

(昭和 62 年 11 月 日本造船学会秋季講演会において講演)

海洋構造物格点部の脆性破壊特性評価 (第 1 報)

——鋼管 T 継手の引張荷重下での脆性破壊——

正員 町 田 進* 正員 梶 本 勝 也**
 正員 縄 田 卓 生*** 正員 萩 原 行 人****
 正員 高 島 弘 教****

Evaluation of Brittle Fracture Strength of Tubular T-Joints of
 Offshore Structures under Tensile Loading (1st Report)

by Susumu Machida, *Member* Katuya Kajimoto, *Member*
 Takuo Nawata, *Member* Yukito Hagiwara, *Member*
 Hironori Takashima, *Member*

Summary

As offshore structures are used in rougher and colder seas, the rigorous safety has been demanded. Nowadays, it becomes more common to conduct CTOD tests for weldments as a steel prequalification test and/or a welding procedure test. However, there have been arguments that the CTOD criterion give a much conservative assessment.

In these circumstances, it is essential to establish the precise evaluation method for the structural integrity from fatigue crack growth to brittle fracture in offshore structures. For offshore structures, the most important structural members are tubular joints, where high stress concentration takes place.

From this viewpoint, the strain distribution and the fatigue crack growth characteristics in the hot spot area have been investigated with tubular T-joints model specimens under tensile loading, and the brittle fracture strength of the model tests has been evaluated based on the CTOD criterion.

The results obtained are summarized as follows.

(1) The elastic stress distribution around the connection of the tubular joint is well evaluated by the FEM stress analysis, and the elastic stress concentration factor at the hot spot agrees with the predicted value.

(2) The plastic strain concentration factor can be estimated using Eq.(1) as a function of the elastic stress concentration factor and the nominal applied stress. In case where residual stress exists, Eqs. (2) to (6) can be used to analyse the effect of residual stress.

(3) The fatigue crack propagation behaviour at tubular joints can be evaluated reasonably using the linear elastic fracture mechanics.

(4) The critical CTOD obtained from the tubular joint model test agrees well with that from 3-point CTOD test. Therefore, the CTOD criterion can be applied to the fracture of structural component with 3-dimensional stress concentration such as tubular joints.

(5) The brittle fracture strength of the tubular joint models can be evaluated using the estimated hot spot strain and the proposed CTOD design curve by taking into account the welding residual stresses.

1 緒 言

* 東京大学工学部
 ** 三菱重工業(株)広島研究所
 *** 〃 広島海洋機器工場
 **** 新日本製鉄(株)第 2 技術研究所

近年, 海洋構造物はますます深海で使われるようになり, 構造物は大型化してきた。さらに, 寒冷かつ荒海の環境で稼動するようになって, 安全性に対する要求は厳

密なものになってきている。海洋構造物は、一般に、鋼管構造で構成されており、鋼管と鋼管の接合部(格点部)には大きなひずみが集中する。そのため、格点部の溶接トウからの疲労破壊と同時に脆性破壊に対しても十分な検討を行う必要がある。

このような点から、現在、海洋構造物に使われる鋼板では、その溶接熱影響部(HAZ)に破壊靱性、CTODが要求されるのが一般的になってきている。しかし、その要求値は、概して、欠陥や外力に対して最悪条件が重畳した場合を想定して、しかもひずみ勾配を無視し、その最大値で評価したり、残留応力の取扱いも安全側になっているため、しばしば非現実的に過度な要求になることがある。そこで、構造的な応力集中部からの破壊強度を精度よく評価できる方法を確認し、評価法のあいまいさに起因する“安全率”を少なくし、厳密な評価ができるようにすることが重要になっている。

そこで、海洋構造物の格点部の代表的なものである鋼管T継手モデルについて、本報では引張荷重を作用させた場合の格点部のひずみ分布挙動および格点部隅肉溶接トウからの疲労亀裂伝播特性、さらに、疲労亀裂からの脆性破壊発生特性を調べ、CTODに基づく破壊力学強度評価解析を行い、その評価手法の確立をめざした。

2 試験内容

2.1 モデル試験体

海洋構造物は、その構造的な特性として鋼管構造が主体であり、鋼管継手部が数多く存在する。鋼管継手部には極めて大きなひずみ集中が生じることから、設計上、疲労破壊および脆性破壊に対して十分な考慮が払われている。ここでは、鋼管継手の代表的なものとしてT継手を取りあげ、3次元的な応力集中の破壊特性に及ぼす影響およびその破壊力学的な評価方法の検討を行った。

試験に用いた鋼管T継手のモデル試験体はFig.1に示すような形状を有するもので、タイプI～IIIに分けられる。いずれの試験体でも、主管と枝管の内径はそれぞれ500mm、および300mmである。タイプI、IIの場合、主管および枝管の板厚はいずれも20mmであり、タイプIIIの場合は主管は40mm、枝管は30mmである。後述するように、タイプIおよびIII試験体の主管サ

Specimen	t_b	t_c	Ring stiffener
Type I	20	20	Without stiffener
Type II	20	20	With stiffener
Type III	30	40	Without stiffener

