裏当金付突き合せ模擬溶接継手の片振り引張り疲労強度*

西谷 弘信**, 田中 洋征***, 別所 諄之****

Zero-to-Tension Axial Fatigue Strength on Simulated Butt Welded Joint with Backing Strip*

by Hironobu Nisitani**, Hiroyuki Tanaka*** and Nobuyuki Bessho****

Zero-to-tension axial fatigue tests were made on two types of 0.18C steel specimens. One is a circumferentially notched specimen and the other is a simulated butt welded specimen with a backing strip machined from the base metal.

First, axial fatigue tests were carried out on the notched specimens, in order to obtain the root radius, ρ_0 , of a notch at the branch point (the critical point where a non-propagating crack appears) and the relation between the critical maximum stress for crack initiation and the stress gradient.

By using the results, a method for predicting the fatigue limits of butt welded joints was presented. The fatigue limits of the simulated butt welded specimens were in good agreement with the calculated values based on the proposed method.

1. 緒 言

前報¹⁾において、裏当金溶接継手の両振り曲げ疲労強度に及ぼす裏当金形状の影響に関する実験を行い

(1) 疲労強度は、裏当金厚さ、ルート間隔および母材と裏当金の接合部に存在するすきまの母材側切欠き半径(以下略してルート止端切欠き半径と呼ぶ)の影響をうけること。

(2) ルート止端切欠き半径が分岐点(き裂が停留するか否かの限界)における切欠き半径より小さい場合、疲労限度は応力集中係数に無関係に板厚や切欠き深さによって支配されること。

(3) 余盛りは、疲労き裂が母材と裏当金の接合部のすきまのルートより発生する限り、疲労限度に有効に作用すること。

などを明らかにした。

本研究は、次の三つを主な目的としている。

(1) 片振り引張りにおける切欠き材の疲労特性を知ること

き裂発生は主として応力振幅によって決り、き裂伝播は平均応力の影響を強くうけるので片振り引張り(応力

比 $R=0$) における分岐点の切欠き半径は両振りのときより小さくなると考えられる。それを求め両振り曲げ(応力比 $R=-1$) と比較する。

(2) 裏当金溶接継手の裏当金形状と余盛り形状を種々変えて応力集中と片振り疲労限度の関係を求めること。

(3) 裏当金溶接継手の片振り疲労度を、(1) の結果を用いてき裂の停留条件と応力勾配の関係から推定する方法を提案し^{2,3)}、(2) の実験結果と比較すること。

2. 供試材、疲労試験片および試験機

供試材は、板厚 16 mm の一般構造用延鋼材 (SS 41) である。Table 1 に供試材の化学成分および機械的性質を示す。

疲労試験片としては、切欠き材の基本的性質を求めるための試験片と、裏当金の形状と余盛り高さが変わった場合の溶接継手の疲労強度を求めるためのシミュレート試験片の二種類を用いた。

前者の形状、寸法を Fig. 1 (a) に示す。この試験片は、

Table 1 Chemical composition and mechanical properties of material used

Chemical composition(wt%)					Mechanical properties		
C	Si	Mn	P	S	Y.S. (kgf/mm ²)	T.S. (kgf/mm ²)	R.A. (%)
0.18	0.14	0.55	0.014	0.013	30	46	69

Y.S.: yield strength T.S.: tensile strength

R.A.: reduction of area

*原稿受付 昭和57年3月1日(昭和56年度秋季全国大会にて発表)

**九州大学工学部 Faculty of Engineering Kyushu University

***正 員 福岡県北九州工業試験場 Member, Kita Kyushu Laboratory Institute Fukuoka Prefecture

****正 員 (株)三井三池製作所 Mitui Miike Machinery Co., Ltd.

Fig. 1 Shape and dimensions of fatigue specimens.

