(昭和 56 年 5 月 日本造船学会春季講演会において講演)

軟鋼十字すみ肉溶接継手における両振り 曲げ疲労強度に関する一考察

正員永井欣一*正員岩田光正*正員康聖原**ソウェイフィ***

A Consideration on The Fatigue Strength of Fillet Welded Cruciform Joints of Mild Steel under Completely Reversed Bending

by Kin-ichi Nagai, Member Mitsumasa Iwata, Member Sung-Won Kang, Member SOEWEIFY

Summary

Completely reversed bending fatigue tests were carried out on fillet welded cruciform joints with no penetration of mild steel and the effects of the ratio of a fillet size, h, to a main plate thickness, t, on their fatigue strength were examined with the aim of fracture mechanics method. The main conclusions obtained are as follows:

(1) It can be assumed that the fatigue crack initiation life, N_c , is equal to the fatigue failure life, N_f , in a toe of weldment since the thickness of the main plate is thin on fillet welded cruciform joints used in this study. The N_f at the toe failure may be estimated using the relation between N_f and a stress-strain function, D, obtained from the results of reversed bending fatigue test conducted by the smooth plane specimens of a base metal.

(2) In the reversed bending fatigue tests, a weld failure occurs at any stress amplitude on the fillet welded cruciform joints with h/t of below 0.3, while a toe failure takes place on those with h/t of over 0.5. On the fillet welded cruciform joints with h/t of 0.3 to 0.5, which correspond to critical weld size, the weld failure occurs at higher stress ranges, and the toe failure at lower stress ranges.

(3) The fatigue crack growths from the tip of a lack of penetration are observed with optical microscope when the variations of stress intensity factor, ΔK , which are obtained by identifying the lack of penetration as an initial crack, are more than the variation of threshold stress intensity factor, $\Delta K_{\rm th}$, in a weld metal.

1 緒

言

溶込み不足を有する荷重伝達型の十字すみ肉溶接継手 が繰返し曲げを受ける場合の疲労強度について飯田ら¹⁾ は脚長, 断面形状, 溶込み, アンダーカット深さの影響 を検討し, おおよそ次の結論を得ている。破壊様式がル ート破壊から止端破壊に移るすみ肉の臨界寸法は, 大内 田ら²⁾が示した実験結果とほぼ一致しすみ肉の脚長 h の 主板の板厚 t に対する比が約 0.4 となること, 十字すみ 肉溶接継手の S-N 線図はある応力レベルあるいは寿命 で折れ曲り, この折れ曲り点を境にルート破壊から止端 破壊に移ること等を指摘している。また、土方ら³⁰は溶 込み不足を有する十字溶接継手に引張りあるいは曲げ荷 重が作用する場合の疲労限の評価に破壊力学を適用し、 SM 41 十字すみ肉溶接継手のルート部における疲労限 は、鉄鋼材料における疲労亀裂進展の下限応力拡大係数 範囲 ΔK_{th} から得られる応力とほぼ一致することを示 している。繰返し曲げを受ける荷重伝達型十字すみ肉溶 接継手の疲労特性については、上記の研究の他にもいく つかの研究⁴⁰がみられるが、いまだ十分に解明されてい るとはいえない。

そこで本研究においては, *h*/*t* を種々に変えた荷重伝 達型の軟鋼十字すみ肉溶接継手の両振り曲げ疲労試験を 行って上記の研究結果を確認するとともに, ルート破壊 から止端破壊に移行するすみ肉の臨界寸法について破壊 力学的考察を加えた。

^{*} 広島大学工学部

^{**} 広島大学大学院工学研究科博士課程後期

^{***} 広島大学大学院工学研究科博士課程前期(現在 スラバヤ工科大学講師)