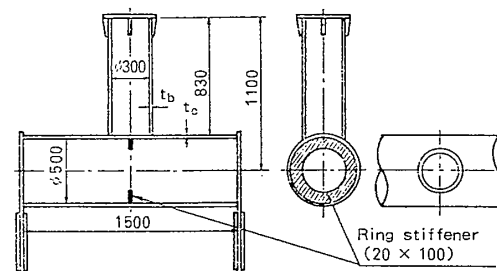


Fig.1 Tubular T-joint model specimen

ドル部における弾性応力集中係数はそれぞれ約13および5となっており、タイプIIIの応力集中は大幅に低減している。脆性破壊試験体にはサドル部に疲労亀裂を加工したが、タイプIII試験体では、亀裂加工時の繰返し荷重による格点部における塑性ひずみの影響をできるだけ小さくするようにしたためである。また、タイプIIの試験体では格点部の主管内面にリングスチフナを設け、それによる格点部における応力集中の軽減効果を調べた。

2.2 供試鋼およびモデル試験体製作

実験に用いた鋼板は500MPaクラスの強度を有する4種類の造船・海構用のノルマ鋼およびTMCP鋼(EH32およびEH36)で、それらの化学成分および機械的性質はTable1に示す通りである。

主管、枝管とも鋼板を冷間加工にて半円筒状に曲げ加工した後、サブマージアーク溶接で突合せ溶接して管状に仕上げ、さらに、主管と枝管をガスマタルアーク溶接で隅肉溶接して鋼管継手を製作した。

試験体には製作時の溶接で高い残留応力が存在すると思われるので、一部のものについては溶接後熱処理(SR, 625°C×2hrs.)を行って残留応力を除去し、低温脆性破壊試験における破壊強度に及ぼす残留応力の影響を調べた。

鋼管T継手のモデル試験は、Fig.1に示すように、主管の両端を固定し、枝管に引張荷重を与える方式により、8,000tonfの横型試験機で実施した。

Table 1 Chemical compositions and mechanical properties of steels used

Steel	Specimen		Thickness mm	Chemical composition wt. %								Mechanical Properties	
	Type	AW, SR		C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni		YP, MPa	TS, MPa
A EH32	Norm	I	AW, SR	20	0.17	0.34	1.37	0.018	0.004	—	—	355	510
B TMCP	I&II	AW	20	0.09	0.26	1.37	0.008	0.003	—	—		390	500
C TMCP	I&II	SR	20	0.09	0.26	1.43	0.009	0.004	0.24	0.28		410	510
D TMCP	III	AW, SR	40	0.09	0.16	1.43	0.004	0.001	0.25	0.27		440	510

	Initial surface notch, $a \times 2c$	Depth of fatigue crack for fracture test	Fatigue Loading P_{max}	Surface notch for CTOD measurement
Type I	$2 \times 15 \text{ mm}$	$\sim 5 (1/4t)$	1180 kN	$5 \times 30, 5 \times 60 \text{ mm}$
Type II	$2 \times 15 \text{ mm}$	$\sim 5 (1/4t)$	2300 kN	$5 \times 30, 5 \times 60 \text{ mm}$
Type III	$3 \times 30 \text{ mm}$	$\sim 10 (1/4t)$	1080 kN	$10 \times 60 \text{ mm}$

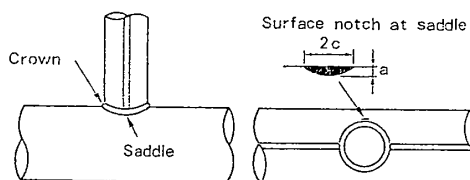


Fig. 2 Geometry of surface notch for tubular T-joint model test

2.3 試験内容

タイプ I～Ⅲの試験体のうち各 1 体を用いて室温で静的引張試験を行い、鋼管の内外面に貼付したひずみゲージにより、主管および枝管の継手部近傍、主として格点部のサドルとクラウン部のひずみを測定し、ひずみ分布形状やホットスポットの応力やひずみの集中度などを調べた。

タイプⅢの試験体で溶接まま (AW) と SR のものについて鋼管継手部近傍の溶接残留応力を測定した。残留応力測定は、破壊試験に供する試験体で、疲労亀裂加工前後の状態について行った。ひずみゲージを鋼管の継手部近傍に貼付し、そのゲージの回りを深さ約 2mm 切り込むことによって解放されるひずみから残留応力を求める方法によった。なお、残留応力測定後、その切り込みをグラインダーで滑らかに仕上げてから破壊試験に供した。

海洋構造物の格点部で応力集中部における疲労亀裂伝播挙動を調べるために、タイプ I およびタイプⅡの試験体で主管のサドル部に Fig. 2 に示すような表面切欠を設けて疲労試験を行った。ある繰返しサイクルごとに疲労の下限荷重を上げて、ビーチマーク法によって疲労亀裂の形状を測定した。材料の疲労亀裂伝播特性は標準の CT 試験によって求めた。

