

(昭和52年11月 日本造船学会秋季講演会において講演)

高張力鋼・軟鋼縦突合せ溶接継手の 低サイクル疲労挙動について

正員 永井 欣一* 正員 岩田 光正*
正員 栗原 謙一郎**
正員 八木 順吉*** 正員 富田 康光***

On the Low Cycle Fatigue Behavior in the Longitudinally Butt Welded
Joints between High Strength Steel and Mild Steel

by Kinichi Nagai, *Member* Mitsumasa Iwata, *Member*
Kenhichiro Kurihara, *Member*
Junkichi Yagi, *Member* Yasumitsu Tomita, *Member*

Summary

Under fully reversed and pulsating load, the low cycle fatigue tests of notched composite weldment plates were carried out and the plates were composed of high strength steel HT60 and mild steel SM41, and symmetrically arranged about the axis parallel to the direction of axial load.

Strain behavior near a notch root was analyzed by Moire method at the successive stages of cyclic loading and static strain distribution near a notch root was calculated by FEM.

These strains and their distribution were used to the formulae for the estimation of crack initiation life proposed by the authors.

From these test results and analysis, it was found that the fatigue crack initiation life of the notched composite weldment specimen was equal to the notched single material one when the strain behavior near the notch root was equal, but crack propagation life of the composite specimen was generally different from that of the single material one and was dependent on the arrangement of materials.

1 緒 言

近年、鋼構造物の大型化に伴って、構造の合理化あるいは軽量化などの目的で高張力鋼を使用する機会が増加しているが、高張力鋼を構造物全体に用いるよりはむしろ軟鋼と併用することが多い。たとえば、大型船の船側外板に軟鋼、上甲板または二重底構造の一部に高張力鋼、あるいは橋梁のウェブに軟鋼、フランジに高張力鋼を使用する場合がある。

このような異種鋼材の混用構造物の設計に際しては、素材のそれぞれの特性を活かした材料配置をする必要があり、この場合には各種の荷重に対する混用構造物の力学的応答すなわち材料強度の面からの構造物の挙動を検討する必要がある。

これらの荷重のうち、静的荷重に対するものとしては、軟鋼および高張力鋼 HT 60 を突合せ溶接した対称型の縦突合せ溶接継手の平滑および切欠き試験片を用いて静的引張試験ならびに有限要素法による解析を行ない、応力-歪の弾塑性挙動および破壊状況を検討した^{1),2),3)}。その結果、素材と混用継手の応力-歪挙動が著しく異なること、平滑試験片では破断は常に高張力鋼側から生じることなどを明らかにした。

しかし、その他の繰返し荷重あるいは衝撃荷重などに対する応答を検討した例はほとんどないようである。

本研究は、上述した静的な軸荷重に対して顕著であった素材と混用継手の応力-歪挙動の差異が、繰返し荷重に対する強度とくに低サイクル疲労強度にいかなる影響をおよぼすかを検討するために行なったものである。すなわち、中央に高張力鋼をその両側に軟鋼、また中央に軟鋼をその両側に高張力鋼を突合せ溶接して、荷重軸に対して対称に配した縦突合せ溶接継手平板に弾性応力集

* 広島大学工学部

** 広島大学大学院工学研究科

*** 大阪大学工学部

中係数が3の切欠きをそれぞれ両側の鋼材につけた側面切欠き平板試験片を用いて、荷重制御の軸力両振りおよび片振りの低サイクル疲労試験を実施した。そして切欠き底近傍の歪挙動を繰返し荷重中計測して、素材と混用継手の低サイクル疲労挙動を比較検討し混用継手の低サイクル疲労強度特性を明らかにした。

2 実 験

2.1 試 験 片

実験に使用した鋼材は公称板厚 13mm の軟鋼 (SM 41) および 60 kg/mm² 級調質高張力鋼 (HT 60) でミルシートから引用した化学成分を Table 1 に、後述の丸棒引張試験片による機械的性質を Table 2 に示す。

両振りおよび片振り疲労試験に用いた試験片の形状、寸法をそれぞれ Fig.1 および Fig.2 に示す。これらの疲労試験片は、中央に高張力鋼その両側に軟鋼を配した SHS 試験片と、中央に軟鋼その両側に高張力鋼を配した HSH 試験片の2種類の縦突合せの対称型混用継手で、その長さ方向は溶接線と平行である。さらに、Fig. 2 と同じ形状寸法の素材試験片も作製した。溶接試験片は切欠き断面 (最小断面部) において、溶接金属を含めた高張力鋼と軟鋼の幅が等しくなるように配置した。

