

T型および十字型鋼管格点の耐力に関する実大実験

Full Scale Experiments of Tee and Cross Type Tubular Joints under Static and Cyclic Loadings

滝沢 章三*
Shozo Takizawa

山本 昇**
Noboru Yamamoto

三原 重郎***
Jyuro Mihara

大方 茂***
Shigeru Okata

Synopsis:

Full scale model tests have been carried out to investigate static and fatigue strength of tubular joints in offshore structures. The models consist of tee and cross type joints having chord tubes of 1400mm in O.D. and brace tubes of 800mm in O.D., which were subjected to static tension and compression loads and to cyclic tension loads through the braces. Comparison of these test results with previous works gives the following results.

- (1) Stress concentration factors derived from the tests are in the range from 5.4 to 11.6 in the chords and from 4.7 to 8.4 in the braces, and it is notable that much smaller values are predicted in some previous tests.
- (2) Ultimate strength of the joints under compression load has a good agreement with proposed strength in previous studies, but under tension load experimental strength gives a larger value than proposed. Considering design practice, however, the API recommendation appears to give a reasonable estimation for static strength.
- (3) Low cycle fatigue strength is safely predicted by the X-curve in the AWS criteria, but in order to apply the X-curve to the practical design of various joints, additional research will be needed to develop adequate method for the calculation of stress or strain concentration factors.

1. 緒 言

鋼管構造物における鋼管と鋼管の分岐接合部、

いわゆる格点部はその形状特性に起因して応力集中や局部変形の生じやすいところである。これに對して、構造設計の基本となる格点の耐力および応力集中係数を明らかにするための研究は過去に

* エンジニアリング事業部建設技術部構造技術センター
主任(掛長待遇)・工博

*** エンジニアリング事業部建設技術部建材・海洋技術室
主任(掛長待遇)

(昭和53年2月16日原稿受付)

** エンジニアリング事業部建設技術部構造技術センター
主任(掛長待遇)

数多く行われており、これらにおいては、形状の複雑さと弾塑性問題であることのためにもっぱら実験的な研究が大部分を占め、類形的な実験式が提案されている。しかし、要因が多岐にわたるあまりいまだ十分な解明がなされたとはいえない。とりわけ海洋構造物に用いられる管径肉厚比の大きい鋼管格点に関しては、過去の実験の多くが管径肉厚比の小さいものが対象であったり、小型モデルによるものであるため十分なデータが得られていない。

このような現状に対して、石油掘削用プラットフォーム、シーバースなどのジャケット構造物を対象とした実物大格点の力学的挙動、強度を実験的に検討することにした。

試験体は脚柱材に 1400 ϕ (以下、主管と記す)、斜材に 800 ϕ (以下、支管と記す)の鋼管を用い、ダイヤフラム、リングなどの補強を施さない T 型および十字型実大格点である。まず最初に、主管肉厚の異なる T 型格点試験体 2 体について支管圧縮の静加力実験を、次に鋼種を変化させた十字型格点試験体の支管引張加力実験を行った。これらの静的実験では弾塑性域における変形状や応力分布を求め、応力集中、最大耐力および破壊性状を考察した。また、T 型に関しては主管肉厚増と補強効果の関係を、十字型では溶接接合部の安全性をも併せ吟味した。

最後に、十字型試験体 1 体を繰返し引張加力による低サイクル疲労実験に供し、変位とひずみ変動を追跡するとともにクラック発生状況を観察し、初期クラックの発生および破壊時の繰返し回数を記録した。

また、上記の各実大実験結果を API¹⁾、AWS²⁾、

JSSC³⁾その他の設計あるいは最大耐力式と比較し、諸式の精度、実用性にも検討を加えた。

2. 試験体および使用材料

試験体の形状を Fig. 1 に、その名称、諸元、実験種別を Table 1 に示す。使用した鋼管は、鋼板をプレスベンドにより円管状に成形した後完全溶込みのサブマージアーク溶接を施して製作してい

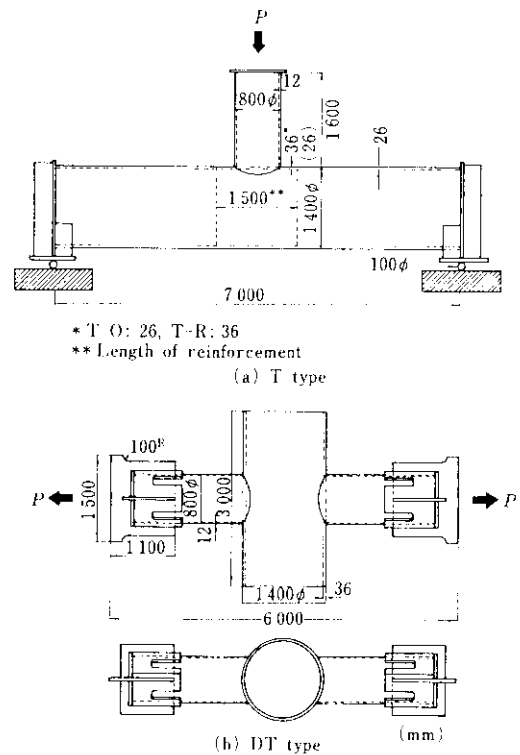


Fig. 1 Full scale test models and loading conditions

Table 1 Dimensions of test models

Model	Chord O.D. D (mm)	Chord thickness T (mm)	Brace O.D. d (mm)	Brace thickness t (mm)	D/T	Steel	Loading condition
T-O	1400	26	800	12	53.8	SM 41B	Compression
T-R	1400	36	800	12	38.9	SM 41B	Compression
DT-M	1400	36	800	12	38.9	SM 41B	Tension
DT-H	1400	36	800	12	38.9	SM 50B	Tension
DT-F	1400	36	800	12	38.9	SM 41B	Cyclic tension

