

溶接継手の疲労寿命に与える隅肉溶接止端形状の影響

EFFECT OF WELD TOE PROFILES ON FATIGUE STRENGTH OF FILLET WELDED SPECIMENS

田垣 徳幸*・近藤 明雅**・山田健太郎***・菊池 洋一****

By Noriyuki TAGAKI, Akimasa KONDO, Kentaro YAMADA
and Yoichi KIKUCHI

1. ま え が き

リブ十字形隅肉溶接継手のように、応力直角方向に隅肉溶接をもつ継手では、隅肉溶接の止端部に応力集中が生じる。したがって、この継手が繰り返し応力を受けると、その部分に疲れ亀裂が発生し、それが進展して破断に至る。この種の継手の疲労挙動を詳細に検討するには、隅肉溶接止端部の形状や、局部的な残留応力、あるいは溶接による母材の材質変化などの多くの因子を評価する必要がある。ところが、上述のような因子それぞれが疲労挙動に及ぼす影響についても、これまでの研究で明確にされてきたわけではなく、それらの因子が混在する形の試験片での実験も、一般に難しい問題を含むと思われる。

上記の因子のうち、隅肉溶接止端形状が疲労寿命に及ぼす影響については、止端形状が比較的容易に測定できることから研究が進んできている^{6),7),11),16)}。金属材料技術研究所では、データシート作成のための疲れ試験で、リブ厚と主板の比を変えた多数のリブ十字形隅肉溶接継手を試験した⁹⁾。この試験では、疲れ試験に先立ち、止端形状をシリコンゴムで型取りし、疲れ試験後、亀裂発生点と思われる箇所の止端形状を測定した。さらにこの止端形状から、応力集中係数 K_T を計算して、疲労寿命 N_f との相関を求めている。その結果、止端形状のばらつき、すなわち K_T のばらつきが N_f の変動となって現われており、板厚の差が K_T の差となってくることから、試験に用いた因子のうちで、板厚の因子だけが N_f に有意の差を与えることがわかった。また本四公団では、リブ十字継手の大型疲労試験を行い、

寸法効果の影響、ビード形状のよい隅肉専用棒を使用した場合の疲れ強さ等について検討し、溶接止端形状を測定し、疲れ亀裂発生状況との関係についても調べている¹⁰⁾。

この種の継手では、疲れ亀裂の発生が隅肉溶接止端部に限られることから、その部分の形状の改善、材質の改良、あるいは局部的な圧縮残留応力の導入によって、疲れ強さを改善できる。隅肉溶接止端形状の N_f に及ぼす影響の研究は、疲れ強さ向上法を検討するうえでも重要である。疲れ強さ向上法としては、溶接止端部の切削や研削による応力集中の軽減^{5),8),11),12)}、ピーニング処理^{9),12)}、止端形状が滑らかになる溶接棒を用いた溶接法¹³⁾、などが検討されている。これらは、いずれも、亀裂が発生すると思われる止端部を処理して、 N_f の向上を期待しているものである。

上述の研究では、一般に溶接止端形状が N_f に及ぼす影響について実験的に検討されている。ところが、この N_f は、疲れ亀裂が発生してある大きさに達するまでの過程 N_c と、その亀裂が進展して破断に至る過程 N_b とに分けることができる^{9),10)}。止端形状の影響を、この両者を区別して検討している例は少ない¹¹⁾。山田らは、先にリブ十字形隅肉溶接継手に発生する疲れ亀裂の進展挙動を浸透性のよい塗料でマークし、その進展挙動を明らかにした⁹⁾。また、その解析には、破壊力学の手法を応用し、おもに亀裂形状のばらつきを考慮した。隅肉溶接止端部から疲れ亀裂が発生するような場合には、実際に亀裂が発生した点の止端形状が問題となるので、これと N_c と N_b 、あるいは亀裂形状の変化などとの相関性を調査してゆく必要があるものと思われる。

そこで、本研究では、リブ十字形隅肉溶接継手の亀裂発生点の止端形状を測定し、疲れ亀裂進展挙動との関係について調査した。止端形状の測定には、シリコンゴムで型取りし、それを細分割して、その側面から止端角や止端半径を測定する方法を用いた。また、発生した亀裂

* 正会員 工修 新日本製鉄(株)(前・名大大学院)

** 正会員 名城大学講師(前・名大助手)

*** 正会員 Ph.D. 名古屋大学助教授

**** 正会員 工博 名古屋大学教授

の進展挙動を把握するため、塗料によるマーキングやピーチマーク法を併用した。この結果を用いて、止端形状が N_b に及ぼす影響を検討した。この N_b は、破壊力学の手法を用いても計算できるので、実験結果をもとに計算から求めた N_b と比較するとともに、 $N_c = N_f - N_b$ の関係を用いて N_c に及ぼす止端形状の影響についても検討した。

2. 疲れ試験および止端形状の測定

(1) 疲れ試験の概要

リブ十字形隅肉溶接試験片の材質および試験片の様子を **Table 1** に、機械的性質、化学成分を **Table 2** に示す。試験片は、板厚 10 mm、幅 25 mm の引張試験片にリブが隅肉溶接されており、一般にプレートガーダの垂直補剛材や箱桁のダイヤフラムの隅肉溶接などの疲れ強さ確認試験に用いられるものである。

試験片のうち、T 5 と T 8 は、軸方向に圧縮塑性加工を行った SMA 50 材に、あとでリブを手溶接したもので、それぞれ 5% と 8% の塑性加工を施してある。T 0 は塑性加工をしていない。この場合、圧縮塑性加工後にリブを溶接したため、圧縮塑性加工が N_f に与える影響はみられず、本報文では他の試験片と同等に扱った。N は、東京都計画街路放射 31 号線の新大橋の架け替え事業に使用された仮橋の垂直補剛材を含む腹板から切り出した試験片である。この橋は、SMA 50 耐候性鋼を用いた無塗装橋梁で、実験に用いるまで約 5 年間屋外に放置された。桁は空地に並列して置かれていた。

Table 1 Type and Origin of Transverse Fillet Welded Specimen Tested.