溶接は高張力鋼用の心線を用い、両振り用試験片には電子ビーム溶接を、片振り用試験片にはサブマージ・アーク溶接を用いた。丸棒試験片による溶接金属の機械的性質を Table 2 に示す。

溶接材は残留応力および変形を除去するため 625°C で 4 時間応力除去焼鈍を行なった後、表裏から機械加工で板厚を 5mm および 7mm とし、弾性応力集中係数 3 の切欠きを試験片の両側に設けて疲労試験片とした。また、応力除去焼鈍した混用継手から直径 6mm、標点距

Table 1 Chemical Composition (%)

Material	C	Si	Mn	P	S
SM 41	0.16	0.04	0.99	0.008	0.022
HT 60	0.14	0.28	1.31	0.014	0.003

Table 2 Mechanical Properties

Specimen		Yield Point (Kg/mm ²)	Tensile Strength (Kg/mm ²)	Elongation* (%)	Fracture Ductility
Round bar Specimen	SM 41	26.3	42.1	35.8	1.2
	HT 60	46.8	57.7	24.5	1.3
	HWM	45.4	56.9	23.7	1.3
Notched Specimen	SM 41	27.0	45.2	/	1.1
	HT 60	52.8	64.2		1.1
	SHS	36.5	53.5		1.1
	HSH	36.9	52.6		1.1

* Gauge Length; 50 mm

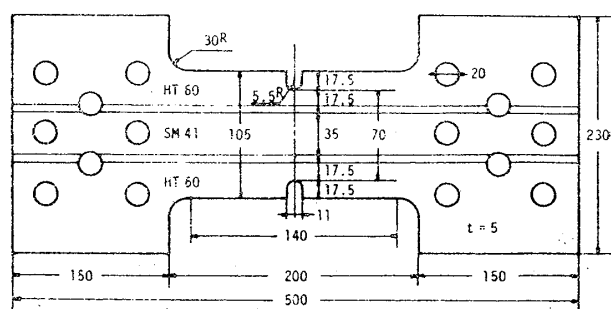
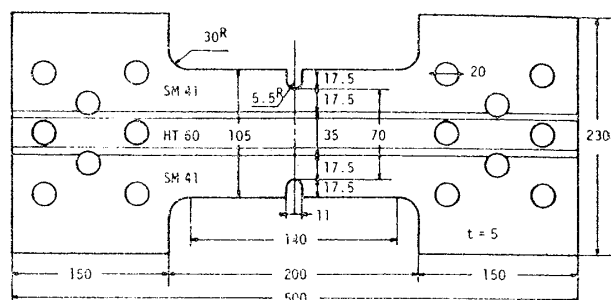


Fig.1 Shape and Dimensions of Specimen

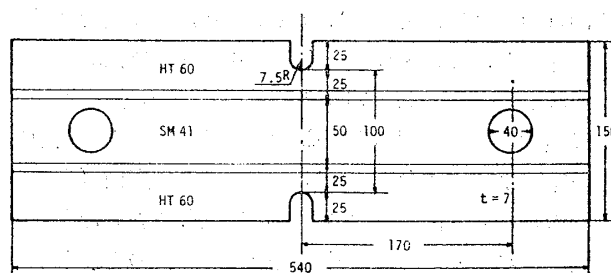
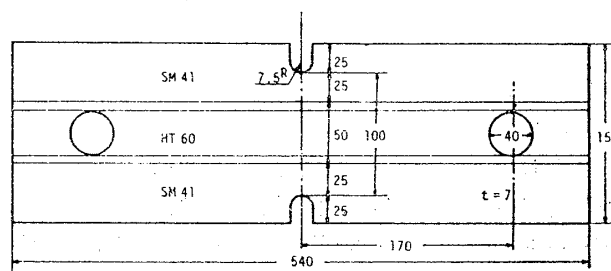


Fig.2 Shape and Dimensions of Specimen

離 50mm の丸棒試験片を素材および溶接金属部から切出し引張試験片とした。いずれの場合にも試験片作製後の熱処理は行っていない。

2.2 実験方法

疲労試験は疲労亀裂発生寿命 N_c が 2×10^3 回以下、破断寿命 N_f が 5×10^3 回以下の荷重制御軸力低サイクル試験で、すべて切欠きから離れた部分の試験片幅方向の変位が一様になるように負荷した。