直径と切欠き深さ一定のもとで、切欠き半径を種々変えて切欠き材の基本的性質を求めるために用いた試験片である。

後者の溶接部を代表させるシミュレート試験片は、溶接により発生する残留応力、不均一な形状およびその他の複雑な影響をさけるため、前回と同様にすべて母材から機械加工により作製したものである。この試験片には、裏当金シミュレート試験片と余盛りシミュレート試験片がある (Fig. 1 (b))。

裏当金シミュレート試験片は、裏当金の形状が変わった場合の応力集中と疲労限度の関係を求めるための試験片で、余盛りをつけず裏当金厚さ、ルート間隔およびルート止端切欠き半径を変えたものである。

母材と裏当金のあいだのすきまの加工は、ワイヤカット法による放電加工による。

試験片は残留応力を除去するため試験片製作後 650℃ 1 時間の焼鈍を行った。

試験機は島津製油圧サーボ疲労試験機 (EHF-U10形) を使用した。繰返し速度は 15 Hz~25 Hz で、用いた負荷形式は片振り引張り (応力比 $R=0$) である。

3. 実験結果と考察

3.1 切欠き材の性質

最初に切欠き材の基本的性質について述べる。

Table 2 に切欠き材の主要寸法と疲労強さ σ_{w1} (き裂発生しない最大応力、すなわちき裂発生に基づく疲労限度、以下これを疲労強さと呼ぶ) およびき裂強さ σ_{w2} (停留き裂が存在する範囲での破断しない最大応力、以下これをき裂強さと呼ぶ) の値を示す。この定義から破断・非破断を対象とした疲労限度は、停留き裂が存在しない範囲では疲労強さ σ_{w1} に、また停留き裂が存在する範囲ではき裂強さ σ_{w2} に等しい。

Table 2 Dimensions of notched specimens and fatigue limits.

d	t	p	σ_{w1}	σ_{w2}	α	$\alpha \sigma_{w1}$	X	β
(mm)	(mm)	(mm)	(kgf/mm ²)	(kgf/mm ²)		(kgf/mm ²)	(mm ⁻¹)	
8	0	∞	1.6	—	1.00	16.0	0	1.00
7.5	0.5	1.0	1.5	—	1.94	22.3	2.0	1.39
		0.3	9	—	2.88	26.9	6.7	1.78
		0.1	6.5	7.5	4.48	29.1	20.0	2.13
		0.05	5	7.5	6.10	30.5	40.0	2.13

d : diameter of specimen t : depth of notch

p : root radius of notch

σ_{w1} : fatigue strength (stress amplitude)

σ_{w2} : crack strength (stress amplitude)

α : stress concentration factor

X : stress gradient β : notch factor

Fig. 2 Relation between fatigue limits and reciprocal of root radius

Fig. 3 Relation between stress gradient and maximum stress amplitude at the root of notch with no crack developing

σ_{w1} , σ_{w2} は最少断面における公称応力で、いずれも応力振幅で表示してある。

Table 2 の応力集中係数 α の値は Peterson⁴⁾ の図表から求めた値である。

Fig. 2 に切欠き材の疲労限度と $1/p$ の関係を示す。図中○は、その応力で破断せず、き裂のないことを、●は、その応力で破断せず、かつき裂のあることを、●は、その応力で破断したことを意味する。

Fig. 3 にき裂発生限界における切欠き底の最大応力 $\alpha \sigma_{w1}$

と、切欠き底の応力勾配 $\chi = \left| \frac{1}{\sigma} \frac{d\sigma}{dx} \right|_{x=0}$ の近似値の関係を示す (応力勾配の近似値として Siebel の式⁶⁾, $\chi = 2/\rho$ を用いた)。

以上の事実と既報¹⁻³⁾ の結果からいえることは次の通りである。

(1) 両振り曲げと同様片振り引張りにおいても切欠き半径が分岐点における切欠き半径より大きい場合は、破断限界応力 (疲労強さ σ_{w1}) は応力集中係数に支配されるが、切欠き半径が分岐点のそれより小さくなると、切欠き深さ一定のもとでは、破断限界応力 (き裂強さ σ_{w2}) は応力集中係数に無関係にほぼ一定となる。

本研究は板厚や切欠き深さを一定にした実験であるが前報¹⁾ で述べたように著者の一人の研究^{2,3)} から分岐点における切欠き半径は引張りや曲げの場合板厚や切欠き深さに無関係に一定の値 ρ_0 となる。この ρ_0 は材料と応力比 R より決る定数であり、本実験の片振り引張りでは、Fig. 2 の疲労強さ σ_{w1} とき裂強さ σ_{w2} の交点から $\rho_0 \approx 0.15$ mm を得る。