Specimen	Steel	Comment
T 0 T 5 T 8	SMA 50	Stiffener specimens, as-welded. 5% and 8% compressive pre-strained before welding ribs.
N	SMA 50	Cut-out from the Shin-Ohashi bridge. Unpainted and exposed to air for about 5 years.
E 3 E 4 E 6	SM 50	With controled fillet weld toe angle of $\theta=30^\circ, 45^\circ$ and 60° , respectively. As-welded.

Table 2 Mechanical Properties and Chemical Composition of Steels.

Specimens	Steel	σ_y (MPa)	σ_u (MPa)	ϵ (%)	Chemical Composition (%)							
					C	Si	Mn	P	S	Cu	Cr	V
T	SMA 50	420	550	18	0.17	0.25	1.04	0.018	0.009	0.28	0.44	0.036
N	SMA 50	390	520	25	0.13	0.39	0.78	0.020	0.008	0.27	0.39	—
E	SM 50	360	540	27	0.15	0.35	1.26	0.21	0.06	—	—	—

T, E : According to mill sheet, N : Measured.

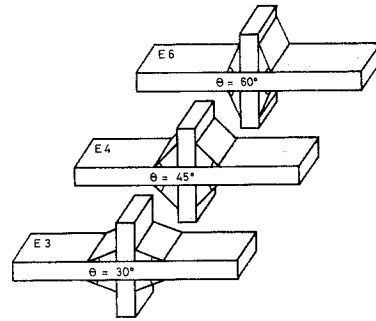


Fig. 1 Fillet welded specimens with various fillet weld toe angles. (E-series specimens)

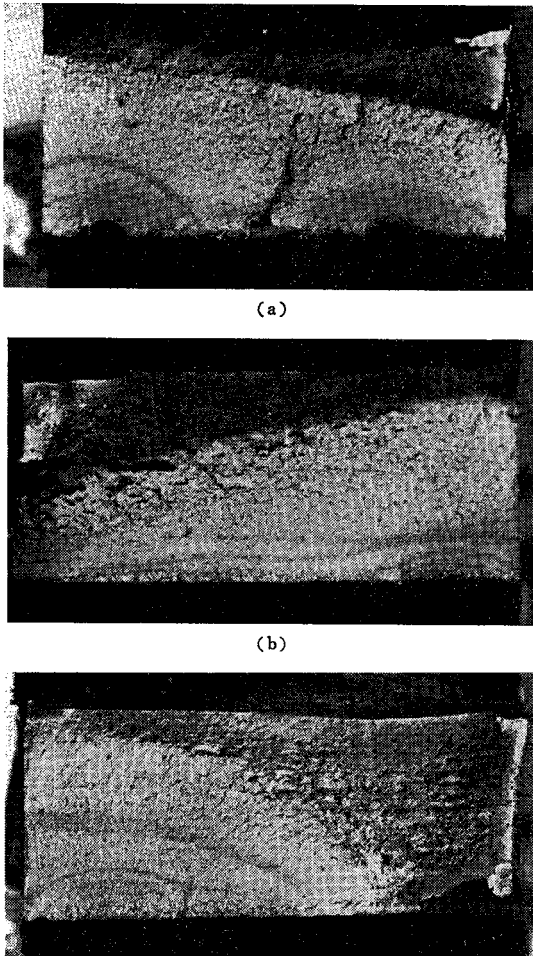
試験片を採取した部分では、雨水がたまることもなく、耐候性鋼の無塗装使用に関しては、おおむね良好な環境と思われる。鋼材表面は、耐候性鋼特有の安定したさび層に覆われていた。T と N とは、隅肉止端形状に特別の配慮をしておらず、通常の橋梁の溶接条件下で溶接された隅肉の形状をもつものと思われる。

さらに、溶接止端形状を意識的にコントロールした試験片 E を製作した。これは、治具を用いて溶接箇所を傾きを変え、止端角 θ が、およそ $30^\circ, 45^\circ, 60^\circ$ になるようにしたもので、鉄粉低水素系 (JIS D 5000) の溶接棒を用いて手溶接した。この試験片の様子を、**Fig. 1** に示す。

(2) 疲れ試験方法と亀裂発生点の確認

疲れ試験は、すべて容量 25 t の油圧サーボ式疲労試験機を用い、繰り返し速度毎分 600 回の定荷重振幅で行った。応力振幅 σ_r は、原則として $\sigma_r = 177$ MPa と $\sigma_r = 245$ MPa にし、必要に応じて他の応力振幅も追加した。応力比 R は、0.1 とした。

疲れ亀裂の確認には、銅線法を用い、亀裂発生点を明確にするため、浸透性のよい塗料によるマーキングと、ピーチマーク法を併用した。まず、疲れ試験前に、止端部に、直径 0.04 mm の銅線を約 1 mm 間隔に格子状に貼った。疲れ亀裂が生じると、その開口変位によって銅線が切断するので、それを電氣的に感知して疲労試験機を止めることができる。本実験の例では、亀裂が比較的小さいとき (約 0.2 mm ~ 0.5 mm の深さ) に、自動的に試験機を止めることができた。また、そのとき、浸透