使用した試験機は、両振り疲労試験には油圧式低速度繰返し荷重試験機で毎分の繰返し数は約 10 回、荷重波形は三角波形である。第 1 サイクルはすべて引張側から

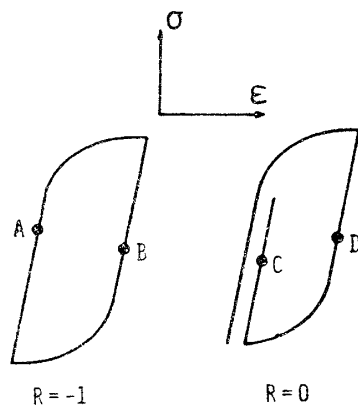


Fig.3 Strain Measuring Point during Cyclic Test

始め圧縮サイクルの際の座屈防止には座屈防止用治具を用いた。

片振り疲労試験にはアムスラ型油圧式万能試験機で毎分の繰返し数は約2回、荷重波形は三角波形で、試験中の最小荷重はすべて1トン（約1.3kg/mm²）とした。丸棒試験片の静的引張試験には島津式オートグラフを用いた。

2.3 歪計測法

2.3.1 疲労試験中の切欠き底近傍の歪挙動

繰返し荷重中の切欠き底近傍の歪計測は主としてモアレ法を用いた。すなわち、両振り試験は板表面にグリッドシート MS 200 D (500 line/inch) を貼布し、また片振り試験では板表面に 250 line/inch の格子を食刻し、適当な繰返し数においてそれぞれ Fig.3 に示すような A, B (両振り) および C, D (片振り) の2点で格子を写真撮影し、ミス・マッチ法により歪を求めた。

2.3.2 有限要素法による切欠き底近傍の歪解析

後述する疲労亀裂発生寿命推定に必要な塑性歪集中係数 K_ϵ および切欠き底における荷重と直角方向（板幅方向）の歪 ϵ_x と荷重方向の歪 ϵ_y との比 ϵ_x/ϵ_y などを有限要素法により求めた。計算法の概略は次のとおりである。

計算法は平面応力状態を仮定し、ミーゼスの降伏条件を用いて歪増分理論によって行なった。相当応力-相当歪の関係は、素材の丸棒試験片の静的引張試験から得られた実測値を満足するように塑性域ではおどりを直線硬化、それ以後の加工硬化域の前半を指数硬化、後半は直線硬化の近似式でそれぞれ与えた。荷重条件は疲労試験と同様に切欠き底から離れた部分の試験片幅方向の変位が一樣になるように与えた。

ここで対象としたような変形の大きい領域における歪解析には変形を考慮した解析を行なう必要があるが、本計算では星埜⁴⁾が示した方法を用いた。すなわち、一般にある要素について i ステップの節点変位の増分 $\Delta\delta$ と

節点力の増分 ΔF は応力-歪関係から荷重倍率 m_i により補正される必要がある。しかし、 i ステップでは m_i は未知であるため $(i-1)$ ステップの荷重倍率 m_{i-1} を用いて計算した。この場合には m_i/m_{i-1} が1に近ければほぼ正しく補正されたことになり、本計算では約100ステップ以後はほぼ1となった。そのため、100ステップ以後においてのみ上述の方法で補正を行ない、100ステップ以前は変形が小さいため補正は行なわなかった。

3 実験結果および考察

本研究での歪はすべて対数歪を用いる。モアレ法による歪計測の際のゲージ長は切欠き底近傍において約1mmとした。

3.1 静試験

本研究に使用した軟鋼 (SM 41), 高張力鋼 (HT 60) および高張力鋼溶接金属 (HWM) の機械的性質ならびに応力-歪曲線を求めるため、丸棒試験片を用いて静的引張試験を行なった。それらの機械的性質を Table 2 に示す。また、高張力鋼 HT 60 と溶接金属の応力-歪曲線はほぼ一致した。