2 実 験 方 法

本実験に使用した鋼材は板厚 12 mm の SS 41 で, そ の機械的性質および化学成分をミル・シートから引用し て Table 1 に示す。この鋼材から Fig.1 に示す寸法を 有する試験片を製作した。Fig.1(a)はルート部にほと んど溶込みがない荷重伝達型十字すみ肉溶接継手試験片 の形状を示したものである。挾み込み板の板厚は主板の 板厚 5.mm および 7 mm にそれぞれ等しくなるように した。各板の表面は機械研摩を施すことによって±0.02 mm の精度で所定の板厚になるように仕上げている。ま た、挾み込み板と主板はメタルタッチとなるように主板 の端面を機械仕上げしたのち,Table 2 に示す条件で TIG 溶接法によるすみ肉溶接を行った。溶接に当って はパス数、溶接電流および溶接速度を適宜変えることに よって, 主板の板厚 t に対するすみ肉サイズ h の比が異 なる6種類の試験片を製作するように努めた。なお, Table 2 に示す溶接条件はルート部の溶込みをできるだ け小さくするように設定したものである。Fig.1(b)に 示す完全溶込みの十字型突合せ溶接継手試験片はすみ肉 溶接継手試験片の疲労試験結果と比較するために製作し たもので, 板厚 5 mm の主板に K 開先を設け Table 2 に示した条件で TIG 溶接を行っている。さらに曲げ荷 重下における疲労亀裂発生特性を調べる目的 で, Fig.1 (c) に示す母材の平滑試験片を用意し 疲労試験に供し

Table 1 Mechanical properties and chemical composition of steel used

Mild steel	Mechani	Chemical composition *%						
	Y. S. kg/mm ²	U.T.S. kg/mm ²	Elong. %	с	Si	Mn	Ρ	S
SS 41	30	46	44	0.14	0.22	0.71	0.018	0.007

* refered from mill sheet

Table 2	Welding	conditions
---------	---------	------------

Joint	Fillet welded cruciform joint cruciform joint							
Symbol of specimen	F 1	F 2	F 3	F4	F 5	F6	В	
Thickness of main plate t mm	5	5	5	5	7	5	5	
Fillet weld size h mm	5.42	3.68	2.96	2.15	2.46	1.42	—	
No. of passes	3	2	1	1	1	1	3	
Welding amperage A	100	100	100	100	140	100	100	
Welding current	Direct current straight polarity							
Arc voltage	about 15.5 V							
Welding speed	110~150 mm/min							
Argon flow	10~12 Q/min							
Electrode type	TGS-50 (2.4¢)							
Welding	Tungsten inert-gas welding							

た。

以上の各試験片について 4 kg-mのシェンク式疲労試 験機を用い,繰返し速度 1,800 cpm で完全両振り曲げ 疲労試験を行った。平滑試験片については各試験片の軸 方向の長さ中央の上下面にひずみゲージを貼付し,試験 片表面において測定したひずみ振幅 ϵ_a と疲労寿命 N_f の関係を求めた。

3 実験結果および考察

3.1 平滑母材の両振り曲げ疲労強度

母材の疲労試験による平滑試験片(板厚 5 mm)表面 のひずみ振幅 ϵ_a と曲げモーメント振幅 M_a の荷重繰返 しに伴う変化の一例を Fig.2 に示す。同図の横軸には繰 返し数 N の破断繰返し数 N_f に対する比が採られてい る。各荷重レベルにおいて寿命の初期に軟化の傾向がみ



(c) Smooth plane specimen (t=5mm,7mm)

Fig.1 Dimensions of specimens of welded cruciform joint and smooth plane specimen used to fatigue tests 262

日本造船学会論文集 第149号



Fig. 2 Cyclic characteristics of longitudinal strain amplitude, ε_a , and bending moment amplitude, M_a , in smooth plane specimens



Fig. 3 Diagram for the determination of stress amplitude, σ_a , acting on the surface of smooth plane specimen by using $M_a - \varepsilon_a$ curve and $\sigma_a - \varepsilon_a$ curve