(a)
(b)
(c)
Photo 1

性のよい速乾性の塗料を溶接止端部に塗って、その時点で存在した亀裂をマークした。さらに、亀裂進展の様子を追跡するため、ある一定繰返し数ごとに、最大応力を一定にしたまま、応力振幅を1/2にして、疲れ破面にビーチマークを残すようにした。こうした方法により、亀裂深さ0.2mm程度までの微小な亀裂、およびそれらの発生点を確認できた。Photo 1には、疲れ破面に残されたマーキングとビーチマークの例を示す。

(3) 隅肉溶接止端形状の測定

溶接止端形状の測定法の概略を、Fig. 2に示す。疲れ試験に先だち、歯型をとるのに用いる印象材を用いて、亀裂発生の子想される止端部4か所の型をとる。疲れ亀裂が実際に発生した点が、前述のマーキングやビーチマーク法によって求められるので、その点を型にマークしたのち、小刀を用いて亀裂発生点近傍の断面を切り出す。この型は、約0.3mmの厚さまで

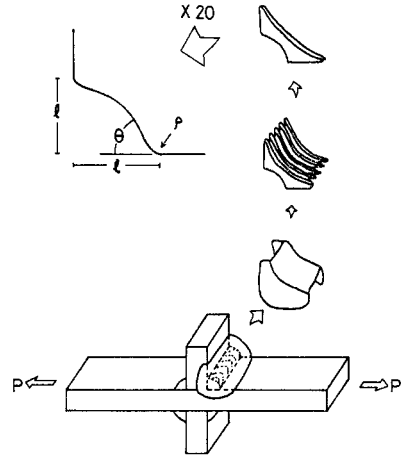


Fig. 2 Schematic view of measurement of fillet weld toe profile.

分割できた。この型の側面を、拡大投影機で20倍に拡大して、止端半径 ρ と止端角 θ を測定した。Fig. 3に示すように ρ は、20倍に拡大した状態で、5mm間隔で同心円を描いたスケールを押しあてて、それと一番近いものとした。また、 θ については、上述の型を20倍に拡大した後、分度器をあてて、5°間隔に測定した。一部の試験片については、型をビードの長手方向に分割して、 ρ と θ 、および脚長 l の変化の様子も調べた。

3. 疲れ亀裂発生点と隅肉溶接止端形状

(1) 止端形状の板幅方向の分布

溶接ビードに沿って、止端半径 ρ 、止端角 θ 、脚長 l が変化する様子をFig. 4に示す。TとNの例を示したが、両試験片とも、幅25mmにわたって、 ρ 、 θ 、 l が大きく変化していることがわかる。TとNを比較すると、まず ρ は、Nが一般に大きな値を示している。ところが、Nでは ρ の変化が大きく、 ρ が1mm以下に

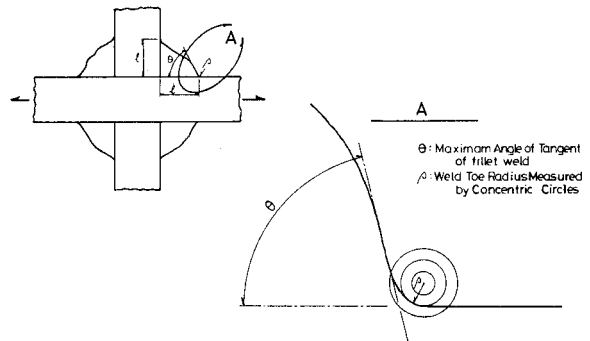


Fig. 3 Measurement of fillet weld toe angle and toe radius.

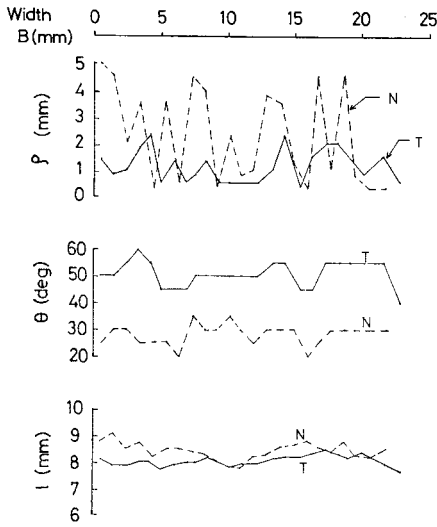


Fig. 4 Variation of weld toe profile along toe of transverse fillet welds.

なる点が数か所あり、 ρ の小さい部分だけに注目すると、両者は、よく似た傾向を示していることになる。

θ は、T が約 50° であるのに対して、N は 30° 近辺でばらついており、N の止端角が比較的小さいことがわかる。また、 l は、T では目標とした脚長 $l=6\text{ mm}$ より一般に大きな値が得られ、 $7\sim 9\text{ mm}$ の範囲で変化している。実橋から切り出した N は、板厚から推定して $l=6\text{ mm}$ を目標としたと思われるが、T とほぼ同様の傾向を示した。

(2) 疲れ亀裂が発生した点の止端形状

次に、実際に疲れ亀裂が発生した点の止端半径 ρ_c と止端角 θ_c の測定値を、Fig. 5 に黒ぬりの印で示す。

Fig. 5 では、縦軸に θ_c を、横軸に ρ_c をとり、比較のために、亀裂発生点以外での ρ と θ の測定値を白ぬきの印で示した。T, N, E ともに、 ρ が $0\sim 5\text{ mm}$ の

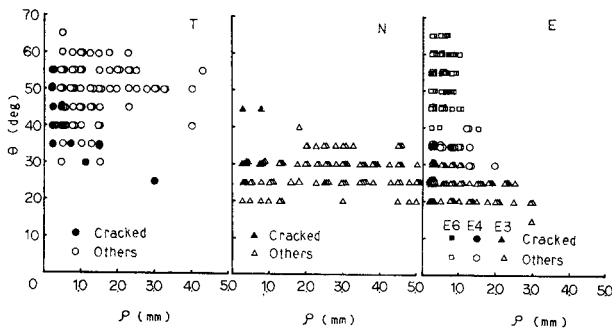


Fig. 5 Comparison between typical fillet weld toe profiles (open symbols) and one at which fatigue cracking is developed (solid symbols).