次に、Fig.2 に示す素材と混用継手の切欠き試験片を

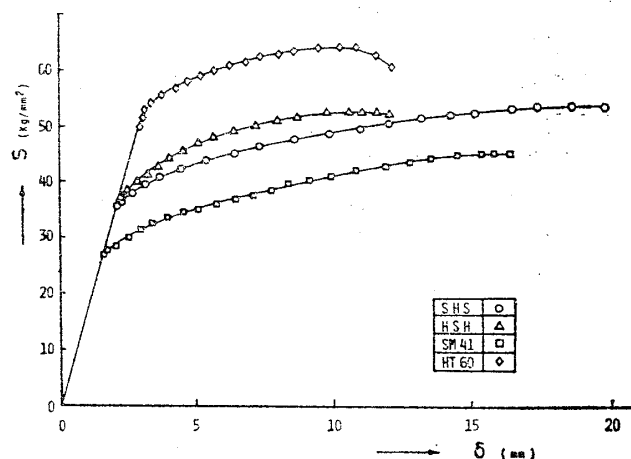


Fig.4 Nominal Stress S-Elongation δ Curves

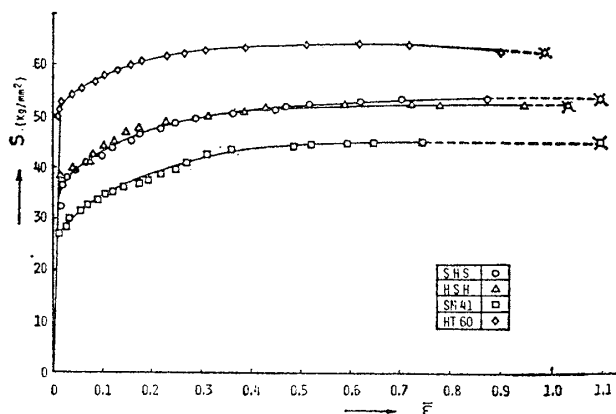


Fig.5 Nominal Stress S-Equivalent ϵ Curves

用いて静的引張試験を行ない、それらの機械的性質を Table 2 に、公称応力 S と伸び δ (差動変圧器で測定したチャック間 340mm の伸び) の関係を Fig. 4 に、公称応力 S と切欠き底のミーゼス型の相当歪 $\bar{\epsilon}$ との関係を Fig. 5 に示した。

その結果、混用継手の SHS および HSH 試験片の降伏点と引張強さはほぼ等しく、それらは各素材のそれぞれの平均値よりやや小さい値となっている。これらは混用継手試験片で軟鋼部分と高張力鋼部分の断面積を等しくしたことによると考えられる。Fig. 4 によると HSH と HT 60 素材試験片との伸びはほぼ等しいが、SHS 試験片の伸びと比べると明らかに小さく、高張力鋼側に切欠きを設けた場合は軟鋼側に設けた場合に比べて変形拘束が大きいことを示している。しかし、切欠き底近傍の

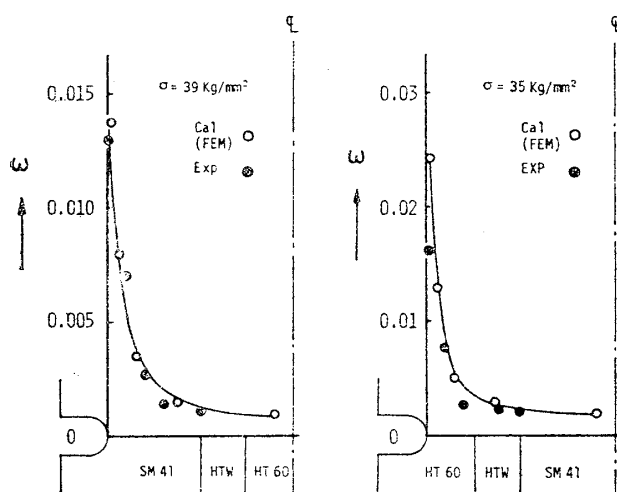


Fig. 6 Strain Distribution by FEM Compared with Experimental Results

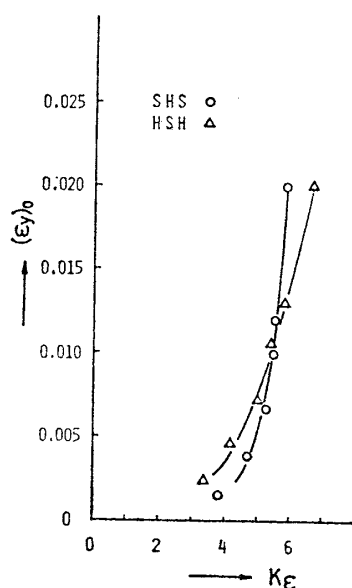


Fig. 7 Relation Between Strain at a Tip of Notch $(\epsilon_y)_0$ and Plastic Strain Concentration Factor K_ϵ

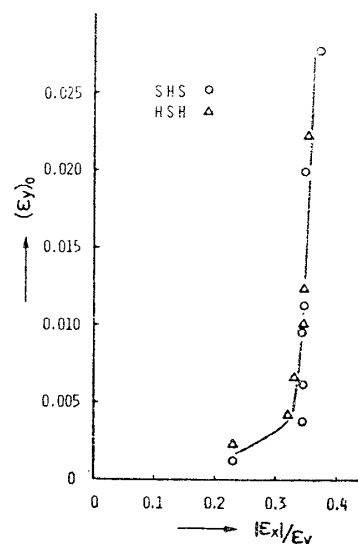


Fig. 8 Relation Between Strain at a Tip of Notch $(\epsilon_y)_0$ and Strain Ratio $|\epsilon_x|/\epsilon_y$