られるが、中間期では M_a と ε_a はともにほぼ一定で、 定常状態となることを同図は示している。また、板厚 5 mm と 7 mm の各試験片における定常時の M_a と ε_a の関係を Fig.3 の図中に示した。なお、図中の黒印の実 験点は低応力域における Ma と εa の関係を与えたもの で、1枚の試験片を用いて step-up 試験を行うことによ って求めた。平滑試験片が繰返し軸荷重を受ける場合の 応力振幅は試験片断面に応力が一様に分布するとして求 めているが、繰返し曲げモーメントを受ける場合は板厚 方向における応力およびひずみの分布が勾配をもつの で、試験片表面が降伏したのちに表面に作用する応力は 公称曲げ応力 M_a/Z (Z: 断面係数) で与えることはで きなくなる。そこで、Ma/Zから試験片表面の応力振幅 σ_a を Fig.3 に示す関係を用いて推定することとした。 この推定曲線の作成に当っては繰返し曲げを受ける平滑 試験片表面の σ_a-ε_a 曲線が平滑丸棒試験片の軸荷重下の 両振り定ひずみ試験によって得られた oa-ea 曲線で与え 「られるものと仮定した。なお図中のσα-εα 曲線は著者ら



Fig. 4 Distributions of stress and strain in the plate thickness of smooth plane specimen



Fig. 5 Comparison of the experimental values with the calculated values of M_a in smooth plane specimen



Fig. 6 σ_{a} - N_{f} diagram for smooth plane specimen under completely reversed bending fatigue

の一人⁵⁾が同種の軟鋼(KAK 鋼)についてすでに得た 関係を次式のように振幅表示に書き換えたものである。

 $\varepsilon_a = (\sigma_a/E) + 4.23 \times 10^{-12} \sigma_a^{5.79}$ (1) 次にこの推定法の妥当性を検討するために、平滑試験

片の板厚方向の各位置における ε_a を Fig.4 に示すよう に中立軸からの距離に比例した直線分布となると考え, 上記の σ_a - ε_a 線図を用いて求めた板厚の各位置における σ_a の中立軸廻りのモーメントと実測値を比較した。そ の結果を Fig.5 に示す。計算によって求めた M_a と実測 値はよく一致しており,推定の妥当なことが同図からう かがえる。後述する十字型溶接継手の疲労試験結果の評 価には、主板表面に作用する応力振幅 S_a に関しこの M_a/Z から推定した値を用いて S-N 曲線を表示するこ ととした。

Fig.6 は母材平滑試験片の $\sigma_a \ge N_f$ の関係を示した もので、板厚 5 mm と 7 mm の結果にほとんど差は認 められず、両対数目盛でほぼ1本の直線で表わすことが でき近似的に次式で与えられる。

$$\sigma_a = 56.7 N_f^{-0.064} \tag{2}$$

また、平滑試験片表面において実測した $\epsilon_a \ge N_f$ の関係を図示すると Fig.7 のようになる。図中の実線は(1) 式に(2)式を代入することによって得た次式の ϵ_a - N_f 曲線を示したもので、



Fig. 7 $\varepsilon_a - N_f$ diagram for smooth plane specimen under completely reversed bending fatigue



Fig.8 Relation between N_f and stress-strain function, D, for smooth plane specimen under completely reversed bending fatigue



(a) Toe failure (b) Weld failure

Fig.9 The mode of fatigue failure in fillet welded cruciform joint

 $\varepsilon_a = 0.0027 N_f^{-0.064} + 0.0602 N_f^{-0.371}$ (3) この推定曲線が実験結果とよく一致していることからも (1)式の適用が妥当であることが了解できる。

後述の十字型溶接継手における止端破壊の疲労寿命を 推定するために必要な Topper ら⁶⁾が提案した応力-ひ ずみ関数 $D(=2[\sigma_a \cdot \varepsilon_a \cdot E]^{1/2})$ と N_f の関係を Fig.8 に示しておく。図中の実線は(2)式と(3)式を用い て求めた $D-N_f$ 曲線である。なお、本実験のように比 較的板厚の薄い試験片の両振り曲げによる疲労亀裂伝播 寿命はほとんど無視することができるほど短いので、十 字型溶接継手止端部における寿命推定は亀裂発生繰返し 数 N_c と N_f が等しいとみなして行っている。