範囲で大きくばらついているにもかかわらず、疲れ亀裂は、 ρ_c が $0\sim 1\text{ mm}$ の比較的狭い範囲で発生していることがわかる。これに反して、 θ_c の分布は、T, N, E ともに、 θ の示す分布と同じ範囲でばらついており、疲れ亀裂の発生は、 θ より ρ の影響を受け、 θ の大小を問わず ρ の小さい所で発生することが推察された。

(3) 確認された亀裂形状とその近傍の K_T の分布

隅肉溶接止端部の応力集中係数 K_T は、実測された隅肉溶接の形状から、Heywood・西田の式¹⁰⁾を用いて計算されることが多い^{8), 11)}。Fig. 1 に示す隅肉溶接では、 ρ , θ , l と板厚 t を用いて、次式で計算される。

$$K_T = 1 + f(\theta) \cdot (\alpha - 1) \dots \dots \dots (1)$$

ただし、

$$\alpha = 1 + [1 / (2.8 B / b - 2) \cdot l / \rho]^{0.65} \dots \dots \dots (2)$$

$$f(\theta) = [1 - \exp\{-0.9(B/l)^{1/2} \cdot \theta\} / [1 - \exp\{-0.45(B/l) \cdot \pi\}]] \dots \dots \dots (3)$$

また、 $B = t + l$, $b = l/2$ である。

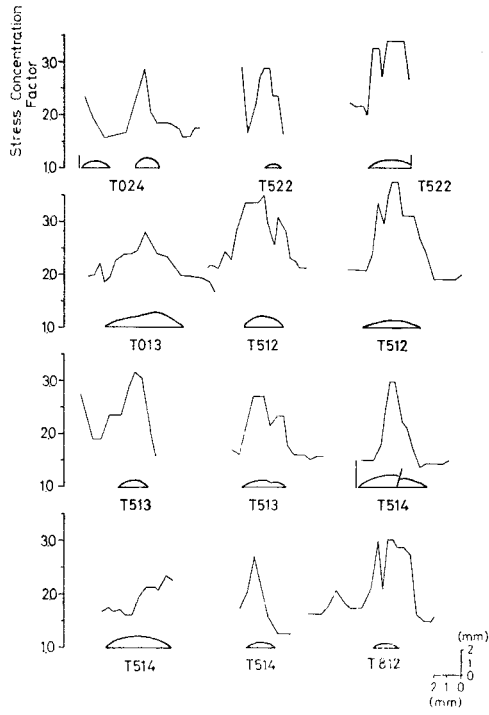
そこで、疲れ亀裂が発生した点の近傍の K_T を式(1)~(3)を用いて計算し、マーキングにより確認された疲れ亀裂の形状を並べて、試験片ごとに Fig. 6 に示す。亀裂形状の下に示す記号は、試験片番号である。 K_T の分布の様子や、確認された亀裂形状に大きなばらつきがあるが、一般に、亀裂発生点の近傍では、高い応力集中、すなわち K_T が上に凸の分布を示していることがわかる。ただし、 K_T の値そのものは、亀裂発生点を K_T の分布の最深部と仮定すると、1.5 から 3.5 程度までばらついており、亀裂発生点の K_T の値に大きなばらつきがあることがわかった。

また、 K_T の分布と亀裂形状については、 K_T の分布が上に凸で、その部分に独立した山を形成するように変化している場合には、半円形に近い亀裂が発生しているようである。これに対して、 K_T の高い部分が広い範囲にあるか、ピークが接近していくつか連続する場合には偏平に近い亀裂形状を示している。これは、 K_T の高い部分の幅が大きいと、亀裂が早く幅方向に進展することや⁹⁾、 K_T の高い部分に発生した複数の亀裂が、順次隣接した亀裂と合体してゆくことなどがその理由と考えられる。

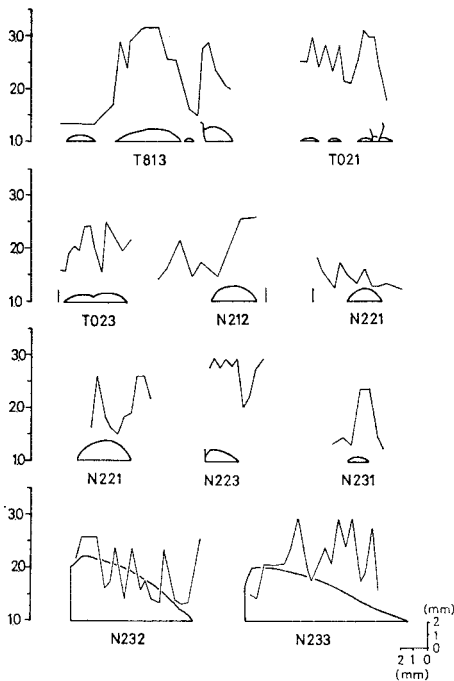
(4) 亀裂の形状の変化

前述したように、亀裂の発生が確認された時点で、その亀裂の形状をマーキングすることを試みた。このマークされた亀裂は、Photo 1 にみられるように半円形状をしていることが多い。そこで、この亀裂の深さ $a(\text{mm})$ と半幅 b の比 a/b を縦軸に、 a を板厚 t で無次元化した a/t を横