局所的な歪挙動は Fig. 5 に示したようにはほぼ同じで、破断延性 ϵ_f もすべて約 1.1 程度で素材丸棒試験片の値と近似的には等しい。

混用継手試験片 (SHS, HSH) の切欠き底近傍の歪分布を有限要素法による計算結果と静的引張試験で計測された結果との比較の一例を Fig. 6 に示す。図から計算値と計測値はよく一致していることが判る。したがって、本計算法は妥当であるといえる。

有限要素法で求めた切欠き底の歪 $(\epsilon_y)_0$ と塑性歪集中係数 K_ϵ および切欠き底での歪比 $|\epsilon_x|/\epsilon_y$ との関係の一例をそれぞれ Fig. 7 および Fig. 8 に示す。Fig. 7 および Fig. 8 の結果は著者らが他の軟鋼ならびに高張力鋼 HT 60 について実験的に求めた結果⁹⁾とだいたい一致しており、異種鋼材の配分法にも依存するであろうが、切欠き底近傍の歪分布形状、歪比あるいは塑性歪集中係数などは切欠き底の歪 $(\epsilon_y)_0$ が 0.05 以下では、素材と混用継手でほぼ同じと考えてもよいものと思われる。

3.2 疲労試験

疲労試験結果をまとめて Table 3 に示す。

3.2.1 不均一歪状態での低サイクル疲労亀裂発生寿命

材料の破壊は破壊発生点の力学的状態、材料学的特性値および履歴などに支配される。材料の破壊を力学的に考察するには、破壊発生点のみでなくその付近のある小領域における被害の蓄積によって破壊 (亀裂) が発生するものと考えられるが、この領域を理論的に求めることは困難である。そこで現状では破壊発生点での力学的状態を便宜的に用いている (実際は歪の計測に有限の標点距離を用いるため、破壊発生点を含むある領域での平均値を用いることになる)。

著者らはすでに提案した累積被害則⁹⁾を用い、疲労亀

Table 3 Fatigue Test Results

Specimen	R	K_t	σ_{max} (Kg/mm ²)	$\Delta\sigma$ (Kg/mm ²)	$\Delta\epsilon_m$	$\Delta\epsilon_p$	N_c (Exp)	N_c (Cal)	N_f (Exp)	$ \epsilon_x /\epsilon_y$	K_ϵ	a_n (Cal)	Total Crack Length (mm)	σ_F (Kg/mm ²)
SHS	-1	3	27.5	55.0	/	0.0096	1305	1270	3795	0.34	5.40	1.52	38.0	57.7
			29.2	58.4		0.0108	1080	1060	2637	0.34	5.40	1.52	40.5	57.7
			32.0	64.0		0.0133	775	782	1663	0.34	5.50	1.52	32.7	56.8
			33.5	67.0		0.0138	690	740	1340	0.34	5.50	1.52	32.7	56.8
			39.0	78.0		0.0181	325	495	482	0.34	5.70	1.53	23.5	53.8
HSH	-1	3	30.0	60.0	/	0.0071	1750	1315	3211	0.34	4.60	1.43	22.9	46.1
			32.3	64.6		0.0099	995	871	1682	0.34	5.20	1.45	22.0	46.3
			35.5	71.0		0.0135	598	588	913	0.34	5.80	1.46	19.4	47.0
			41.5	83.0		0.0271	140	254	202	0.35	6.70	1.51	9.5	48.7
SHS	0	3	47.4	46.0	0.00034	0.0233	600	505	1100	0.40	6.8	1.72	/	/
			48.2	46.8	0.00112	0.0257	400	296	467	0.40	6.5	1.71		
			48.8	47.4	0.00148	0.0254	276	260	276	0.40	6.4	1.71		
			49.9	48.5	0.00300	0.0286	134	154	134	0.40	6.2	1.70		
			50.9	49.5	0.01050	0.0387	53	53	53	0.40	5.9	1.70		
HSH	0	3	47.4	46.0	0.00091	0.0194	400	410	706	0.40	6.8	1.66	/	/
			48.1	46.7	0.00145	0.0190	318	337	318	0.40	6.7	1.66		
			48.6	47.2	0.00256	0.0241	198	196	198	0.40	6.3	1.65		
			49.9	48.5	0.01248	0.0342	47	55	47	0.40	6.2	1.65		
			50.4	49.0	0.02000	0.0492	29	30	29	0.40	5.9	1.64		
SM41	0	3	39.0	37.6	0.00035	0.0179	530	662	1256	0.40	6.7	1.71	/	/
			40.1	38.7	0.00117	0.0201	330	358	484	0.40	6.4	1.71		
			40.6	39.2	0.00114	0.0251	290	271	357	0.40	6.2	1.70		
			42.9	41.5	0.00555	0.0277	106	100	106	0.40	5.8	1.69		
			44.0	42.6	0.01110	0.0370	49	48	49	0.40	5.8	1.69		
			44.3	42.9	0.01460	0.0403	34	37	34	0.40	5.8	1.69		
HT60	0	3	56.4	55.0	0.00038	0.0193	650	613	971	0.40	8.5	1.69	/	/
			58.1	56.7	0.00119	0.0187	329	409	329	0.40	8.2	1.68		
			59.1	57.7	0.00250	0.0270	204	202	204	0.40	7.9	1.68		
			60.2	58.8	0.00560	0.0291	94	114	94	0.40	7.3	1.67		
			63.2	61.8	0.02400	0.0744	12	20	12	0.40	5.8	1.64		