る。また主管と支管の接合部は、手溶接により完全溶込み溶接を行った後に余盛表面をグラインダーで滑らかな凹状に仕上げた。

T型試験体2体に関しては鋼種は同じ SM 41B であり、主管肉厚が全長にわたって 26mm のものと、支管接合部の肉厚を 36mm に増厚したものの各 1 体である。主管の長さは、加力実験において管端の主支管接合部への影響を除去しうよう JSSC 実験を参考にして主管径の 5 倍の 7m をとり、補強増厚部の長さは API 規準に従って 1.5m とした。また、十字型試験体の場合には SM 41B のもの 2 体、SM 50B を 1 体とし、これらの主管厚はいずれも 36mm であり、その主管長は使用試験機の寸法容量に制限を受けて 3m となっている。

使用鋼材の化学成分を Table 2 に、機械的性質を Table 3 に示す。機械的性質は造管後の素管よ

り採取した試験片によるものである。

3. 静的単調加力実験

3.1 T型支管圧縮加力実験

3.1.1 実験方法

加力装置には 1000t 構造物試験機を用いたが、試験体に対する加力位置および方向を Fig. 1(a) に示す。加力の制御は、試験機の荷重—ラム変位曲線の立上り勾配の大きいところでは荷重制御で、降伏領域が拡大して勾配が低減してからはラム変位制御により行い、段階的に荷重を増大させつつ崩壊に至らしめた。

各部の変位量は 1/100mm 精度のダイヤルゲージを用いて測定し、ひずみは 1 ～ 3 軸のひずみゲージを裏表総計 85 点の位置に適宜貼付して測定した。

なお、支点支承には試験機下部耐圧盤の上に 100φ の鋼棒を用いたが、支点反力作用線が主管中心軸を通るように下部耐圧盤付属の斜盤を調整し、同様に支管に載荷する荷重の中心合わせも、上部耐圧盤の斜盤を用いて行った。

T型試験体による実験の状況を Photo. 1 に示す。

Table 2 Chemical compositions of materials (wt%)

Steel	Thickness (mm)	C	Si	Mn	P	S	Al
SM 41B	12	0.14	0.25	0.98	0.016	0.004	0.032
	26	0.14	0.25	0.97	0.016	0.004	0.032
	36	0.14	0.25	0.97	0.016	0.004	0.032
SM 50B	12	0.15	0.36	1.46	0.020	0.003	0.035
	36	0.15	0.36	1.48	0.019	0.004	0.035

Table 3 Mechanical properties of formed pipes

Steel	Thickness (mm)	Direction*	Tensile properties			Charpy impact values		
			Y.P. (kg/mm ²)	T.S. (kg/mm ²)	El. (%)	$\sqrt{E_0}$ (kg·m)	$\sqrt{E_{20}}$ (kg·m)	$\sqrt{Tr_S}$ (°C)
SM 41B	12	L	30.2	47.0	42	3.8	3.1	-3
		C	27.3	47.5	40	15.6	9.1	-20
	26	L	30.1	47.1	51	6.4	3.6	-5
		C	28.4	47.6	48	24.2	11.8	-20
	36	L	33.3	47.4	51	13.5	6.4	-2
		C	30.8	46.8	55	13.5	3.6	-4
SM 50B	12	L	34.0	53.7	41	9.9	6.6	-25
		C	32.5	53.6	41	10.8	7.5	-28
	36	L	36.9	53.4	53	9.2	6.5	-2
		C	31.4	53.5	55	10.8	3.7	-2

* L: Longitudinal direction, C: Circumferential direction



Photo.1 T type model set up for testing

3・1・2 実験結果

T-O ならびに T-R 試験体について得られた荷重 P と変形 δ の関係を Fig. 2 に示す。図中の δ は、いわば主管に対する支管のめり込み量であり、主管軸の曲げたわみ量が比較的小さいため、格点部の変形状態を代表して示すものである。図に見られるように、加力初期の立上りにおける直線部は最大荷重のおよそ $1/3$ ぐらいまでであり、以後徐々に曲がりながら荷重が増大していく。最大荷重を越えた大変形域では一度最小荷重を記録した後、再び荷重の増加を来す。最大耐力は T-O 試験体が 330.5t、T-R 試験体が 501.0t であり、補強効果が耐力上昇に現れている。また、両試験体と