タイプ I～Ⅲのモデル試験体について低温で破壊試験を行い、脆性破壊強度を調べた。破壊試験は、Fig. 2 に示すように、主管のサドル部に設けた表面切欠の先端に疲労亀裂を加工して実施した。目標とする表面亀裂の深さは板厚の約 1/4 とした。疲労亀裂加工時の繰返し荷重は疲労亀裂伝播試験と同じであり、その最大荷重はタイプ I では 1180 kN、タイプⅡで 2300 kN であり、また、タイプⅢでは 1080 kN とした。これは試験機容量との関係で決めたが、タイプ I、Ⅱの場合には格点部の応力集中が大きいため格点部は塑性変形するような荷重に相当する。

破壊試験に際しては、表面亀裂の中央部での変位をクリップゲージで測定したが、あらかじめ室温での試験で

シリコンゴムキャスティング法により表面切欠先端の CTOD を実測し、クリップゲージ変位とのキャリブレーション曲線を求め、それを用いて破壊時のクリップゲージ変位を CTOD に換算した。その場合の表面亀裂形状を Fig. 2 に示すが、脆性破壊用の試験体の疲労予亀裂形状とはほぼ同等のものになっている。

モデル試験では表面亀裂を鋼管継手の隅肉溶接トウに加工したが、本試験に用いた板厚の 1/4 という深さの表面亀裂形状の場合、その亀裂先端は母材に位置するため (これは試験後、断面を切断し、そのマクロを調査して確認した)、母材の CTOD 試験を行って破壊靱性の基礎資料とした。

3 格点部ひずみ分布

3.1 FEM 応力解析

タイプ I とⅡの試験体について、対称性からその 1/4 モデルに対して FEM による応力解析を行い、測定結果との比較を行った。主管の両端を固定し、枝管に一樣な応力を作用させる境界条件のもとに解析した。Fig. 3 に解析に用いたタイプⅡ試験体の要素分割を例示する。

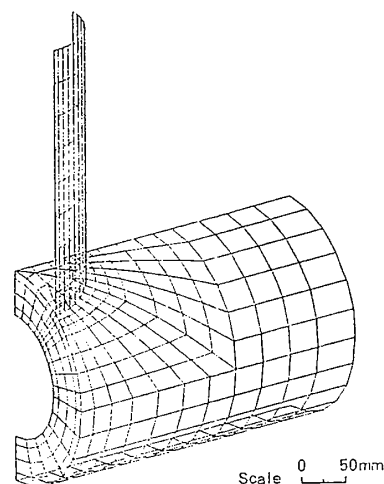


Fig. 3 Finite element break down for Type II model specimen

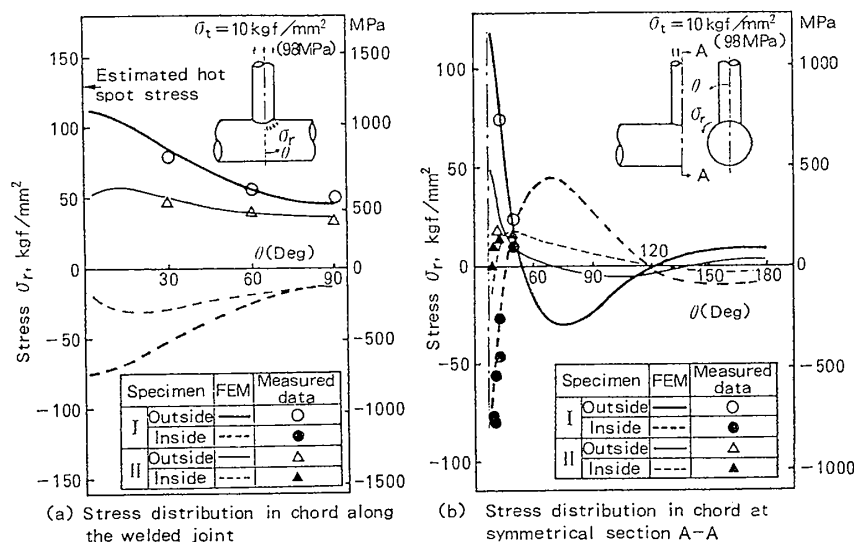


Fig. 4 Stress distribution in tubular joint (comparison between experiments and FEM analysis for Type I and II specimen)

3.2 格点部ひずみ分布

Fig. 4 に、タイプ I および II の試験体に対するひずみ分布の測定結果と FEM による解析結果との比較を示す。同図の (a) は主管における主管-枝管の溶接継手に沿う応力分布であり、(b) は主管サドル部からの主管の円周方向の応力分布である。図中には鋼管内面および外面の結果を併わせて示してある。タイプ III の試験体でも同様な結果が得られている。FEM の解析結果は実測値と極めてよい対応を示しており、FEM 解析の有効性が確認できた。

鋼管外面は引張り、内面は圧縮になっており、いずれもサドル部（ホットスポット）で大きな応力集中を起こしている。管内外面での応力値の差は大きく、本モデルのホットスポット部では曲げが主成分であることが分かる。Fig. 5 は、タイプ III の試験体の測定結果からサドル部のひずみ成分を調べたもので、曲げ成分がピークひずみの約 80% 程度になっている。