3.2 十字すみ肉溶接継手の両振り曲げ疲労強度

本実験に用いた十字すみ肉溶接継手の両振り曲げ疲労 による破壊様式は Fig.9 にみられるように止端破壊とル ート破壊の2種類となり、後述するように破壊様式は h/t と曲げ応力の大きさによって支配される。また、各 試験片のすみ肉の表面形状は凹形となっており、すみ肉 寸法としてはそのサイズ h を採用した。

Table 3 には 6 種類の h/tをもつ十字すみ肉溶接継手 と完全溶込みの十字型突合せ溶接継手について測定した 止端部半径 ρ およびフランク角 θ の平均値が止端部の応 力集中率 K_t とともに一括して示してある。なお,溶込 み不足を有するすみ肉溶接継手の止端部における K_t の 推定は前報¹と同様に FEM によって求めたものである が,曲げを受ける場合に圧縮側の溶込み不足部には重な り合いを生じないよう配慮して計算を行っている*。完 全溶込みの十字型突合せ溶接継手に曲げが作用するとき の止端部における K_t は Table 3 に示す ρ および θ の平 均値を用いて西田の示した実験式⁸⁾ に Peterson による Bの影響⁹⁾を導入した次式によって求めることができ, 本実験に供した十字型突合せ溶接継手の K_t は 1.34 と

Table 3 Principal dimensions of welded cruciform joints

Specimen		Mean			Standard deviation				
		h/t	م ۳m	θ deg.	h/t	م mm	θ deg	Kt [^]	Kf:
	F1	1.08	1.1	154.8	0.08	0.3	5.6	1.28	1.28
	F2	0.74	1.2	148.0	0.03	0.4	4.5	1.31	1.32
Fillet welded	F3	0.59	1.3	150.8	0.03	0.3	3.2	1.25	1.29
crucitorm	F 4	0.43	2.0	159.7	0.03	0.3	3.9	1.19	1.30
Joint	F5	0.35	2.4	160.2	0.02	0.3	3.9	1.14	1.34
	F 6	0.28	2.3	157.0	0.01	0.1	3.5	1.11	1.35
Butt welded cruciform joint	в		1.0	145.5		0.2	4.9	1.34	
<pre>int</pre>									
* 付録参照のこと									

264

なった。

$$K_{t} = 1 + \frac{1 - \exp\{-0.9\sqrt{B/s} \cdot (\pi - \theta)\}}{1 - \exp\{-0.9\sqrt{B/s} \cdot (\pi/2)\}} \cdot (k - 1)$$
(4)

ここに

$$\begin{split} k &= 1 + \left\{ \tanh^{1/2} \left(\frac{L}{B} + \frac{2\rho}{t} \right) \right\} \cdot \left\{ \tanh \left[\frac{(2B/t - 1)^{1/4}}{1 - \rho/t} \right] \right\} \\ &\times \frac{0.13 + 0.65(1 - \rho/t)^4}{(\rho/t)^{1/3}}, \end{split}$$

B = (t+0.3L)/2, s = B - t/2 = 0.15L

なお、十字すみ肉溶接継手の各試験片の断面形状につい て溶込み不足がないとして(4)式を適用し、それぞれ の ρ および θ の平均値から求めた止端部の K_t を Table 3 に参考までに示す。この K_t はh/tの減少に伴って ρ が増加するために小さくなる傾向にあるが、前報⁷⁷と同 じように溶込み不足部に相当する箇所の節点を自由にし た要素分割について弾性 FEM 計算を行って求めた K_t はこの範囲のh/tではほぼ等しく約1.3 となった。

完全溶込みの十字型突合せ溶接継手と h/t が 0.54 以



Fig. 10 S_a-N_f diagrams for the toe failure in welded cruciform joints F 1, F 2, F 3 and B under completely reversed bending fatigue



Fig. 11 $S_a - N_f$ diagrams for the weld failure and the toe failure in welded cruciform joints F 4, F 5 and F 6 under completely reversed bending fatigue