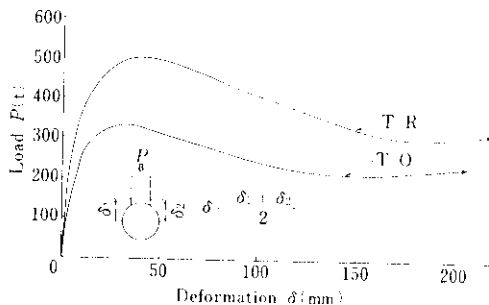


Fig.2 Load-deformation relations of T type models

も実験終了に至るまで溶接部その他にき裂や破断は見られず、Photo. 2 のように主管に支管がめ込んでいく崩壊状況が観察された。

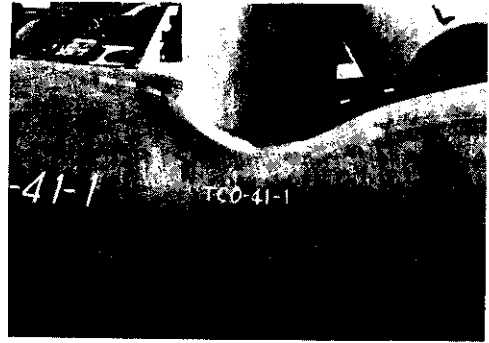


Photo.2 Failure mode of T type model

3・2 十字型支管引張加力実験

3・2・1 実験方法

加力装置には 8000t テストリグを用いた、試験体に対する加力点と加力方向を Fig. 1(b) に示したが、両支管端補剛部に溶接した 70mm 厚のタブプレートにテストリグにピンを介して固定し、引張力を加えた。加力の制御およびひずみの測定方法に関しては T 型試験体と同様であるが、各部変位の計測は試験機の構造上、接近測定が困難なことから急激な引張破壊が予想されたため、変位計ピックアップを用いて遠隔測定を行っている。実験中の状況を Photo. 3 に示す。

3・2・2 実験結果

DT-M, DT-H 試験体の荷重-変形関係を

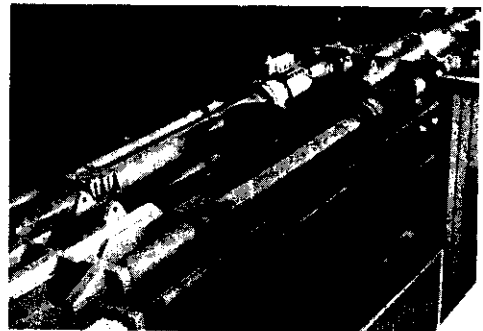


Photo.3 Cross type model set up for testing

Fig. 3に示す。横軸の変形量は引張力に対する両支管端相互の距離の変化量であり、支管の伸びが極めて小さいために主管の変形を代表する量である。図に見られるように、両試験体とも比較的早期に部分的降伏が生じており、しかも明瞭に降伏荷重を示す折れ曲がり点がなく、破壊に達するまで耐力上昇を続けた。また、荷重の増大につれて接合部近傍の主管断面が楕円状に変形し、最大荷重点近くで支管側溶接止端熱影響部にそって延性き裂を生じた。その後この延性き裂が起点となって瞬時に支管全周にき裂が進展 (DT-M試験体)するか、または支管から主管に進展 (DT-H試験体)して急激に耐力を失った。Photo. 4に破壊状況を示すが、破壊後も溶接欠陥および材料欠陥が破壊に影響を与えるような現象は見られず、溶接施工の良好なことは確認された。最大荷重はDT-M試験体が776t、DT-H試験体が824tであった。

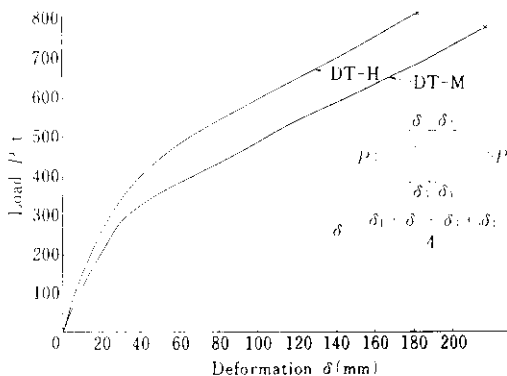


Fig. 3 Load deformation relations of DT type models



Photo. 4 Failure mode of cross type model

3・3 実験結果の考察

3・3・1 応力およびひずみ分布

(1) 支管の応力分布

支管溶接線にそった支管軸方向応力分布をFig. 4に示す。これは支管の軸方向公称応力 (= 荷重 / 支管断面積) に対する比率を試験体が弾性域にある荷重段階において求めたものである。分布の特徴として、溶接線の底部 (1の位置) 近傍で軸方向応力が最も高く、同じく頂部 (5の位置) で最小となっている。またT-O, T-R試験体に関する補強の有無の影響は、後者の応力集中がやや低いことに現れている。加えて、このデータは支管の応力集中が支管公称応力の5~8倍に達することを示している。