一方、Fig. 4 から明らかなように、タイプ II のモデルではリングスチフナを設けることで、ホットスポットのひずみ集中を大幅に緩和しており、その効果が確認された。

3.3 格点部ひずみの推定法

鋼管 T 継手のホットスポット（主管サドル部）における応力集中係数に関してはいくつかの式が提案されている^{2)~4)}。ここで用いたタイプ I およびタイプ III のリングスチフナのない通常の鋼管 T 継手試験体の場合、応力集中係数はそれぞれ 12.5~13.8 および 5.07~5.30 となり、Fig. 4 に示すように実測結果とよい対応を示している。

萩原⁵⁾は応力集中部における弾性応力集中係数 K_t とひずみ集中係数 K_ε との関係をべき乗の応力~ひずみ関

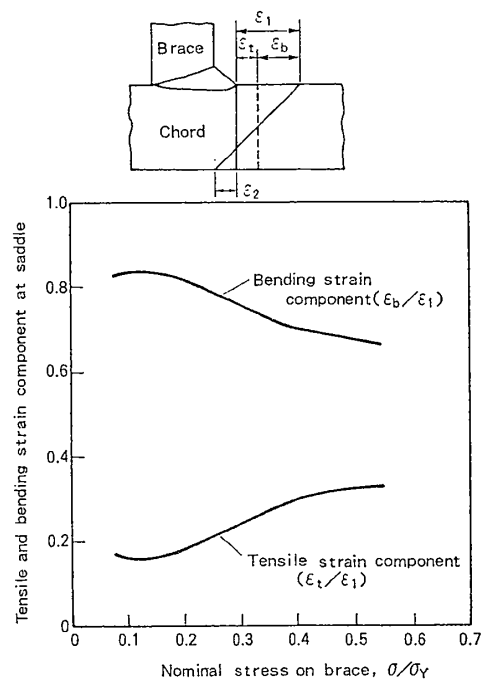


Fig. 5 Tensile and bending strain component at saddle point of tubular joint (Type III specimen)

係を仮定して定式化し、 K_ε が K_t と作用している外力の関数として次式で表わされることを示している。

$$K_\varepsilon = \begin{cases} K_t & K_t \cdot \sigma_g \leq \sigma_Y \\ K_t + \frac{\alpha \left(\frac{\sigma_g}{\sigma_Y} - \frac{1.125}{K_t} \right) (K_t^{1+n})}{1.125(1 - \alpha/K_t)} & \sigma_{\text{net}} \leq \sigma_Y \leq K_t \cdot \sigma_g \\ K_t^{1+n} & \sigma_Y \leq \sigma_{\text{net}} \end{cases} \quad (1)$$

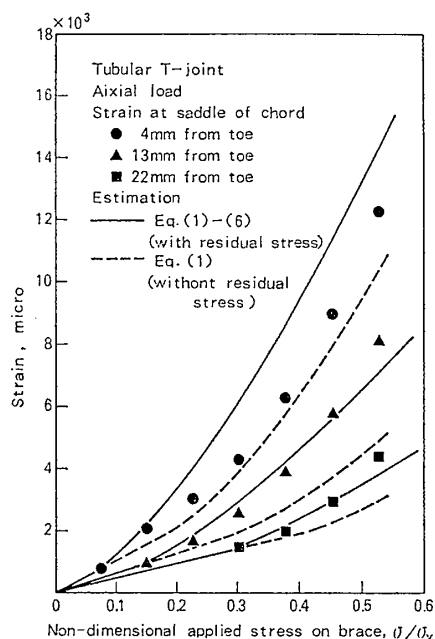


Fig. 6 Comparison between measured and estimated strain in saddle region with or without taking account for residual stress (Type III specimen)

$$\alpha = \sigma_{\text{net}} / \sigma_g$$

n : ひずみ硬化係数

鋼管T継手モデルへの適用にあたり、亀裂が部材寸法に比べて十分に小さいことを考えて、(1)式において、 $\alpha=1$ とした。(1)式に基づいて、 K_e から求めたタイプⅢの試験体のサドル部の溶接部近傍のひずみを破線で実測値と比較して Fig. 6 に示す。推定線の変曲点より低荷重側は弾性範囲に対応して直線になるが、その領域においても実験値との差がみられ、実験値のほうが直線からずれて高くなる。

この実験点の直線性からのずれは、鋼板の降伏ひずみ(約 $2,200 \times 10^{-6}$)に達する前に起こっており、モデル試験体製作時の溶接による残留応力(ひずみ)の影響と考えられる。そこで、ひずみ推定の際は、残留応力を考慮した解析を行う必要がある。