裂発生は材料学的特性値である局部変形能力すなわち材料の破断延性 ϵ_f および亀裂発生点（切欠き底などの歪集中部）近傍の力学的状態を表わす3つの因子・繰返し歪幅、歪分布形状、応力の多軸度に支配されるものと考え、これらの影響を考慮した低サイクル疲労亀裂発生寿命近似計算式を提案した^{5),7)}。すなわち

$$D_1 + \sum_{i=2}^{N-1} (\Delta\epsilon_m + \Delta\epsilon_p^{a_P, a_N}) + D_N = \epsilon_f \quad (1)$$

$$a_N = a_P \cdot g(K_t) \cdot h(\epsilon_x/\epsilon_y) = a_P \left\{ -\frac{1}{K_t^{0.12}} + 2 \right\} \times \left\{ 0.483 \exp \left(1 - \frac{\epsilon_x}{\epsilon_y} \right) - 1.01 \right\} \quad (2)$$

$$a_N = a_P \left\{ -\frac{1}{K_t^{0.12}} + 2 \right\} \{ 0.483 \exp(1.458 - 0.032 K_t) - 1.01 \} \quad (3)$$

ここで、 D_1 ：第1サイクルでの被害、 D_N ：第 N （最終サイクル）での被害、 $\Delta\epsilon_m$ ：亀裂発生点でのサイクリック・クリープ速度、 $\Delta\epsilon_p$ ：亀裂発生点での繰返し塑性歪幅、 ϵ_f ：材料の破断延性、 K_t ：弾性応力集中係数、 K_ϵ ：塑性歪集中係数で亀裂発生点近傍の歪分布形状を表わすパラメータ、 ϵ_x/ϵ_y ：亀裂発生点近傍の歪比で応力

の多軸度を表わすパラメータ、 ϵ_y は荷重方向の歪、 ϵ_x は荷重と直角方向の歪、 a_P ：平滑試験片での指数、 a_N ：切欠き試験片での指数

(1)式は切欠き底（亀裂発生点）に $\Delta\epsilon_m$ および $\Delta\epsilon_p$ の歪が繰返されたとき、各サイクルでの被害がそれぞれ $\Delta\epsilon_m$ および $\Delta\epsilon_p^{a_P}$ で表わされ、その累積値が ϵ_f に達したとき亀裂が発生するとして導かれたものである。指数 a_P および a_N は $\Delta\epsilon_p$ による被害量を表わすパラメータで、平滑試験片（均一歪状態）と切欠き試験片（不均一歪状態）において同一の $\Delta\epsilon_p$ が加えられたとき、歪分布形状と応力の多軸度の影響による1サイクルあたりの被害の相違を考慮したのが(2)式および(3)式である。

したがって、亀裂発生点（切欠き底）のサイクリック・クリープ速度 $\Delta\epsilon_m$ 、繰返し塑性歪幅 $\Delta\epsilon_p$ ならびに弾性応力集中係数 K_t あるいは塑性歪集中係数 K_ϵ 、切欠き底での歪比 ϵ_x/ϵ_y がわかれば、(1)、(3)の各式または(1)、(2)の各式を用いて低サイクル疲労亀裂発生寿命を求めることができる。

公称応力が与えられたときの繰返し中の切欠き底の歪

は、有限要素法による計算値あるいは Neuber, Stowell の近似式から得られる値を用いれば、結局、公称応力が与えられたときにも低サイクル疲労亀裂発生寿命を知ることができる。