(2) 主管の応力とひずみ分布

主管支管溶接部の主管側止端より管壁外面20mmの位置で、溶接線にそって測定した主管周方向ひずみをFig. 5に示す (以下、注釈のない限り外面の値に関して述べる)。図中1~5の位置はFig. 4に示す各位置に対応するものであり、主管においても1の位置で最もひずみが大きい。Fig. 6は1の位置 (ここを一般に hot spot と称するが、以下この名称を用いる) を含む主管中央断面の管周方向応力分布であり、T-O, T-R試験体において補強の有無による応力値の差異が現れている。また、応力符号が溶接線から約140mmの位置で逆転すること、ならびに溶接線に近くなるにしたがって

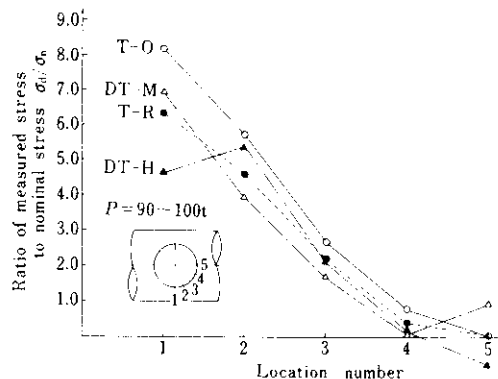


Fig. 4 Axial stress distribution in brace along the weld line

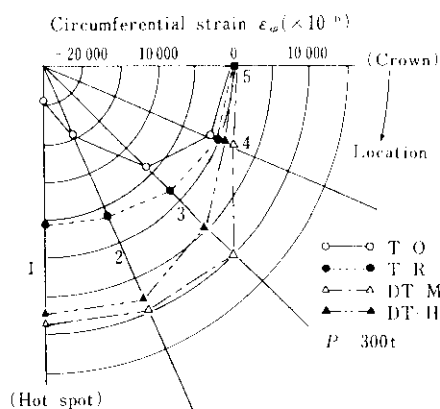


Fig. 5 Circumferential strain distribution in chord along the weld line

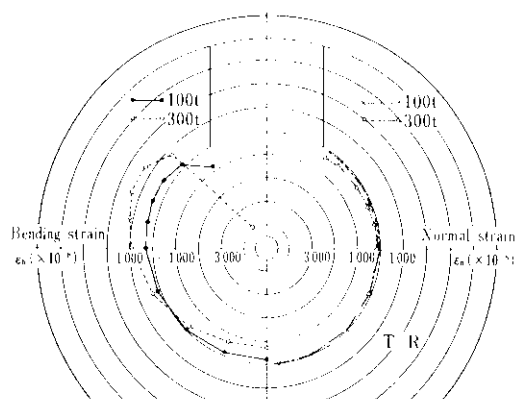


Fig. 7 Bending and normal strain in circumferential direction of chord wall

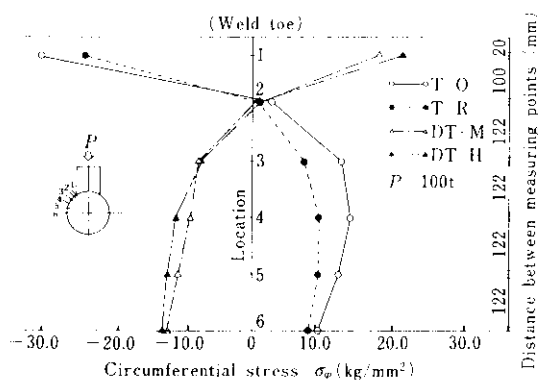


Fig. 6 Circumferential stress distribution along center chord profile

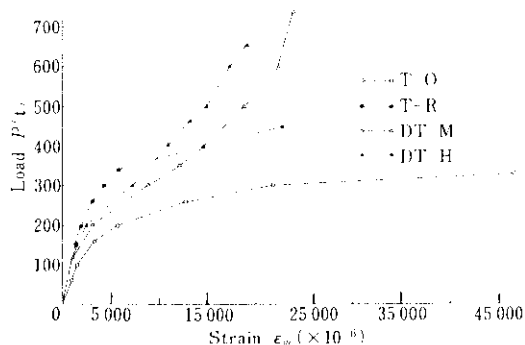


Fig. 8 Relation between load and circumferential strain at hot spot in chord

急勾配で応力が增大することなどが示されている。このような現象は、Fig. 7のように主管壁の曲げ応力と軸応力が重複することにより生じており、鋼管格点部のきわだった特性といえる。Fig. 8に hot spot ひずみと荷重の関係を示すが、上記のように応力集中の影響で早期に局部降伏が生じていることがわかる。

ところで、T-R 試験体について、主支管交差線の頂部 (Fig. 4 の 5 の位置) から主管軸にそった管内外面における軸方向ひずみの測定結果を、通常のはり理論より求めたひずみ値と比較したものが Fig. 9 である。これによると実験値が計算値より大きく、主管壁の局部変形の影響がかなり長い範囲にわたって現れており、増厚部が 1.5m 程度で