上の十字すみ肉溶接継手は、すべての応力レベルにおい て止端破壊を起こした。その S-N 線図を Fig.10 に示 す。また, h/t が 0.47 から 0.33 の範囲では Fig.11 に示すように比較的高い応力レベルではルート破壊、あ る応力以下では止端破壊を起こし、この範囲の h/t を有 するすみ肉寸法が主板の板厚が 5 mm と 7 mm の十字 すみ肉溶接継手の両振り曲げ疲労における臨界寸法に相 当している。なお、同図に h/t が 0.29 以下のすみ肉継 手の S-N 線図が示されているが, この場合はすべての 応力レベルでルート破壊となっている。これらの S-N 線図の縦座標には、定常時に 測定した M_a から Fig.3 に示す関係を用いて求めた主板表面に作用する応力振幅 Sa が採ってある。また両図に示した実線は、著者の一 人が示した D-Nc 曲線による推定法を用いて求めた止 端部における N_f と応力の関係を示したものである。 K_t が 2.5 以下の場合にはDの推定に Neuber 式を適 用してよいことをすでに明らかにしている5ので、ここ では次式において K_t を 1.3 として D を求め, Fig.8 に 示した $D-N_f$ 曲線を用いて N_f を推定した。ここで、 主板表面のひずみ振幅 ea は Fig.3 に示した関係を用い て Sa から求めることができる。

 $D = 2K_t \cdot [S_a \cdot e_a \cdot E]^{1/2} \tag{5}$

このようにして推定した止端部における N_f が実験値よ り若干短くなっているのは,疲労亀裂伝播寿命を考慮し ていないためと思われるが,比較的妥当な推定寿命を与 えていることを同図は示している。また,図中の破線は 疲労限を示しており,止端破壊を起こす場合の疲労限は 切欠係数を 1.3 として Fig.6 に示した母材平滑試験片 の疲労限から求めた値とほぼ一致する。

メタルタッチした溶込み不足は両振り曲げ疲労におい ても前報⁷と同様に亀裂とみなすこととし、 その伝播開 始時の応力拡大係数範囲 *AK* を付録に示す方法で求め て破壊力学的に検討した。Fig. 12 は $\Delta K/2(M_a/Z)$ と h/t の関係を示したものである。この図を用いて溶込み 不足を有する各十字すみ肉溶接継手の溶込み不足先端に おける $\Delta K/2$ を求め、Fig.13 に $\Delta K/2$ と M_a/Z の関 係を示す。図中の黒印はルート破壊、白印は止端破壊、 半黒印は疲労限をそれぞれ起こしたときの関係を表わし ており、また()内には各すみ肉継手の h/t の値が記 入してある。本実験に用いた溶接継手はすみ肉寸法が小 さく、溶込み不足先端から溶接金属部を伝播する疲労亀 裂の進展速度を測定することができなかったので、 宇佐 美ら10)が軟鋼溶接金属の軸荷重による両振り疲労試験に よって求めた $\Delta K_{\rm th}/2$ の値を同図に示した。なお、この 値は Fig.11 に示したルート破壊を起こす十字すみ肉溶 接継手(F6)の疲労限から求めた $\Delta K_{\rm th}/2$ とほぼ一致 することを確認している。また止端破壊からルート破壊



Fig. 12 Relation between the variation of stress intensity factor, ΔK , obtained by elastic FEM for the lack of penetration and the weld size, h/t, in fillet welded cruciform joints



Fig. 13 Correlation between the mode of weld failure and ΔK in fillet welded cruciform joints under completely reversed bending fatigue

に移行する $AK/2 \ge M_a/Z$ の関係は図中の実線で与え ることができ、この実線と $AK_{th}/2$ のレベルを示す破線 との間にある止端破壊を起こしたすみ肉継手については ルート部から発生した疲労亀裂の伝播を顕微鏡観察によ って認めている。しかし、 $AK_{th}/2$ 以下で止端破壊した すみ肉継手においては光学顕微鏡オーダの観察ではルー ト部における疲労亀裂の発生 は みられなかった。飯田 ら¹⁾はルート破壊を起こす場合の S-N 曲線の勾配は h/tの値に関係なく一定であるとしており、Fig. 11 に示す h/t が 0.28 の場合の実験点を基に描いた1点鎖線に平 行になるように h/t が 0.35 \ge 0.43 の S-N 曲線を作 成した。なお、そのときルート破壊から止端破壊に移る S_a は、Fig.13 に示す×印における M_{α}/Z から Fig.3 を用いて求めたものである。このようにして推定したル ート破壊における S-N 曲線は比較的実験結果とよく一 致しており、飯田らの考察はほぼ妥当なものであること が確認できた。