(2) SS 41 鋼板の両振り曲げでは分岐点における切欠き半径 ρ_0 は 0.5 mm であったので、片振り引張りでは分岐点における切欠き半径が非常に小さくなることがわかる。このように平均応力が正であれば、切欠き半径が小さいところでしかき裂は停留しないので、切欠き材の疲労限度は切欠きが鋭く応力集中係数が大きいところまでその影響をうけることになる。

(3) き裂発生限界における切欠き底の最大応力 $\alpha \sigma_{w1}$ は板厚や切欠き深さに無関係に応力勾配 χ のみによってほぼ決ることが著者の一人の研究^{2,3)} から明らかにされている。

(4) 上記 (1), (2), (3), の事実から裏当金溶接継手の疲労限度 σ_w を求めることができる。すなわち、切欠き半径が分岐点のそれより大きい場合 ($\rho > \rho_0$ の場合), 疲労限度は σ_{w1} に等しいから、 σ_w は次の関係より求まる。

$\rho > \rho_0$ の時

$$\sigma_w = \sigma_{w1} = \frac{\sigma_{\max}}{\alpha} \quad \dots\dots(1)$$

$\sigma_{\max}$ は、切欠き半径 ρ のときのき裂発生限界における切欠き底の弾性計算による最大応力 (真応力) である。

切欠き半径が分岐点のそれより小さい場合 ($\rho \leq \rho_0$ の場合), き裂強さ σ_{w2} は $\rho = \rho_0$ のときの σ_{w1} に等しいから、 σ_w は、その溶接継手と他の寸法は同じで切欠き半径 ρ のみが ρ_0 に等しい継手の弾性応力集中係数を $\alpha|\rho=\rho_0$ とするとき、次の関係より求まる。

$\rho < \rho_0$ の時

$$\sigma_w = \sigma_{w2} = \frac{\sigma_0}{\alpha|\rho=\rho_0} \quad \dots\dots(2)$$

σ_0 は $\rho = \rho_0$ のときのき裂発生限界における切欠き底の弾性計算による最大応力 (真応力) である。

3.2 応力集中係数と切欠き係数の関係

Fig. 4 は Table 2 に示す切欠き材の片振り引張りと前報¹⁾ で示した切欠き材の両振り曲げにおける応力集中係数 α と切欠き係数 β の関係を示す。

Fig. 4 において両振り曲げでは α が 2.6 をこえると β はほぼ一定となるが、片振り引張りでは、 α が 3.7 付近まで β が増加している。このように片振り引張りが両振り曲げに比較して応力集中係数に支配されやすいのは、分岐点における切欠き半径が小さいためである。

3.3 シミュレート試験片の疲労限度

Table 3 にシミュレート試験片の主要寸法と実験結果を示す。Table 3 の応力集中係数の値は有限要素法によって求めたものである。応力解析は平面ひずみ条件下

Fig. 4 Relation between notch factor and stress concentration factor

Table 3 Dimensions of simulated butt welded specimens and experimental results

	t	ρ	r	h	α	σ _w
Backing strip simulate specimen	6	0.05	6	0	4.09 ⁽¹⁾	9.5
		0.20			2.57 ⁽²⁾	11.5
		0.50			1.97 ⁽³⁾	12.0
	6	0.20	4	0	2.43 ⁽⁴⁾	12.0
			6		2.57	11.5
			8		2.61 ⁽⁵⁾	10.0
			2		2.54	11.5
			4		2.55	11.5
Reinforced simulate specimen	6	0.20	6	2	3.32 ⁽⁶⁾	9.5
				3	3.52 ⁽⁷⁾	9.5

t : thickness of backing strip (mm)

ρ : notch radius at the toe of root (mm)

r : root opening (mm)

h : height of reinforcement (mm)

α : stress concentration factor

σ_w : fatigue limit (stress amplitude, kgf/mm²)

Fig. 5 S-N curves for backing strip simulate specimens

の弾性計算で、端部の影響がないものとして中央断面形状について行った。要素分割は前回同様にした。この応力集中係数の値は、母材と裏当金の接合部に存在するすきまのルートにおいてそれが最大となる位置での弾性計算に基づく値である。応力が最大となる位置は、実験によるき裂発生位置とよく一致している。