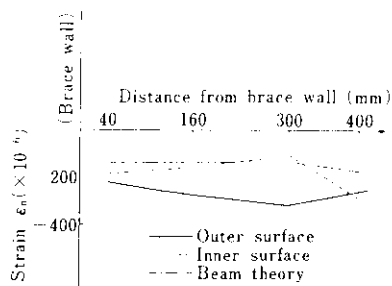


Fig. 9 Comparison of longitudinal strain distribution between actual values of outer and inner surface at the top wall of chord tube and calculated one from beam theory

はその補強効果が十分でないことが示される。すなわち、API 規準による補強長をさらに長く修正する必要性を示唆している。

3・3・2 応力集中係数の各種提案式との比較

鋼管格点部の hot spot における応力もしくは応力集中係数に関する既往の計算式は、困難な解析解を扱うよりも実験によるかコンピュータを用いた数値計算結果から経験的に導かれている。それらのうちで良く知られているものを次に挙げる。

(1) A.A.Toprac らによる計算式⁴⁾

$$K_{\phi} = 277.5 \alpha^{0.213} \cdot \beta^{-0.772} \cdot \gamma^{-1.145} \cdot \tau^{3.585} \quad \dots\dots (1)$$

ただし、 $\alpha = 2L/(D-T)$ 、 $\beta = (d-t)/(D-T)$ 、 $\gamma = (D-T)/2T$ 、 $\tau = t/T$

(2) J.B.Reber の式⁵⁾

$$K_{\phi} = 0.62D^{0.7} \cdot T^{-1.6} \cdot d^{-1.1} \cdot A_b \quad \dots\dots (2)$$

(3) 三井の式⁶⁾

$$K_{\phi} = 0.1595 T^{-2} \left(\frac{D}{d} \right)^{0.999} \cdot A_b \quad \dots\dots (3)$$

(4) J.G.Kuang らの式⁷⁾

$$K_{\phi} = 1.177 \left(\frac{T}{D} \right)^{0.808} \cdot e^{-1.2(d/D)^3} \cdot \left(\frac{t}{T} \right)^{1.333} \cdot \left(\frac{D}{L} \right)^{0.657} \quad \dots\dots (4)$$

$$K_b = 2.784 \left(\frac{T}{D} \right)^{-0.55} \cdot e^{-1.35(d/D)^3} \cdot \left(\frac{t}{T} \right) \cdot \left(\frac{D}{L} \right)^{-0.12} \quad \dots\dots (5)$$

ここに、 K_{ϕ} 、 K_b ：主管周方向および支管軸方向の応力集中係数（それぞれの最大応力の支管公称応力に対する比率）、 A_b ：支管断面積（mm²）、 L ：主管長（mm）をそれぞれ表し、その他の記号は Table 1 にしたがっている。

上記各式のうち（1）式は小型模型実験におけるひずみゲージの計測結果を整理した実験式であり、（2）、（3）式は Shell 理論の解析解をベースに数値計算しており、（4）、（5）式は有限要素法を用いている。いずれも多くモデルについて得た結果をパラメータスタディに供し、近似式を導いたものである。

（1）～（5）式を本試験体に適用した場合の計算値と実験で得られた値を Table 4 に比較した。表によると（1）式による値は実験値からかなり離れているが、他の計算値は比較的良い近似を与えており、とくに同タイプの近似式である（2）、（3）

Table 4 Comparison of experimental stress concentration factors with calculated factors by eq.(1)~eq.(5)

Model	Member	Experimental	Calculated			
			Eq.(1)	Eq.(2)	Eq.(3)	Eq.(4) Eq.(5)
T-O	Chord	11.6	1.03	10.40	12.26	9.21
	Brace	8.4	—	—	—	6.46
T-R	Chord	7.1	0.47	6.17	6.39	4.59
	Brace	6.2	—	—	—	3.89
DT-M	Chord	5.4	0.39	6.17	6.39	4.37
	Brace	6.1	—	—	—	3.52
DT-H	Chord	6.4	0.39	6.17	6.39	4.37
	Brace	4.7	—	—	—	3.52

式は良好な一致をみている。しかし、（4）、（5）式は実験値よりやや低く、危険側の予測値を与える。このように式によってかなり値が異なっているのは、実験におけるパラメータの選択が偏っていたり、数値計算モデルが実際に即応していないことなどに起因していると考えられる。

以上の比較から、（2）および（3）式、とくに（3）式が大型の格点にも十分な精度で適用できると判断される。

3・3・3 最大耐力の既往計算式との比較

降伏耐力に関しては Fig.8 より $\epsilon_{\phi} = \sigma_y / E$ (σ_y は材料試験における降伏応力度) に対応する荷重として求めたが、最大耐力の 1/4 程度 (Table 5 参照) であり局部降伏後かなりの残余耐力が期待できるため、設計の指標としてはむしろ最大耐力が採られている。したがって、以下最大耐力に関して考察する。

ところで、ガゼットプレート、リングなどの補強を施さない格点部の耐力評価法には 2 種類あり、その一つは主支管交差線にそって主管壁に直角に作用する punching shear stress を耐力算定の指標とするもので、API、AWS などの規準に見られる。他の一つは接合部の主管をリング状のモデルに置換し、これに支管からの荷重として集中または線荷重が働いたときのリングの塑性崩壊荷重を評価基準に採用する方法で、黒羽らの研究⁸⁾ およびこれらの成果を総括した JSSC の耐力式におけ