軸にとって、片対数軸上に示すと **Fig. 7** のようになる。この亀裂は、亀裂進展の過程のある時点の形状を示すもので、 $a=0.2\text{ mm}$ 程度から $a\approx 3\text{ mm}$ の範囲の亀裂がマークされている。亀裂形状 a/b は、 $a/b=0.2\sim$



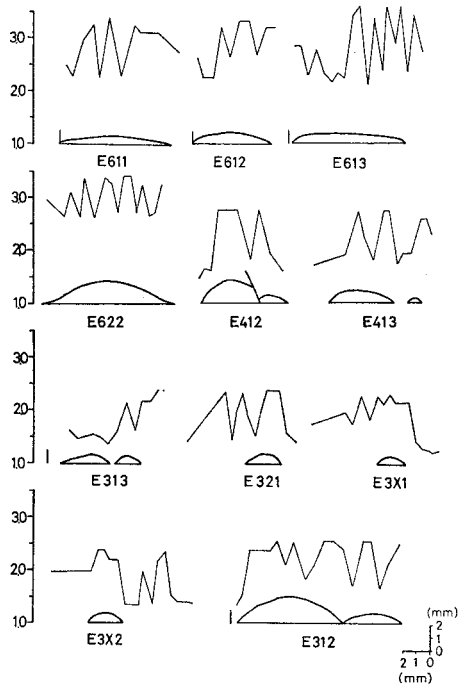
(a)



(b)

0.8 程度まで分布しており、このデータからは試験片の種類による亀裂形状の差はみられなかった。

さらに、この試験では、ビーチマーク法によって亀裂の形状の変化も追跡した (**Photo 1** 参照)。このビーチマークの形状、すなわち、 a/b と a/t の関係を **Fig. 8** に示す。図では、同一の亀裂については、細線で結んである。したがって、 a/t の最小のものが、最初に確認された亀裂であり、通常 2, 3 個のビーチマークが測定された。これらの結果をみても、最初に確認された亀裂形状のばらつきはもとより、亀裂進展中もその形状の変化に大きなばらつきがある。また、**Fig. 8 a)** にもみられるように、 θ を変えたことによって、確認された亀裂の形状や、その進展挙動に規則性があるとはいえない。ところが、いずれの場合も、亀裂が進展してゆくに従って、亀裂形状 a/b が、 $a/b=0.3\sim 0.5$ に収束する傾向を示している。同様に、**Fig. 8** の N では、たまたまビーチマークの残った試験片の a/b は大きい (半楕円形に近い) ものが多かったが、いずれも $a/b=0.4\sim 0.6$ あたりに収束してゆく傾向を示した。このような傾向は、文献 9) に示された解析による亀裂形状変化の傾向と定性的に一致する。一般に疲れ亀裂の進展寿命は、疲れ亀裂が小さい間にその大半が費やされることが知られている^{9), 14)}。 **Fig. 6~8** に示すように、隅肉溶接止端部に発生する亀裂の形状は、それが小さいとき (たとえば $a < 1\text{ mm}$) のばらつきが大きく、亀裂形状が一義的に



(c)

Fig. 6 Dye-marked crack shapes and stress concentration factors near the cracks.

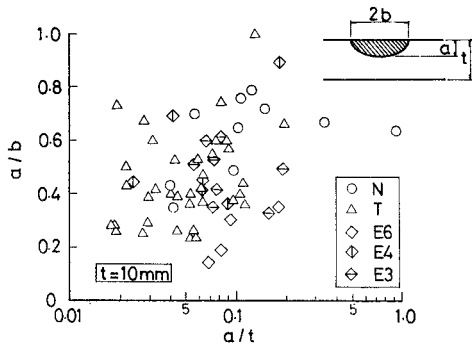


Fig. 7 Dye-marked crack shapes, a/b , and depth, a/t , of T, N and E specimens.

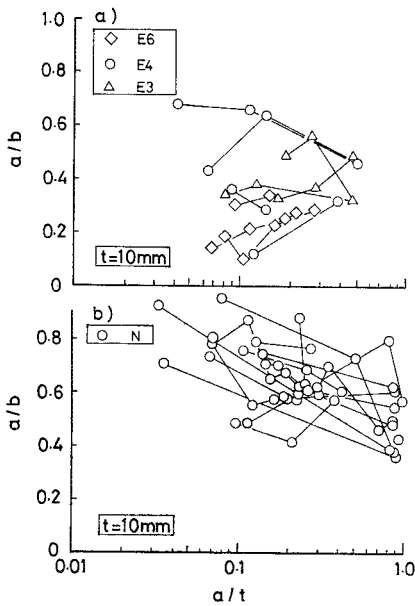


Fig. 8 Variation of crack shapes measured from dye-marking and beach-marking.