Fig. 6 の測定結果は、Fig. 7 に示すようにひずみ集中部で ϵ_R' なる残留ひずみが存在する場合の外力(荷重またはノミナルなひずみ)とひずみ集中部の局部ひずみの関係を示唆していると考えられる。いま、測定結果で外力と局部ひずみの関係が直線性から外れる限界をA点とし、その時の局部ひずみを ϵ_L 、ノミナルなひずみを ϵ_{nL} として、それらの値からある点P(ノミナルひずみを ϵ_n とする)におけるひずみを推定する方法を考察する。

K_t は次式で与えられる。

$$K_t = \epsilon_L / \epsilon_{nL} \quad (2)$$

ここで、 ϵ_L が降伏ひずみ ϵ_Y に対応していることから、

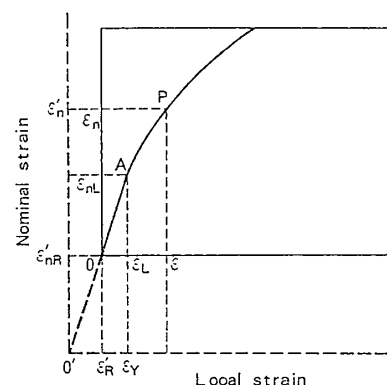


Fig. 7 Relationship between nominal strain and local strain in stress concentrated region (effect of residual stress)

残留ひずみ ϵ_R' は

$$\epsilon_R' = \epsilon_Y - \epsilon_L \quad (3)$$

となり、それに対応するノミナルなひずみ ϵ_{nR}' は

$$\epsilon_{nR}' = \epsilon_R' / K_t \quad (4)$$

で与えられる。

点Pにおける全ノミナルひずみ ϵ_n' は

$$\epsilon_n' = \epsilon_n + \epsilon_{nR}' \quad (5)$$

で表わされるから、(1)式において $\sigma / \sigma_Y = \epsilon_n' / \epsilon_Y$ を代入することによって K_e が求まる。結局、局部ひずみはトータルで $\epsilon_n' K_e$ となり、残留ひずみを除いた、測定されるひずみに対応する量は

$$\epsilon = \epsilon_n' K_e - \epsilon_R' \quad (6)$$

で与えられる。

(2)~(6)式を基に推定したひずみを実線で Fig. 6 に示す。かなりよい推定を与えていることが分かる。溶接トウからの距離によって、残留ひずみ ϵ_R' は異なり、トウから離れるに従ってその寄与率は小さくなる。なお、ここで、 ϵ_R' は測定結果を基に決めたが、これが実際の残留応力分布とどのような関係にあるかは今後の課題である。

この試験体の K_t は約5であるが、Fig. 6 から明らかにように塑性変形が進むと K_e は大きくなり、このような塑性変形している場合に K_t で評価することの危険性(非安全側)を示している。

4 格点部の残留応力分布

タイプⅢのAWとSRのモデル試験体を用いて測定した格点部近傍の溶接残留応力分布を、疲労亀裂加工前および加工後についてそれぞれ Fig. 8 および Fig. 9 に示す。AWの場合、降伏応力に相当する高い残留応力が分布している。その値はサドル部からクラウン部に向うに従って大きくなるが、これは Fig. 2 に示すように、主管の造管溶接部がクラウン部にあるため残留応力が重

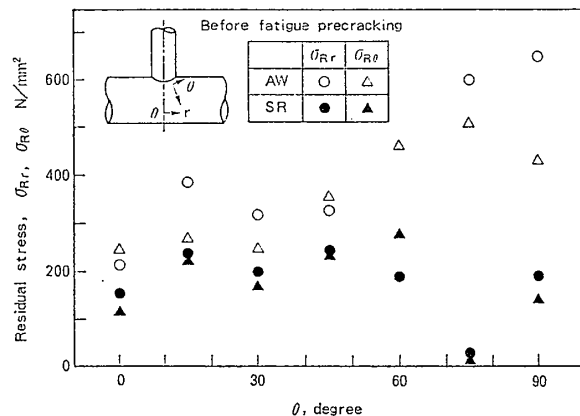


Fig. 8 Welding residual stress distribution in tubular T-joint before fatigue precracking (Type III specimen)

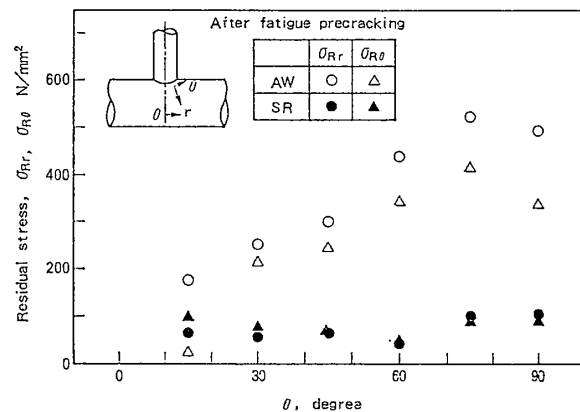


Fig. 9 Welding residual stress distribution in tubular T-joint after fatigue precracking (Type III specimen)