Table 5 Comparison of experimental and calculated ultimate loads

Model	Loading condition	Experimental		Calculated			
		P_u	P_y	API		JSSC	Kurohane et al.
				P_u	P_u^{**}	P_u	P_u
T-O	Comp.	330.5	85	313.7	174.3	283.4	327.4
T-R	Comp.	501.0	155	556.1	308.9	601.2	694.3
DT-M	Ten.	776	130	556.1	308.9	(470.7)	(527.8)
DT-H	Ten.	824	160	741.5	411.9	(479.8)	(584.9)

*Initial yield load derived from hot spot P - ϵ_ϕ curves (Fig.8)

**Allowable design load

Values in the parenthesis are calculated by the equations for the case of compression load.

るものである。いずれの式も格点の複雑な耐荷機構を簡単に表現するために実験的に求めた係数を織込んでいる。既往耐力計算式の主なものを次に記すが、式中最大耐力を P_u で表し、降伏応力については F_y が規格値を、 σ_y が主管軸方向の素材試験結果による値を表している。

(1) API (または AWS) における最大耐力式

ここでは設計式のベースとなっている最大耐力式⁹⁾をとりあげる(設計式は最大耐力式に1.8の安全率を考慮している)。

$$V_{pu} = \frac{F_y}{0.5 \gamma^{0.7}} \quad \text{..... (6)}$$

ただし、 V_{pu} : 最大 punching shear stress, $\gamma = (D-T)/2T$ である。これに対して、主支管交差線にそって働く平均 punching shear stress は、

$$V_p = \tau \left(\frac{f_a \sin \theta}{k_a} + \frac{f_b}{k_b} \right) \quad \text{..... (7)}$$

ここで、 f_a : 支管公称軸応力、 f_b : 支管公称曲げ応力、 θ : 材交角、 $\tau = t/T$ 、さらに k_a 、 k_b : 主支管交差線の長さおよび形状に関する係数 (d/D 、 θ の関数) と表される。本実験の場合には $\theta = 90^\circ$ 、 $f_b = 0$ であるから、 A_b を支管断面積とし、 $V_p = V_{pu}$ のとき

$$P_u = \frac{k_a A_b}{\tau} \cdot \frac{F_y}{0.5 \gamma^{0.7}} \quad \text{..... (8)}$$

となる。

(2) JSSC の提案式

$$T \text{ 型: } P_u = \frac{7.3}{(1 - 0.833 d/D)} \sigma_y T^2 \quad \text{..... (9)}$$

$$\text{十字型: } P_u = \frac{5.3}{(1 - 0.833 d/D)} \sigma_y T^2 \quad \text{..... (10)}$$

(3) 黒羽らの提案式

$$T \text{ 型: } P_u = 6.43 \left\{ 1 + 4.60 \left(\frac{d}{D} \right)^2 \right\} \cdot \sigma_y T^2 \quad \text{..... (11)}$$

$$\text{十字型: } P_u = \frac{6.57}{(1 - 0.810 d/D)} \sigma_y T^2 \quad \text{..... (12)}$$

上記各式により求めた最大耐力と実験結果を **Table 5** に示した。ここで、API の式は支管軸力が引張圧縮両方の場合を対象としているが、JSSC と黒羽らの式は圧縮荷重のみを扱って導かれているので十字型試験体に対する荷重には()で囲んで示した。

表の数値を比較すると T-O 試験体の耐力はどの式の計算値とも良く合っており、とくに黒羽の式による値に近い。しかし、T-R 試験体に関してはいずれの計算結果よりも低い。この理由は、上記 T-O 試験体に関する比較および 3・3・1 の (2) におけるひずみ分布からの考察によっても明らかのように、主管壁増厚による補強効果が不十分で、全長にわたる肉厚を補強部の厚さで代表できないからである。すなわち、API 規準による補強長は短すぎ、最適な長さを検討する余地が残されている。

つぎに表中の引張試験の 2 体に関しては、前述のように (1) の API の式と比較できるのみであるが、実験値は安全側に十分高い耐力を示している。しかし、耐力を予測するという意味からは余り良い精度とはいえない。これは、引張荷重下における破壊が、ひずみ集中の激しい溶接部近傍の形状および材質の不連続な部分からの破断によって生ずるという、破壊現象の複雑さによるものであろう。しかし、このような破壊特性に対して安全率を考慮した最大耐力と見れば、ほぼ適当な値と考えられる。以上の最大耐力に関する比較検討の結果から、(1) の API の式は全般的に妥当な値

を与えており、十分実用に供しうると判断される。

4. 低サイクル疲労実験

4.1 実験方法

十字型試験体 (DT-F 試験体) を用いて、8000t テストリグによる繰返し引張加力実験を行ったが、その加力方法は 3・2・1 と同様である。また、各部変位を変位計ピックアップで測定し、ひずみは主管溶接線近傍にひずみゲージを重点的に貼付して測定し、電磁オシログラフ、X-Yレコーダおよび多点デジタルひずみ計などに記録した。疲労き裂は平均荷重を与えた状態でカラーチェック液を用いて肉眼で観察した。