決まらない。したがって、設計では、実験において観察された亀裂形状を用いるか、それまで観察された亀裂形状の上・下限値⁹⁾を用いる必要がある。

4. 隅肉溶接止端形状と疲労寿命

(1) 疲労寿命 N_f の比較

疲れ試験は、Tを24本、Nを31本、Eを21本実施した。その疲労寿命 N_f と作用応力振幅 σ_r の関係を Fig. 9 に示す。また、破断した試験片の σ_r-N_f 線図を、 $\log N_f = A - B \log \sigma_r$ と仮定して、最小2乗法で計算して図中に実線で示した。Table 2 には、このようにして計算した σ_r-N_f 線図(係数

A と B)、標準偏差 (s.d.)、 10^6 回時間強度を示す。比較を容易にするために、 $\sigma_r=177$ MPa と 245 MPa を中心に実験を行っているが、図に示されるように、同一応力レベルで実験しても、 N_f にかなりのばらつきがあることがわかる。

まず、Tでは、リブの溶接前に導入された圧縮塑性ひずみの影響が問題になるが、T0(無加工)、T5(5%圧縮塑性ひずみ)、T8(8%圧縮塑性ひずみ)間には N_f に有意な差はみられない。塑性加工の影響があったにしても、その後のリブの溶接時の熱影響や、隅肉溶接止端の応力集中の影響が大きく、 N_f の差として現われてこなかったものと思われる。

Nは、5年間無塗装で大気暴露された実橋の腹板の垂直補剛材から採取した試験片で、表面がち密なさびに覆われていた。このさびを除去すると、鋼材表面は、圧延したままの鋼材より粗くなっており、微少なピットが多

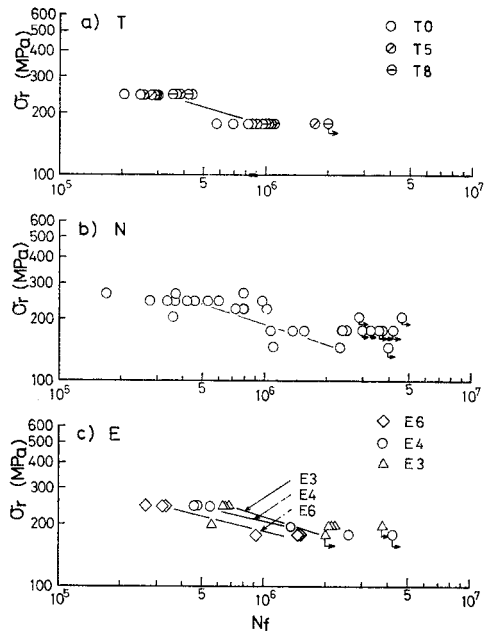


Fig. 9 Fatigue test results of all test specimens. (σ_r-N_f diagrams)

Table 3 Summary of Fatigue Test Results.

Specimens	No. of Tests	No. of Run-out	Regression Coefficient			Fatigue St. at 10^6 (MPa)
			A	B	s.d.	
T 0	8	0				
T 5	8	0	13.7767	-3.4696	0.1065	174
T 8	8	1				
N	31	8	13.0078	-3.0659	0.2016	193
E 3	9	2	14.5986	-3.6708	0.2056	220
E 4	6	1	17.8943	-5.1111	0.0404	212
E 6	6	0	15.9393	-4.3744	0.0821	187

s.d. standard deviation

数存在した。Fig. 9 b) に示す N のばらつきは、T や E のばらつきより大きいのは、このさびによる鋼材表面の粗さがその一因と思われる。N の疲れ強さは、 10^6 回時間強度で比較すると、T より約 11% 高い。止端角 θ をコントロールした E では、 $\theta=30^\circ$ の E3 が $\theta=60^\circ$ の E6 より、 10^6 回時間強度で約 18% 高い疲れ強さを示している。Fig. 5 に示すように、T は $\theta=60^\circ$ 、N は $\theta=30^\circ$ 近辺に分布しているので、T と N の疲れ強さの差も、この止端角 θ の差によるものと思われる。ただし、T も N も、データのばらつきが大きく、このデータのばらつきを考慮すると両者の疲れ強さに有意な差があるとはいえない。

(2) 疲れ亀裂進展寿命 N_p の比較

疲労寿命 N_f は、疲れ亀裂が発生しある大きさになるまでの繰返し数 N_c と、その亀裂が進展して破断に至る繰返し数 N_p の和として定義できる。

$$N_f = N_c + N_p \dots\dots\dots (4)$$

実験では、マーキングやビーチマーク法によって、疲労寿命のうちのある段階の亀裂の大きさがわかっている。そこで破壊力学の手法⁹⁾を用いて、この亀裂から逆算して N_p を計算した。この場合、 N_c と N_f の境界の亀裂長さを、マーキングによる検出可能な亀裂長さとして $a=0.2\text{ mm}$ を選んだ^{9), 15)}。破壊力学による N_p の解析

に用いた仮定は、文献 9) に示したのと同じである。

まず、マーキングによって確認された亀裂長とその形状を用いて、 $a_0=0.2\text{ mm}$ からその亀裂に至るまでの繰返し数を計算する。この間の亀裂形状は、マークされた亀裂形状と同じとした。また、止端角は、その試験片の θ に最も近いものを、 $\theta=30^\circ, 45^\circ, 60^\circ$ のうちから選んで、応力拡大係数の形状補正係数とした⁹⁾。このようにして計算された $a_0=0.2\text{ mm}$ からマークされた亀裂の大きさまでの繰返し数と、実験で求められたマーキングから破断までの繰返し数の和が N_p になる。

Fig. 10 には、上述の方法で試験片ごとに計算した N_p を示す。また、各図には、文献 9) で用いたのと同様に、マーキングされた亀裂形状の範囲、すなわち $b=6a$ (扁平な亀裂) と $b=1.4a$ (半円形に近い亀裂) を用いて計算した σ_r-N_p 線図を実線で示す。まず、T では、12 本の試験片について解析した結果、 N_p は N_f の 40~77% になった。また、亀裂形状の範囲を用いて解析した σ_r-N_p 線図の上・下限値が、試験片ごとに解析した N_p をうまく代表していることがわかった。この場合、 θ は 60° と仮定した。