畳すること、およびサドル部に比べて拘束が強いことなどによるものと考えられる。また、SR した試験体の残留応力は 100~200 MPa 程度である。

一方、この試験体の場合、疲労亀裂進展のための繰返し荷重をかけたことにより、若干の残留応力の減少が認められた。しかし、その場合でも AW 試験体には高い応力が残留している。

5 疲労亀裂伝播特性

タイプ I および II の試験体のサドル部の溶接トウ部に深さ 2mm、長さ 15mm の表面切欠を設け、それからの疲労亀裂進展挙動を調べた。疲労亀裂長さはピーチマーク法によって求めた。Fig. 10 に板厚方向の疲労亀裂深さと繰返し数との関係を示す。疲労亀裂進展の初期は主として溶接トウに沿って伝播し、深さ方向への進展は遅いが、亀裂深さが約 5mm (板厚の 1/4) を越すと板厚方向の亀裂伝播速度は大きくなる。これは、3. で述べたようにサドル部には大きな曲げ応力が作用していることによるものと考えられる。

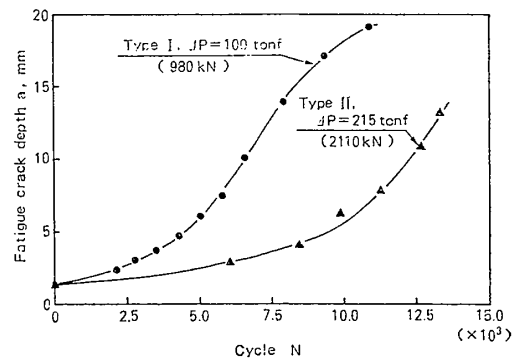


Fig. 10 Relationship between fatigue crack depth in thickness direction of surface notch and number of cycles

3.1 で述べた鋼管 T 継手の FEM による応力解析結果から、サドル部の内外面の最大応力値を基に得られた引張応力 σ_m および曲げ応力成分 σ_b を (7) 式で与えられる Newman ら⁶⁾ の表面亀裂の K 値の式に代入して、モデル試験体の疲労亀裂の K 値が求められる。

$$K = F(\sigma_m + H\sigma_b) \sqrt{\pi a / Q} \quad (7)$$

ここで、 a は表面亀裂深さ、 F , H は補正係数、 Q は楕円亀裂の形状係数である。

Fig. 11 はこのようにして求めたモデル試験と、標準 CT 試験で得られた疲労亀裂伝播速度の関係を示す。モデル試験は亀裂伝播速度の速い領域の結果が主であるが、CT 試験で得られた亀裂伝播特性とよい対応を示している。このことから、鋼管継手のような応力分布が複雑な場合でも、標準試験による亀裂伝播速度から疲労亀

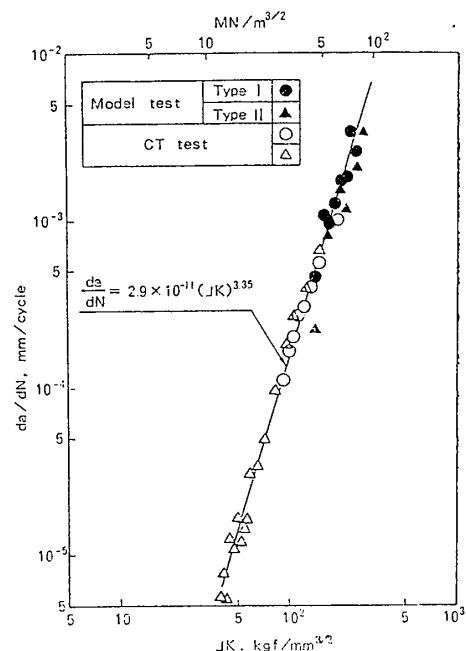


Fig. 11 Relationship between fatigue crack propagation rate and stress intensity factor range

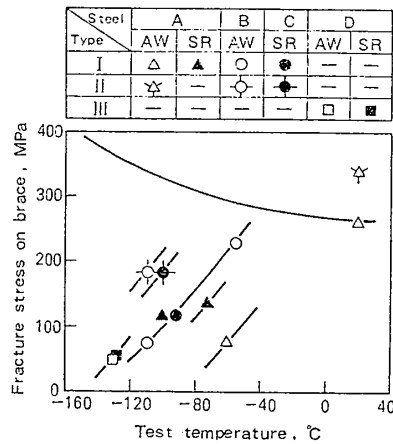


Fig. 12 Variation of fracture stress of tubular joint model test with test temperature

裂の進展挙動が推定できるといえる。

6 格点部の脆性破壊強度評価

脆性破壊試験は、限界の CTOD 値が実用的な範囲である 0.1 mm 前後となるような温度域で実施した。タイプ I～III のモデル試験の低温での脆性破壊試験結果を破壊強度と試験温度の関係で Fig. 12 に示す。タイプ I と II の試験結果から明かなように、リングスチフナの効果でタイプ II の破壊強度は高くなる。