なお、平滑試験片（均一歪状態）に対する指数 a_P は定歪試験結果を用いて(1)式から得られる値であるが、切欠き試験片（不均一歪状態）と同一材料に対応する指数 a_P の値が不明の場合には、他の同一鋼種での(1)式を用いて得られた指数 a_P を使用しても近似的には十分と考えることができる。

また、 K_t , ϵ_x/ϵ_y の値は繰返し試験での値を用いるべきであるが、すでに実験で切欠き底の歪 $(\epsilon_y)_0$ の値が同じであれば静的負荷の場合と繰返し負荷の場合とで、切欠き底近傍の歪分布、歪比あるいは塑性歪集中係数はほぼ等しいことが確かめられているので⁷⁾、静試験での実測値または有限要素法による計算値を用いることができる。

3.2.2 両振り疲労試験

(1) 疲労亀裂発生状況

疲労亀裂発生の定義はその定量的な面からは明確にされていない。本研究では板表面に亀裂が現われたときを亀裂発生とした。すなわち、亀裂発生は 10 倍のルーペを用いて観察し、板表面での亀裂長さが約 0.2mm のときを亀裂発生寿命と定義した。実験での亀裂発生の様子は、初め板厚中央付近に発生し徐々に板表面に成長し板厚方向へ貫通後、板幅方向へ進展するという様式であった。

(2) 疲労亀裂発生寿命

繰返し中の切欠き底での永久歪 ϵ_m および塑性歪幅 $\Delta\epsilon_P$ をおのおのの試験片について計測した。永久歪 ϵ_m は繰返し中はほぼ一定で増加せず、また塑性歪幅 $\Delta\epsilon_P$ は繰返し中のきわめて初期を除けば亀裂発生まで一定であった。したがって、両振り定荷重試験では切欠き底での歪挙動はサイクリック・クリープ速度 $\Delta\epsilon_m$ が零で、繰返し塑性歪幅 $\Delta\epsilon_P$ が一定の定歪サイクルと考えること