Fig. 5 に裏当金シミュレート試験片の S-N 曲線を示す。

Fig. 6 に余盛りシミュレート試験片の S-N 曲線を示す。

Table 3, Fig. 5, Fig. 6 よりわかることは次の通りである。

(1) 裏当金厚さが薄くなるとそれに伴って疲労限度は大きくなる傾向にある。

Fig. 6 S-N curves for reinforced simulate specimens

(2) ルート間隔がせまくなると、応力集中係数は2.61から2.43と減少し、それに伴って疲労限度は20 kgf/mm²から24 kgf/mm²と大きくなる。

(3) ルート止端切欠き半径が小さくなると応力集中係数は1.97から4.09と2倍以上になるが疲労限度は、24 kgf/mm²から19 kgf/mm²とそれほど大幅には低下しない。これは、ルート止端切欠き半径が分岐点における切欠き半径より小さい場合、疲労限度が応力集中係数に支配されないためである。

なお、シミュレート試験片でも $\rho < \rho_0$ のとき停滞き裂が存在することは確認してある (Fig. 7),

Fig. 7 Non-propagating crack in zero-to-tension axial fatigue after 10⁷ cycles of stress ($\sigma_W = 9.5$ kgf/mm²) (a), (b) Magnified non-propagating crack

(4) 応力集中係数は、余盛りのない場合 2.57 であるのに対し、余盛り高さ 2 mm で 3.32、余盛り高さ 3 mm で 3.59 であり、余盛りによってかえって増加する傾向にある。それに伴って疲労限度は 23 kgf/mm^2 から余盛り高さ 2 mm および 3 mm とともに 19 kgf/mm^2 と減少している。余盛りは、疲労き裂が母材と裏当金の接合部のすきまのルートから発生する限り曲げ疲労では有効に作用するが、片振り引張りでは、それは疲労限度を低下させる。これは曲げの場合、余盛りによる断面積の増加が剛性を増しルート部の応力集中係数を減少させ、それに伴って疲労限度が上昇するのに対し、引張りでは、余盛りによる断面積の増加が曲げ応力を発生させるため（この曲げ応力は偏心荷重が加わることになるために生じるものである）、ルート部の応力集中係数はかえって増加することが多く、それに伴って疲労限度が低下するものと考えられる。

3.4 裏当金溶接継手の疲労限度の推定

Fig. 8 に応力集中係数 α と $\sqrt{1/\rho}$ の関係を示す。

図中の番号は、Table 3 の応力集中係数 α の欄の () 内の番号と対応するものである。

この α は、裏当金厚さおよびルート間隔をパラメータにし、ルート止端切欠き半径 ρ を変えた時の値（有限要素法により求めた値）である。

これから応力集中係数は $\sqrt{1/\rho}$ に比例することがわかる。

3-1 の (3) で述べたように裏当金溶接継手の疲労限度 σ_w は ρ_0 の値およびき裂発生限界における切欠き底の最大応力と応力勾配の関係から評価することができる。すなわち、ルート止端切欠き半径が分岐点のそれより大きい場合は式 (1) により、切欠き半径が分岐点のそれより小さい場合は式 (2) により求まる。SS 41 鋼板の片振

Fig. 8 Relation between stress concentration factor and square root of reciprocal of root radius

Fig. 9 Comparison of experimental and calculated fatigue limits

り引張りにおける分岐点の切欠き半径 ρ_0 は、実験により $\rho_0 = 0.15 \text{ mm}$ である。 $\rho_0 = 0.15 \text{ mm}$ のときのき裂発生限界における切欠き底の最大応力 σ_0 は、Fig. 3 の $\alpha\sigma_{w1}$ と α の関係から $\sigma_0 = 28 \text{ kgf/mm}^2$ を得る。この値を Fig. 8 により求めた分岐点における応力集中係数で割ることによりルート止端切欠き半径が分岐点のそれより小さい場合の疲労限度が求まる。

Fig. 9 に実験で求めた疲労限度 σ_{wexp} と式 (1) または式 (2) で計算した疲労限度 σ_{wcal} の比 $\sigma_{wcal}/\sigma_{wexp}$ と α との関係を示す。これから裏当金溶接継手の疲労限度は ρ_0 の値およびき裂発生限度界における切欠き底の最大応力と応力勾配の関係から評価できることがわかる。

結 論

裏当金溶接継手を代表させるものとして、裏当金シミュレート試験片と余盛りシミュレート試験片を用い、片振り引張りにおいて裏当金形状と余盛り高さが変わった場合の応力集中と疲労限度の関係を求め、それに切欠き材の考え方を適用した結果、つぎの結論が得られた。

