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** ソウエイフイ***

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, ΔK_{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³⁾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, 上記の研究他にもいくつかの研究⁴⁾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。挟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磨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、挟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	Mechanical properties*			Chemical composition *%					
	Y. S. kg/mm ²	U. T. S. kg/mm ²	Elong. %	C	Si	Mn	P	S	
SS 41	30	46	44	0.14	0.22	0.71	0.018	0.007	

* referred from mill sheet

Table 2 Welding conditions

Joint	Fillet welded cruciform joint						Butt welded cruciform joint
Symbol of specimen	F1	F2	F3	F4	F5	F6	B
Thickness of main plate 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 l/min						
Electrode type	TGS-50 (2.4 ϕ)						
Welding process	Tungsten inert-gas welding						

た。

以上の各試験片について 4kg-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

(a) Fillet welded cruciform joint
($t=5$ mm, 7 mm)

(b) Butt welded cruciform joint

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

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

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 - ϵ_a curve and σ_a - ϵ_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 M_a と ϵ_a 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、 M_a/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 σ_a - ϵ_a 曲線で与えられるものと仮定した。なお図中の σ_a - ϵ_a 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。

$$\epsilon_a = (\sigma_a/E) + 4.23 \times 10^{-12} \sigma_a^{5.79} \quad (1)$$

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 σ_a と 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、両対数目盛ではほぼ 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。

$$\sigma_a = 56.7 N_f^{-0.064} \quad (2)$$

また、平滑試験片表面において実測した ϵ_a と 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 ϵ_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

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

$$\epsilon_a = 0.0027 N_f^{-0.064} + 0.0602 N_f^{-0.371} \quad (3)$$

この推定曲線が実験結果とよく一致していることから(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⁹⁾が提案した応力ひずみ関数 $D(=2[\sigma_a \cdot \epsilon_a \cdot E]^{1/2})$ 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、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_0 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⁷⁾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に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			K_t^*	K_t^{**}
		h/t	ρ mm	θ deg	h/t	ρ mm	θ deg		
Fillet welded cruciform joint	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
	F3	0.59	1.3	150.8	0.03	0.3	3.2	1.25	1.29
	F4	0.43	2.0	159.7	0.03	0.3	3.9	1.19	1.30
	F5	0.35	2.4	160.2	0.02	0.3	3.9	1.14	1.34
	F6	0.28	2.3	157.0	0.01	0.1	3.5	1.11	1.35
Butt welded cruciform joint	B	—	1.0	145.5	—	0.2	4.9	1.34	—

* estimated by Nishida's formula assuming complete penetration

** estimated by FEM with model of cruciform joint with no penetration

* 付録参照のごと

なった。

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

ここに

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

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

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⁷⁾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

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5mmと7mm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 S_a が採っている。また両図に示した実線は、著者の一人が示した $D-N_f$ 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⁹⁾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 e_a はFig 3に示した関係を用いて S_a から求めることができる。

$$D = 2K_t [S_a e_a E]^{1/2} \quad (5)$$

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、図中の破綻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 ΔK 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ため、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 $\Delta K_{th}/2$ 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 $\Delta K_{th}/2$ 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 10 S_a-N_f diagrams for the toe failure in welded cruciform joints F1, F2, F3 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 F4, F5 and F6 under completely reversed bending fatigue

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 $\Delta K/2$ と Ma/Z の関係は図中の実線と与えることができ、この実線と $\Delta K_{th}/2$ 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、 $\Delta K_{th}/2$ 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 と 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 Ma/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 $S-N$ 曲線は比較的实验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 と 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によく一致し、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。

謝 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。

参 考 文 献

- 1) 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.
- 2) H. Ouchida and A. Nishioka: A study of fatigue strength of fillet welded joints, *Schweisstechnik* (Berlin), Vol. 16, No. 4 (1966), 150.
- 3) 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.
- 4) 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.
- 6) 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.
- 9) R. E. Peterson: Stress concentration design factors, John Wiley & Sons, Inc. (1953), 60.
- 10) S. Usami and S. Kusumoto: Fatigue strength at roots of cruciform, tee and lap joints, *IIW Doc. XIII-833-77*.

付 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ので, 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 ($M=125 \text{ kg-mm}$ per unit length of bead)

Stern's formula	K_I	23.4
	K_{II}	2.2
J -integral	K	25.5

いを生じないようにして得た FEM 計算結果を基に J 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。

十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, エネルギー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_{II} 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 mixed-mode 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_I と K_{II} 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_{II}/K_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_I とみてよいことが了解できる。