4 結 言

主板の板厚が 5 mm と 7 mm の荷重伝達型軟鋼十字 すみ肉溶接継手について完全両振り曲げ疲労試験を行 い, すみ肉サイズの主板板厚に対する比が継手の破壊様 式に及ぼす影響を破壊力学的に検討した。その結果を要 約すると次のようになる。

(1) 本実験に用いた溶接継手は、板厚が薄いので疲 労亀裂の伝播寿命は無視でき、亀裂発生寿命 N_c は破壊 寿命 N_f に一致するとみなし、止端破壊を起こすときの N_f の推定は、母材平滑試験片の両振り曲げ疲労試験に よって得た応力-ひずみ関数 $D \ge N_f$ の関係を用いて行 った。推定寿命は実験結果と比較的よく一致し、両振り 曲げ疲労における止端破壊の N_f は母材の $D-N_f$ 曲線 によって推定可能である。

(2) すみ肉サイズの主板板厚に対する比 h/t が約 0.3 以下のすみ肉継手はすべての応力レベルでルート破 壊を, h/t が約 0.5 以上の継手ではすべて止端破壊を起 こす。h/t が 0.3~0.5 では比較的高い応力レベルでル ート破壊,低応力レベルで止端破壊となり,この範囲の h/t を有するすみ肉形状が両振り曲げ疲労を受ける場合 の臨界寸法に相当する。

(3) 溶込み不足からの疲労亀裂の伝播は,溶込み不 足を初期亀裂とみなして求めた応力拡大係数範囲 ΔK が,下限応力拡大係数範囲 ΔK_{th} よりも大きい場合に みられ,ルート破壊は溶込み不足先端の ΔK によって 支配される。h/tが 0.3~0.5 の範囲にある継手のうち ΔK が ΔK_{th} より大きくなる継手に止端破壊を起こし ているが,これはルート部に発生した疲労亀裂が伝播し てルート破壊を起こす以前に止端部が疲労破壊したもの と解される。

辞

本研究に当って鋼材の提供をいただいた日本鋼管(株) 福山研究所所長 松藤和雄氏,溶接試験材を製作してい ただいた三菱重工業(株)広島研究所溶接研究室長 大前 堯氏ならびに溶接係長 吉田康之氏に謝意を表します。 また,FEM 計算には本研究室の学生 和田正行君と藤岡 浩一君の協力を得た。なお,本研究は文部省昭和 54 年 度科学研究費補助金(試験研究(1))の一部によって 行ったものであることを付記する。 266

参考文献

- 飯田国広,宮迫計典,仰木盛綱,岡野伊史:鋼隅 肉溶接継手の曲げ疲労強度に及ぼす隅肉形状等の 影響,日本造船学会論文集,第143号(1978), 434.
- H. Ouchida and A. Nishioka : A study of fatigue strength of fillet welded joints, Schweisstechnik (Berlin), Vol. 16, No. 4 (1966), 150.
- 土方明躬,吉岡純夫,井上彰夫:十字溶接継手ル ート部の疲れ限度について,日本材料強度学会誌, 第 15 巻,第1号(1980),1.
- H. Petershagen : Survey of literature on the fatigue behaviour of cruciform joints, IIW Doc. XIII-750-74.
- 5) 永井欣一,森 正浩,矢島 浩,山本 豊,藤本 由紀夫:軟鋼切欠平板の腐食疲労亀裂発生寿命推 定に関する研究,日本造船学会論文集,第142号 (1977),224.
- T. H. Topper, R. M. Wetzel and JoDean Morrow: Neuber's rules applied to fatigue of notched specimens, J. of Materials, Vol. 4, No. 1 (1969), 200.
- 7) 永井欣一,岩田光正,康 聖原,新井 誠:軟鋼 十字すみ肉溶接継手の片振り引張疲労強度につい て,日本造船学会論文集,第148号(1980),261.
- 8) 西田正孝:応力集中,第2版,森北出版(1971),651.
- R. E. Peterson : Stress concentration design factors, John Wiley & Sons, Inc. (1953), 60.
- S. Usami and S. Kusumoto: Fatigue strength at roots of cruciform, tee and lap joints, IIW Doc. XIII-833-77.