(1) 片振り引張りの場合、分岐点における切欠き半径 ρ_0 は、 0.15 mm と小さいため疲労限度は両振り曲げに比較して応力集中の影響をうけやすい。このことは、両振りで求めた切欠き係数を片振りに適用すれば危険側になることを意味する。

(2) 裏当金溶接継手では、片振り引張りの場合も両振り曲げと同様に、裏当金厚さおよびルート間隔が減少すれば応力集中係数が減少し、それに伴って疲労限度は上昇する。

(3) 板厚が薄い裏当金溶接継手において、片振り引張りの場合余盛りは疲労限度を低下させる。

(4) 裏当金溶接継手の疲労限度は、分岐点の切欠き半径 ρ_0 の値およびき裂発生限度界における切欠き底の最大応力と応力勾配の関係より評価できる。とくにルート止端切欠き半径が分岐点のそれより小さい場合は、切欠き半径が変化しても疲労限度は応力集中係数に無関係には

ば同じ値となる。

参 考 文 献

おわりに、有限要素法による応力解析をお願いした㈱三井三池製作所の中島憲次氏および試験片を製作していただいた北九州工業試験場の高橋道春、斎藤宏昭両氏に対し、厚く謝意を表します。

- 1) 西谷, 田中, 三沢, 別所, 本誌50-4 (1981), 362
- 2) 西谷: 機械学会論文集, 34-259 (昭和43-3), 371
- 3) 西谷: 材料学会論文集, 26-282 (昭和52-3), 296
- 4) Peterson, R.E.: Stress Concentration Design Factor, (1953), John Wiley
- 5) Siebel, E., und, Stieler, M.: 2, VDI, 97 (1955), 121

308 型溶接金属の高温特性に及ぼすNの影響*

財前 孝**, 青木司郎**, 鈴木克巳**, 樺沢 弥***

Effect of N on the Mechanical Properties of the 308 Type Stainless Steel Weld Metals at Elevated Temperatures*

by Takashi Zaizen**, Shiro Aoki**, Katsumi Suzuki** and Wataru Kabasawa***

The creep and tensile properties of 308 type stainless steel weld metals were studied and following results are obtained.

- (1) The amount of scatter in measured value of the creep rupture strength at 550°C, 300hr is about 10 kgf/mm², and that of tensile strength at elevated temperature up to 700°C is about 15 kgf/mm² for the standardized 308 type stainless steel weld metals.
- (2) As the quantity of N increases the creep rupture strength, the relation between creep rupture strength σ_C and N content C_N can be expressed as follows,

$$\sigma_C = A + B \log C_N$$
 where A is the constant varying with composition, welding method, coefficient B indicates the magnitude of the effect of N for the creep rupture strength. The same statement is true on the relation between tensile strength and N content.
- (3) The addition of about 0.1% of V strengthens the effect of N on creep rupture strength.
- (4) N decreases the creep rupture elongation. The addition of about 0.1% of V controls the effect of N on the creep rupture elongation.
- (5) The tensile rupture elongation decreases at temperature range between 20°C and 500°C, and the elongation increases at temperature above 550°C with increasing temperature. The addition of N above 0.078%, controls the decrease of creep rupture elongation at temperature range between 20°C and 500°C, and decrease the elongation above 600°C, for the 308 type stainless steel weld metals.
- (6) The quantity of Cr in δ ferrite is 3% more than that of austenite, and the quantity of Ni in the δ ferrite is 3% less than that of austenite for the 308 weld metal containing 0.01% N. In the case of the steel containing 0.253% N, the quantity of Cr in δ ferrite is 9% more than that of austenite, and the quantity of Ni in the δ ferrite is 2% less than that of the austenite. The amount of precipitate formed in δ ferrite of the latter steel is less than that in the former δ ferrite.

1. 緒 言

308 系溶接金属は最も広く使用されているオーテナイトステンレス鋼 SUS 304 の溶接部として使用されている。

筆者らは 308 系溶接金属について多数の高温引張試験

*原稿受付 昭和57年4月9日 (昭和55年度春季全国大会にて発表)

**正 員 新日本製鉄(株)製品技術研究所 Member, Product Research & Development Laboratories Nippon Steel Co.

*** 新日本製鉄(株)製品技術研究所 Product Research & Development Laboratories Nippon Steel Co.