Q がより負の方向に行くほど、第 8 図の破線で囲まれる領域で表されるような破壊じん性レベルが上昇する軌跡 (Toughness Locus) を形成している。溶接残留応力による破壊駆動力 (J または K_I) および拘束パラメータ Q の両者への寄与を考慮することによって、溶接試験片の破壊強度は J-Q 理論を用いて評価できることが明らかとなった。このことから、あらかじめ対象材料の Toughness Locus を取得しておくことによって、任意の形状や負荷形態について有限要素解析を実施することで、破壊じん性レベルを推定できる。

6. 結 言

本研究では、破壊強度に及ぼす溶接残留応力および塑性拘束の影響の検討を、実験および数値解析によって行った。得られた結論を以下に列挙する。

- (1) 溶接残留応力は、破壊駆動力 J または K_I だけでなく、き裂先端の拘束パラメータ Q にも影響を及ぼす。
- (2) 破壊試験結果は、残留応力による破壊駆動力お



第 8 図 K_J または K_J^{Total} と Q の負荷に伴う変化および破壊発生日点
 Fig. 8 K_J or K_J^{Total} versus Q curves and fracture points computed by FE analyses for each test temperature

よび拘束パラメータへの寄与を考慮することで、 J - Q 理論によって評価できる。

- (3) あらかじめ対象材料の Toughness Locus を取得しておけば、有限要素解析で破壊駆動力および拘束パラメータを算出することによって、任意の形状や負荷形態における破壊強度を推定できる。

参考文献

(1) BS7910 : 2005 “Guide to Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Metallic Structures” British Standard Institution (2005)
 (2) API 579-1/ASME FFS-1 2007 – Fitness for Service American Petroleum Institute (2007)
 (3) 社団法人日本溶接協会：溶接継手のぜい性破壊発生及び疲労き裂進展に対する欠陥の評価方法 WES2805 : 2007
 (4) ABAQUS/Standard Users Manual Version 6.6 (2006), ABAQUS Inc. Rising Sun Mills 166 Valley Street, Providence, RI
 (5) M. R. Hill and T. L. Panontin : Effects of Residual

Stress on Brittle Fracture Testing ASTM STP 1332 (1999) pp. 154 – 175

(6) M. T. Kirk, R. H. Dodds, Jr. and T. L. Anderson : An Approximate Techniques for Predicting Size Effects on Cleavage Fracture Toughness (J_c) Using the Elastic T stress Fracture Mechanics Vol. 24 ASTM STP 1 207 (1999) pp. 62 – 86
 (7) M. L. Williams : On the Stress Distribution at the Base of a Stationary Crack Journal of Applied Mechanics 24 (1957) pp. 109 – 114
 (8) N. P. O’Dowd and C. F. Shih : Family of Crack-Tip Fields Characterised by a Triaxiality Parameter – I. Structure of Fields Journal of the Mechanics and Physics of Solids Vol. 39 (1991) pp. 989 – 1 015
 (9) N. P. O’Dowd and C. F. Shih : Family of Crack-Tip Fields Characterised by a Triaxiality Parameter – II. Fracture Applications Journal of the Mechanics and Physics of Solids Vol. 40 (1992) pp. 939 – 963
 (10) T. L. Anderson : Fracture Mechanics Fundamental and Applications 3rd ed. CRC Press (2005)