Fig. 13 は、シリコンゴムキャスト法で実測した格点部のサドル部に設けた表面切欠先端の亀裂開口変位、CTOD(δ) と、表面切欠の中央部でのクリップゲ

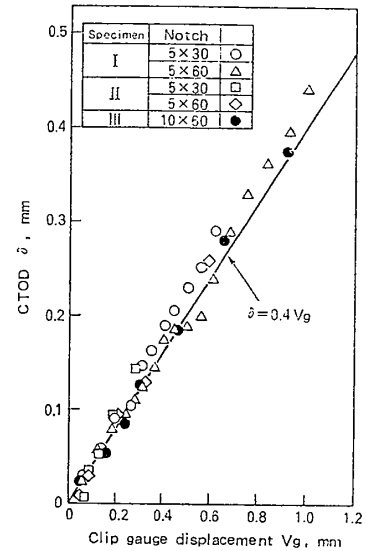


Fig. 13 Relationship between CTOD and V_g for surface notch at saddle of tubular joint

ジ変位 (V_g) の関係を示す。表面切欠は破壊試験に用いた疲労亀裂形状に合わせた板厚の 1/4 の深さのものである。Fig. 13 に示すように、タイプ I～III の試験体および表面切欠形状の違いにかかわらず、 δ と V_g はほぼ単一の関係にあり、

$$\delta = 0.4 V_g \quad (8)$$

と表わされる。

鋼管 T 継手モデルの低温破壊試験で得られた限界 V_g から、(8) 式を用いて求めた CTOD を標準 CTOD 試

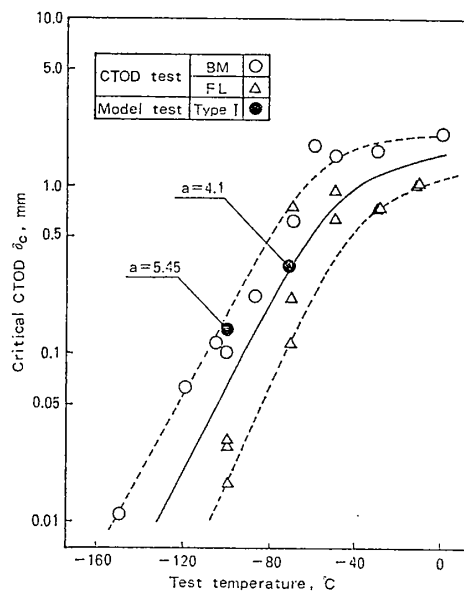


Fig. 14(a) Comparison between tubular joint model test and 3-point bend CTOD test in terms of δ_c vs test temperature (Type I, SR)

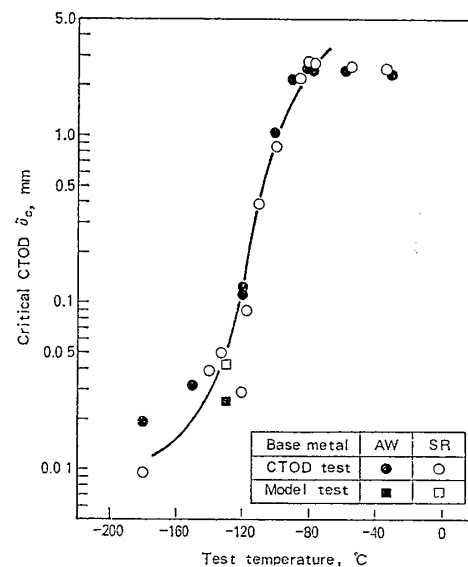


Fig. 14(b) Comparison between tubular joint model test and 3-point bend CTOD test in terms of δ_c vs test temperature (Type III)

験結果と比較して Fig. 14 に示す。両試験で得られた CTOD はよく一致しており、本試験のような構造的な応力集中部に存在する欠陥に対しても、CTOD が脆性破壊のクライテリオンになり得ることを示している。

7 脆性破壊強度評価

CTOD がモデル試験と小型 CTOD 試験で一致することから、CTOD クライテリオンに基づいて破壊強度評価できる可能性を示している。しかし、特に BS 規格⁷⁾ による場合には CTOD 設計曲線や評価に用いるひずみのとり方などが極めて安全側の設定になっており、CTOD は conservative 過ぎるという批判の因になっている。そこで、モデル試験結果の解析を通して、CTOD に基づく合理的な破壊強度評価方法を検討した。

CTOD と亀裂長さ、作用ひずみの関係を表わす CTOD 設計曲線としては、応力集中部モデル試験結果から次式で与えられるものを用いた⁸⁾。

$$\delta/\varepsilon_Y \bar{a} = \begin{cases} 2.0(\varepsilon/\varepsilon_Y)^2 & \varepsilon/\varepsilon_Y \leq 1 \\ 3.5(\varepsilon/\varepsilon_Y) - 1.5 & \varepsilon/\varepsilon_Y \geq 1 \end{cases} \quad (9)$$

ここで、 $\bar{a}$ は等価貫通亀裂の半長であるが、本解析では格点部の表面亀裂に作用するひずみ勾配を考慮して引張と曲げ応力成分を求め、それらを(7)式に代入して求めた。さらに、CTOD に基づく破壊強度の評価方法を検討することを目的とするため、CTOD としてはモデル試験で得られた値を用いた。これらの値と(9)式から亀裂の存在している応力集中域の局所のひずみが求まる。