録



メタルタッチの溶込み不足を有する十字すみ肉溶接継 手が曲げを受けるときの止端部における弾性応力集中率 K_t および溶込み不足先端の応力拡大係数 K は, 弾性 FEM 計算によって求めることとした。曲げを受ける場 合には圧縮側の溶込み不足部は開口しないで, メタルタ ッチした面に圧縮力が作用するようになる。そこで h/tが 0.43 の十字すみ肉溶接継手を例に採り Fig. A-1 に 示す要素分割を行った場合の計算結果を用いて本計算法 の概略を説明する。

溶込み不足部のメタルタッチしている自由表面の相対 する要素の節点にそれぞれ節点番号を設け,各節点をす べて自由とした境界条件の下で FEM 計算を行って求め た溶込み不足部の開口挙動を示すと Fig A-2(a)のよ うになる。圧縮側では溶込み不足部が重なり合うことを 同図は示している。そこでこの計算上の矛盾を除くため に,圧縮側の溶込み不足部に相当する箇所に設けた相対 する節点を順次一致させて計算を繰返し行い,重なり合 いを生じないようにした。Fig A-2(b)はその計算結 果を示したもので,曲げを受けることによって開口する 溶込み不足部の長さは溶込み不足部全長の1/2よりも大 きくなっている。以上のように溶込み不足部に重なり合



Fig. A-1 Finite element mesh for the lack of penetration in fillet welded cruciform joint



- Fig. A-2 Calculated results of the opening displacement in the lack of penetration in fillet welded cruciform joint subject to pure bending
 - Table A-1 Comparison of calculated K values by J-integral and Stern's formula at the tip of lack of penetration (M=125 kg-mm per unit length of bead)

Stern's	K ₁	23.4		
formula	ΚI	2.2		
J-integral	ĸ	25.5		

いを生じないようにして得た FEM 計算結果を基に \int 積 分を行って、曲げを受ける各十字すみ肉溶接継手の溶込 み不足先端のK値を求めた。この計算結果を Fig.12 に 示している。

+字すみ肉溶接継手が繰返し曲げを受けるとき溶込み 不足から溶接金属部を進展する疲労亀裂は,引裂き(モ ードI)と面内せん断(モードII)が同時に作用する混合 モード型であると考えるのが適当であるが,いずれのモ ードが支配的であるかを以下に検討しておく。Riceの 提案したJ積分は,エネルギ解放率を直接与えるもので あり,引裂きと面内せん断による寄与を区別することが できないので混合モード型の亀裂進展を取扱う上では不 便である. Stern ら $^{(1)}$ は Betti の相反定理を適用して 混合モード型の亀裂先端の K_{I} と K_{I} をそれぞれ直接 与える関係を導いている。そこで、この関係式に前述の

付 1) M. Stern, E. B. Becker and R. S. Dunham: A contour integral computation of mixedmode stress intensity factors, Int. J. of Fracture, Vol.12, No.3 (1976), 359. 十字すみ肉溶接継手が曲げを受けるとして求めた FEM の計算結果を代入することによって $K_{\rm I}$ と $K_{\rm I}$ をそれ ぞれ求め,その結果を Table A-1 にJ 積分から得られ たKと比較して示す。 $K_{\rm I}/K_{\rm I}$ は約 0.09 となり,十字す み肉溶接継手が曲げを受ける場合の溶込み不足先端は引 裂きモードが支配的で、J 積分から得られたKは $K_{\rm I}$ と みてよいことが了解できる。