繰返しにおける上限荷重は API 規準に基づく静的設計荷重 303.0t とし、下限荷重は制御可能な最小荷重 10t としている。なお、繰返し速度は 2~3c/min である。実験は貫通き裂が広がって荷重の制御が不可能になった段階で終了し、そのときの回数を破壊繰返し数とした。

4.2 実験結果

4.2.1 破壊状況

繰返し数 250 回を越えて後、hot spot 付近における主管と支管の溶接部余盛表面と、主管側または支管側の溶接止端部に微細な疲労き裂が多数発生した。最初のき裂は、4箇所の hot spot 近傍のうちの 1箇所において溶接金属上に発生したが、繰返し数が増加しても溶接金属と主管側止端部のき裂はあまり進展せずに表面き裂にとどまった。これに対し、主管軸に関して最初のき裂位置と対称な位置の hot spot における支管溶接止端部のき裂が 1500 回以降に貫通進展した結果、破壊に至った。この位置でのき裂進展状況を Fig.10 に示す。なお初期き裂発生繰返し数は 245 回、破壊繰返し数は 2270 回であった。

4.2.2 変形およびひずみと繰返し数

荷重と変形の関係は処女載荷時に非直線性が大きく、開いたループを描くが、数 c 以降からは安定な直線関係を保つ。また繰返し数の増加とともに

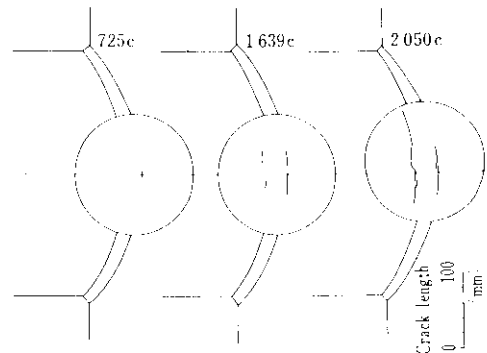


Fig.10 Crack propagation observed in low cycle fatigue test

に変位の平均値はわずかずつ増大し、2000回を越えてき裂が拡大してくると変位の平均値の移動量が大きくなり、剛性も劣化して破壊に至る。

一方、上記の挙動は hot spot のひずみ履歴に敏感に現れる。すなわち、Fig. 11, 12 に支管および主管 hot spot のひずみ変動の状態を示すが、いずれも初期載荷時における平均ひずみの上昇は著しく、続いて破壊までゆるやかに増大していく。また、Fig. 12 で 1300 回以降のひずみ全振幅が減少

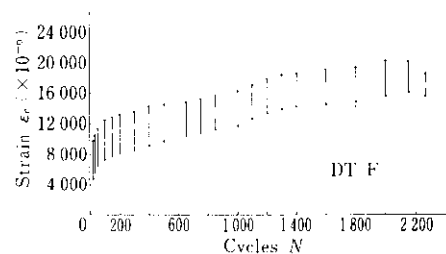


Fig.11 Hot spot strain behavior in brace during load cycling

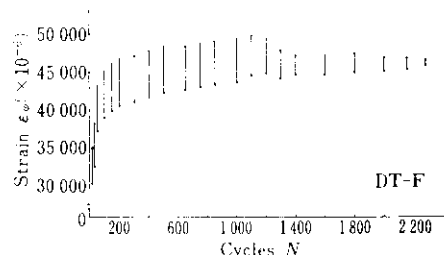


Fig.12 Hot spot strain behavior in chord during load cycling

していくのは主管壁のき裂が広がった結果であるが、Fig. 11ではそれほど顕著に影響していない。

4.3 疲労強度の考察

AWS 設計規準と実験結果とを比較することにより疲労強度を考察に加えるが、以下に実験から得た諸数値を記す。

(1) 支管公称応力全振幅: $\sigma_{nr} = Pr / A_b$ 9.87 kg/mm² (荷重全振幅 $Pr = P_{上側} - P_{下側} = 303 - 10 = 293t$)

(2) 公称 punching shear stress 全振幅: $V_{pr} = Pr / 2\pi r_e k_a T = 3.06 \text{ kg/mm}^2$ (ただし、 r_e は主支管交差曲線の有効半径で支管中心線と溶接部主管側上端間の距離、 k_a は 3.3.3 の (1) 参照)

(3) hot spot ひずみ全振幅 ($N = 500$ 回における 4 点平均値): 支管側 $\epsilon_{br} = 4988 \times 10^{-6}$ 、主管側 $\epsilon_{cr} = 6058 \times 10^{-6}$

(4) 3.3.2 の (5) 式による支管 hot spot 応力全振幅: $\sigma_{br} = \sigma_{nr} \times K_b = 34.7 \text{ kg/mm}^2$