一方、鋼管 T 継手部の弾性応力集中係数は種々の提案式^{2)~4)}を用いて求められる。さらに、弾性応力集中係数とひずみ集中係数との関係は(1)式で与えられているから、局所のひずみから T 継手管に作用していた外力を推定することができる。ただし、弾性応力集中係数とひずみ集中係数との関係は外力との関数にもなるので、外力を求めるには繰り返し収束計算を行うことになる。

AW 試験体のみならず SR 試験体でも、4. で述べたように、格点部には溶接残留応力が存在するため、その影響を考慮した。溶接残留応力、 σ_R による K 値を K_R とし、それを CTOD に換算したものを δ_R とすると、

$$\delta_R = (1 - \nu^2) K_R^2 / 2 E \sigma_Y \quad (10)$$

となる。ここで、 ν はポアソン比、 E はヤング率であり、 σ_Y は材料の降伏応力である。残留応力が存在する場合の破壊条件は、外力による CTOD を δ とすれば、

$$\delta + \delta_R = \delta_C \quad (11)$$

で与えられるものと仮定する。

このようにして推定したモデル試験体の破壊強度と実測値の比較を Fig. 15 に示す。AW および SR 試験体のいずれの場合も、妥当な破壊強度の推定を与えてい

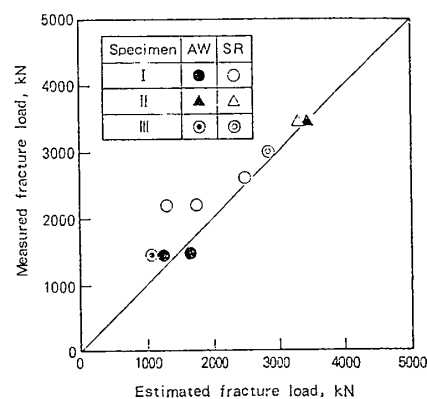


Fig. 15 Comparison between measured and estimated fracture load of tubular joint model test

る。したがって、ここで用いた CTOD の設計曲線、評価に用いるひずみの算定法、ひずみ勾配の評価の仕方などの合理性を示しているといえる。

8 結 言

海洋構造物の格点部をモデル化した鋼管 T 継手のモデル試験を行い、格点部のひずみ分布、疲労亀裂の伝播挙動、脆性破壊特性を調べ、次のような結論を得た。

(1) 格点部の弾性ひずみは FEM 応力解析で精度よく求められること、さらに鋼管 T 継手の格点部の応力集中係数は、これまでに提案されている式で推定できることが明らかになった。

(2) 格点部の塑性ひずみは弾性応力集中係数と外力の関数として、(1)式および残留応力の影響がある場合には、(2)から(6)式を用いて求められることができる。

(3) 鋼管継手格点部での疲労亀裂伝播挙動は、FEM 解析で得られる応力成分と表面亀裂の K 値解析を基に、小型試験結果から評価することができる。

(4) 鋼管継手格点部における破壊発生時の CTOD 値は標準の CTOD 試験結果に一致し、このように複雑な 3 次元の応力勾配があるような場合にも、CTOD クライテリオンが適用できる。

(5) 亀裂が存在する領域の局所ひずみ分布を考慮し、さらに、(9)式の CTOD 設計曲線を用いて、鋼管格点部モデル試験の破壊強度を評価することができる。

終りに、本研究の一部は日本造船研究協会 SR 195 研究部会の研究の一貫として実施されたものであり、ご討論を賜った委員各位に厚くお礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) J. D. Harrison: The Selection of Material to

- Avoid Fracture in Large Offshore Structures, OTC 1909 (1973).
- 2) M. Gibstein : Parametric Stress Analysis of T Joints, Paper 26, European Offshore Steels Research Seminar, The Welding Inst., Nov. (1978).
 - 3) A. B. Kuang et al. : Stress Concentration in Tubular Joints, Soc. Pet. Eng. J., Aug. (1977), p. 287.
 - 4) A. C. Wordsworth and G. P. Smedley : Stress Concentrations at Unstiffened Tubular Joints, Paper 31, European Offshore Steels Research Seminar, The Welding Inst., Nov. (1978).
 - 5) 萩原 : 隅肉溶接トウ部からの脆性破壊発生特性評価, 日本造船学会論文集, 第 157 号 (1985), p. 333.
 - 6) J. C. Newman and I. S. Raju : An Empirical Stress Intensity Factor Equation for the Surface Crack, Eng. Frac. Mech., Vol. 15, No. 1-2 (1981), p. 185.
 - 7) British Standards Institution : Guidance on Some Method for Derivation of Acceptance Levels for Defects in Fusion Welded Joints, PD 6493 (1980).
 - 8) 永井, 矢島, 梶本, 川野, 縄田 : 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), 日本造船学会論文集, 第 155 号 (1984), p. 360.
-