同様に、N についても、 N_f に比べて N_p のばらつきが小さい。特に、N は無塗装で大気暴露されていたため鋼材表面が粗く、そのためか、 N_f のばらつきが大きい。 $a_0=0.2\text{ mm}$ の亀裂が発生すると、それ以降の N_p

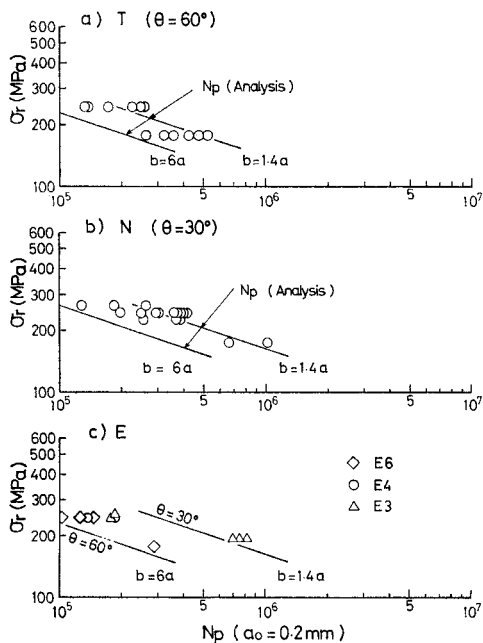


Fig. 10 Relationship between stress range, σ_r , and fatigue crack propagation life, N_p , of dye-marked specimens. N_p is the number of cycles needed to propagate the crack from $a=0.2\text{ mm}$ to failure.

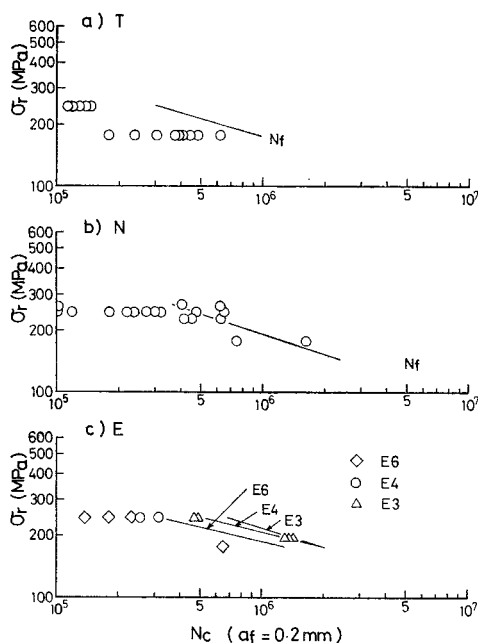


Fig. 11 Relationship between stress range, σ_r , and fatigue crack initiation life, N_c , of dye-marked specimens. N_c is defined as the number of cycles needed to initiate and propagate the crack to $a=0.2\text{ mm}$.

のばらつきは比較的小さくなるのは興味ある結果と思われる。なお、 N_p の N_f に対する割合は、 N_f がばらつくので 23~76% の間にばらつくことがわかった。

止端角 θ をコントロールした E では、データの数が少ないが、E6 より E3 の N_p が大きい結果が得られた。解析でも、同じ亀裂形状を仮定すると、 $\theta=60^\circ$ に対して $\theta=30^\circ$ では、 $a_0=0.2$ mm からの N_p が約 38% (10⁸ 回時間強度で約 11%) の向上が得られた。E の N_p が N_f に占める割合は、29~48% 程度であったので、解析から得られた N_p の向上も、それほど N_f の増加の要因になっておらず、後述するように N_c の増加によって N_f が増加したと考える方が妥当であろう。

(3) 疲れ亀裂発生寿命 N_c の比較

試験途中の亀裂がマークされた試験片ごとに、 N_p が計算できたので、次に $N_c=N_f-N_p$ の関係を用いて、試験片ごとに N_c を計算して、Fig. 11 に示す。ここでは、したがって N_c を、疲れ亀裂が発生して $a_f=0.2$ mm に達するまでの繰返し数として定義したことになる。また、Fig. 11 では、比較のために σ_r-N_f 線図 (Fig. 9) を示す。

T, N, E ともに、 N_c のばらつきは N_p のばらつきより大きい。特に、鋼材表面の粗さが目立つ N では、 $\sigma_r=245$ MPa で試験した試験片の N_c が、 4×10^4 回から 6×10^8 回までばらつき、これが N_f のばらつき (Fig. 9) の原因になったものと思われる。また、 θ をコントロールした E では、 N_p の N_f に占める割合が小さいこともあって、止端角が N_f に及ぼす影響は、おもに N_c の差によるものと思われる。

5. ま と め

隅肉溶接止端形状が、継手の疲れ強さに及ぼす影響を検討するために、経歴の異なったリブ十字形隅肉溶接継手 76 本の疲れ試験を行った。試験片は、圧縮塑性加工の影響を調べるために、軸方向に 0% (無加工)、5%、8% の圧縮塑性ひずみを与えた試験片 (T)、5 年間ほど無塗装で大気暴露された実橋から切り出した試験片 (N)、および止端角 θ を 30°, 45°, 60° にコントロールした試験片 (E) である。実験では、あらかじめ隅肉溶接の型をとっておき、亀裂発生点の止端形状を求めた。また、疲れ試験中の亀裂の大きさを確認するため、塗料によるマーキングやピーチマーク法を併用した。これから得られた亀裂の大きさや形状を用いて、疲れ亀裂発生寿命 N_c と 疲れ亀裂進展寿命 N_p それぞれに及ぼす止端形状の影響について評価した。なお、 N_c と N_p の境界は、便宜上、マーキングによって検出可能な亀裂の大