以上(1)~(4)までの各数値を AWS の疲労設計用線周上で比較したものを Fig. 13 に示す。ただし、ここでは σ_{nr} は D' 曲線に、 V_{pr} は T 曲線に、 ϵ_{cr} 、 ϵ_{br} 、 σ_{br} は X 曲線にそれぞれ対応している。また、D' ならびに T 曲線は格点の局所的な応力、ひずみ集中が不詳な場合において、前者は支管の公称応力から支管側の疲労強度を、後者は平均 punching shear stress から主管側の疲労強度をそれぞれ設計用に求めようとするものである。さらに X 曲線は hot spot の応力、ひずみにもとづいて格点の主支管両方の設計疲労強度を予測するためのものである。

(1)~(4)の応力、ひずみ値による比較のうち、 V_{pr} すなわち punching shear stress でプロットしたものは T 曲線に良く一致している。しかし、この曲線は主管壁の疲労破壊を対象としており、本実験では支管の破壊であるため、この比較は妥当性を欠くものであろう。hot spot の測定ひずみ全振幅 ϵ_{cr} 、 ϵ_{br} の場合には X 曲線に対し長寿命側であり、同曲線が設計線図として適切であることを示している。しかし、(5) 式の応力集中係数を用いた応力振幅 σ_{br} では短寿命側の結果を与えている。この理由は、Table 4 でも明らかなように (5) 式が実際よりかなり低い応力集中係数を推定してい

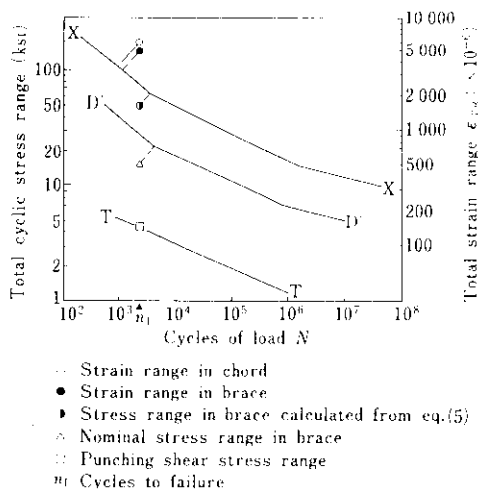


Fig. 13 Comparison of test results and AWS fatigue design curves

るためである。一方、支管公称応力全振幅 σ_{nr} では D' 曲線に対し短寿命側となるが、これは同曲線が支管 hot spot の応力集中係数として 2.5 を見込んで定められたため、本実験における実測値 6.1 に比べると非常に低い。そのため短寿命となるのは当然であり、D' 曲線は危険側の値を与えるものとして設計には不適であると考えられる。

結局、X 曲線を用いて直接 hot spot のひずみ、または応力振幅から評価するのが現段階において最も確実な方法であると考えられる。しかし、実際の設計において、実験または数値解析を伴うこの方法は煩雑であり、実用上は支管公称応力または平均 punching shear stress で評価できるのが望ましい。そのためには応力集中係数を実際に即応して推定することが必要となるが、種々の T 、 D/d 、 D/T に対する精度の良い応力集中算定式を確立し、疲労強度設計に採り入れていくにはさらに多くの実験研究が必要であろう。

5. 結 言

鋼管構造実大格点部について、T 型支管圧縮および十字型支管引張静加力実験、十字型支管引張低サイクル疲労実験を実施したが、その結果を要約すれば以下のとおりである。

(1) T 型格点では、既往の小型モデル実験と同じ崩壊性状を示し、無補強試験体の最大耐力は API の

最大耐力式および黒羽の式による計算値とよく一致した。一方、補強した試験体の耐力は既往の式による予想値よりも低く、ひずみ計測結果を考慮すれば、API 規準に定める補強長は短く、十分な補強効果を期待できない。

(2) 十字型格点の実験耐力を比較すると、諸式の中で最も高い値を与える API の式による耐力値でさえかなり低く、今後、支管引張荷重に対する調査をさらに要する。しかし、現段階での設計を考慮すると API の式は全試験体について妥当な

耐力を予想するものと考えられる。

(3) hot spot 近傍の応力集中係数は、支管側で 4.7～8.4、主管側で 5.4～11.6 となり、既往の計算式では三井の式および Reber の式が良い近似を与えている。

(4) 低サイクル疲労実験では、支管側溶接止端部のき裂が支管周方向に進展することにより破壊に至った。破壊繰返し数は、hot spot のひずみ全振幅をベースに AWS 規準の X 曲線を用いると安全側に予想される。

参 考 文 献

- 1) Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms, API-RP2A, 7th ed., (1976), (American Petroleum Institute)
- 2) Structural Welding Code, AWS D1.1 75, (1975), 107, (American Welding Society)
- 3) 秋山成興, 矢島基臣ほか: JSSC, 10 (1974) 102, 37
- 4) A.A.Toprac and L.A.Beale: WRC Bull., (1967), 125
- 5) J.B.Reber: ASCE, (1973), ST6, 1223
- 6) 三井宣之: 大阪大学 学位論文, (1973)
- 7) J.G.Kuang and A.B.Potvin: OTC 2205, (1975)
- 8) 黒羽啓明, 三井宣之ほか: 日本建築学会大会梗概集, (1976), 1217
- 9) P.W.Marshall and A.A.Toprac: ASCE National Structural Engineering Meeting, Preprint 2008, (1973)