きさ $a=0.2$ mm を目安にした。

得られた結果をまとめると次のようになる。

(1) 疲れ亀裂は、隅肉溶接止端に沿って、応力集中度 K_T の大きい箇所が発生している。また、止端角 θ の大小にかかわらず、止端半径 ρ が 1 mm 以下の小さい所で亀裂が発生している。

(2) 亀裂発生点近傍の止端形状から計算される K_T の分布と、発生する亀裂形状をみると、 K_T が独立した山を作るような分布を示すとき、半円形に近い亀裂が観察された。これに反し、 K_T の高い部分が続くか、隣接したピークがあると偏平な亀裂が発生する傾向がわかった。

(3) マーキングによって確認された亀裂と θ には、明瞭な相関がみられなかった。ピーチマークから求められた亀裂形状の変化では、亀裂が大きくなってゆくに従って、ある範囲に収束する傾向がみられた。

(4) N_f はばらつきが大きい、 $\theta=60^\circ$ に比べて $\theta=30^\circ$ の N_f が増加する傾向がみられた。特に、 θ をコントロールした E では、 N_f の差が顕著にみられた。

(5) マークされた亀裂の大きさをを用いて、 $a_0=0.2$ mm の亀裂が進展して破断に至る N_p を、破壊力学の手法を用いて計算し比較した。こうして計算した N_p は、一般に N_f のばらつきより小さく、また、測定された亀裂形状の範囲²⁾を用いて計算した σ_r-N_p 線図とよい相関を示した。

(6) $N_c=N_f-N_p$ から計算された N_c を比較した結果、鋼材表面の粗い N では、 N_f のばらつきがおもに N_c のばらつきによることがわかった。また、E では、 θ を変えたことによる N_f の差が、おもに N_c の差に起因することが推察された。

謝 辞：本研究に用いた試験片のうち、TとEはトピー工業豊橋製造所に製作をお願いし、Nの鋼材は、川崎製鉄構造研究所より譲渡された。トピー工業技術研究所の青木尚夫氏、長井憲一氏、川崎製鉄の佐藤政勝氏には、実験を通じて大変お世話になった。また、疲れ試験には、馬場千尋 (現・横河橋梁)、三輪友夫 (現・名古屋市)、渡辺博喜 (現・愛知県)、進藤弘之 (現・静岡県)、村山 眞 (名大大学院) の諸氏に協力していただいた。ここに記して厚く感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) Albrecht, P. and K. Yamada : Rapid Calculation of Stress Intensity Factors, Proc. of ASCE, Vol. 103, No. ST 2, pp. 377~389, Feb., 1977.
- 2) Maddox, S.J. : A Fracture Mechanics Analysis of the Fatigue Behaviour of a Fillet Welded Joint, Welding Research International, Vol. 6, No. 5, 1976.
- 3) Rolfe, S.T. and J.M. Barsom : Fracture and Fatigue

- Control in Structures, Application of Fracture Mechanics, Prentice-Hall Inc., 1977.
- 4) Yamada, K. and P. Albrecht : Practical Aspects of Fatigue Analysis of a Weldment, Fracture 1977, Vol. 2, Proc. of Fourth International Conference on Fracture, pp. 959~966, 1977.
 - 5) 太田省三郎・工藤松一：すみ肉溶接継手の止端の研削およびワイヤーピーニングによる疲れ強さ向上（第1報），溶接学会誌，第49巻，第2号，pp. 28~34，昭和55年2月。
 - 6) 鎌倉将英，ほか：SM 50 B リブ十字すみ肉溶接継手の疲れ特性におよぼす寸法効果，溶接学会誌，第48巻，第12号，pp. 46~50，1979年12月。
 - 7) 二瓶正俊，ほか：被覆アーク溶接継手の疲れ強さに及ぼす溶接止端形状および溶接条件についての統計的解析，日本造船学会論文集，第146号，pp. 413~426，1979年11月。
 - 8) 日本鋼構造協会疲労小委員会：溶接継手の止端研削による疲れ強さ向上法，JSSC, Vol. 12, No. 126, pp. 1~22, 1976年。
 - 9) 山田健太郎・牧野時則・菊池洋一：横リブ十字すみ肉溶接止端部に発生する疲労亀裂の解析，土木学会論文報告集，第292号，pp. 1~11，1979年2月。
 - 10) 西田正孝：応力集中，森北出版，p. 50，1967年。
 - 11) 河合末男，ほか：高張力鋼溶接継手の疲労強度に及ぼすビード止端処理の効果，溶接学会誌，第48巻，第9号，pp. 44~51，1979年9月。
 - 12) 河合末男・鯉淵興二：高い平均応力下の溶接継手の平面曲げ疲れ強さに及ぼすグラインダ仕上及びピーニングの効果，溶接学会誌，第44巻，第7号，1975年7月。
 - 13) 池田一夫，ほか：高張力鋼すみ肉溶接継手の疲れ強さの改善，溶接学会誌，第44巻，第2号，1975年2月。
 - 14) 田島二郎，ほか：溶接構造と疲労，土木学会誌，Vol. 66-4, pp. 1~10，昭和56年4月。
 - 15) 山田健太郎・牧野時則，ほか：疲労亀裂の進展挙動に注目したガセット継手の疲労強度解析，土木学会論文報告集，第303号，pp. 31~41，1980年11月。
 - 16) 竹名興英・岸本良孝・伊藤文夫：リブ十字継手の疲労許容応力，本四技報，No. 16, pp. 2~4，1981年4月。

(1981.7.13・受付)