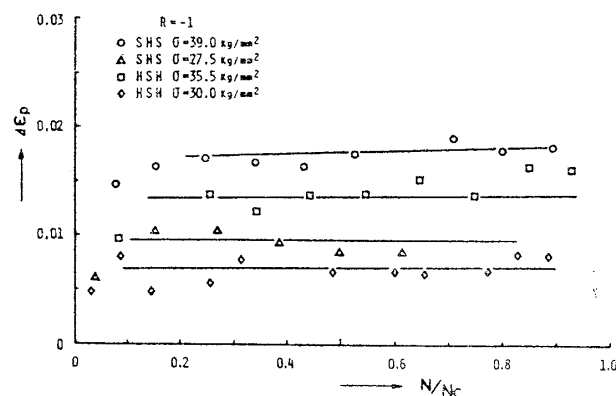


Fig.9 Cyclic Behaviours N/N_c -Plastic Strain Range $\Delta\epsilon_P$ Curves

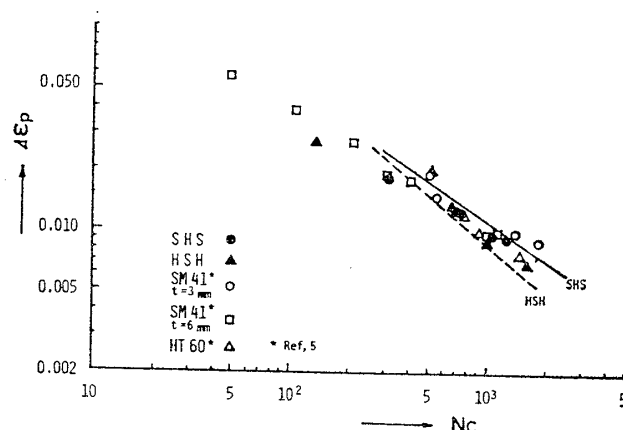


Fig.10 Plastic Strain Range $\Delta\epsilon_P$ -Crack Initiation Life N_c Curves

ができる。 $\Delta\epsilon_P$ の挙動の一例を Fig.9 に示す。

混用継手試験片 (SHS, HSH) の亀裂発生寿命を前述した(1)式および(2)式を適用して計算する。繰返し中の歪 $\Delta\epsilon_m$, $\Delta\epsilon_P$ は実験値を用い、塑性歪集中係数 K_t , 歪比 ϵ_x/ϵ_y は繰返し中の切欠き底での最大歪に対応する値とし、これらは有限要素法による計算値を用いる。平滑試験片に対する指数 a_P は本研究に用いたと同一素材に関する実験資料がないため、著者らが得た他の軟鋼および高張力鋼 HT 60 に関する指数 a_P を近似的に用いる。これらの値は(1)式を用いて計算されたもので、軟鋼で $a_P=1.50$ 、高張力鋼 HT 60 で $a_P=1.45$ である^{5),7)}。 a_P , K_t , ϵ_x/ϵ_y の値を(2)式へ代入し a_N を求め、この $a_N(\text{cal})$ と(1)式を用いて亀裂発生寿命 $N_c(\text{cal})$ を計算した。これらはまとめて Table 3 に示してある。Fig.10 には実験で得られた $\Delta\epsilon_P$ と亀裂発生寿命 $N_c(\text{exp})$ の関係を示した。また、図中には軟鋼および高張力鋼 HT 60 の定歪試験結果^{5),7)} も合わせて示した。図中の実線 (SHS 試験片に対する計算値) および破線 (HSH 試験片に対する計算値) は、(1)式と(2)式を用いて得られたものである。Table 3 および Fig.10 から提案した亀裂発生寿命推定式を用いて得られる計算値と実験値とが極めてよく一致していることが確認される。また、(3)式に $K_t=3$ を代入すれば $a_N/a_P \approx 1$ で、したがって平滑試験片とほぼ同寿命になりこれも同図から明らかなようによく一致している。

以上から、サイクリック・クリープ現象が生じない場合の定歪サイクル下での亀裂発生寿命は、切欠き底での歪挙動が同じであれば、切欠きが存在する部分の鋼材の単一材とその混用継手とで等しいことが明らかになった。

しかし、亀裂伝播寿命に関しては SHS 試験片では両側の軟鋼部分を亀裂が伝播し、最終破断は高張力鋼部分で生じる。Table 3 に示したように最終サイクル時での SHS 試験片の残留静強度 σ_F は高張力鋼の引張強さに

等しくなっており、混用継手試験片の最終サイクル時の残留静強度は最終破断部の鋼材の引張強さに依存するものと考えられる。したがって、同一形状の単一材と混用継手とを比較すれば、最終破断部の鋼材の引張強さの比に準じた値だけ亀裂長さに差が生じ、これが亀裂伝播寿命に影響することになる。そのため、SHS 試験片と軟鋼単一材試験片とを比較すると亀裂発生寿命は同じであるが、亀裂伝播寿命は単一材のほうが短い。HSH 試験片の場合には、亀裂発生寿命は単一材と同じであるが、亀裂伝播寿命は SHS 試験片の場合とは逆に単一材のほうが長くなることが推定できる。

結局、混用継手の定歪サイクル下での低サイクル疲労強度に関し、まず、亀裂発生寿命は亀裂発生部の鋼材の単一材と等しく、亀裂伝播寿命は一般に異なる。それは材料配置に依存し、亀裂発生部の鋼材と最終破断部の鋼材の引張強さに支配され、その伝播寿命は単一材と比べて前者が大であれば減少し、前者が小であれば増加する。

3.2.3 片振り疲労試験

(1) 亀裂発生および破断状況

一般に荷重制御の片振り低サイクル試験では、永久変形が進展して巨視的変形がきわめて大きい静引張試験に類似した破断を生じる場合と、永久変形と共に疲労亀裂が発生、伝播する現象も認められる場合とがあり、後者

は長寿命域および鋭い応力集中部が存在する条件のもとで顕著になる。本実験では上述した二つの破断様式が認められた。亀裂発生伝播の様子は両振り試験が板厚中央部に発生した亀裂が板表面方向へ伝播しその後板幅方向へと進展したのに対し、片振り試験では板厚中央部と板表面にほぼ同時に発生し、それらが連続して一つの亀裂となり、その後板幅方向へ進展した。

(2) 疲労亀裂発生寿命

繰返し中の切欠き底での永久歪 ϵ_m および塑性歪幅 $\Delta\epsilon_p$ をおのおのの試験片について計測した。その一例を Fig. 11 に示す。

永久歪 ϵ_m の繰返し数に伴う変化の様子は、きわめて短寿命 ($N < 50$) を除いて、初期の材料の硬化または軟化特性に基づく挙動が現われる遷移クリープの期間、続いて永久変形がほぼ一様に進行する定常クリープ期間、その後は永久変形が急速に進行して破断に至る加速クリープの期間の3段階の変化を示す標準的なサイクリック・クリープ曲線が得られた。塑性歪幅 $\Delta\epsilon_p$ の変化の様子もサイクリック・クリープ曲線の3段階の変化に伴って、初め減少し続いてほぼ一定値を保ち最終期間では増加している。

疲労寿命としては、前述した二つの破断様式のうち、疲労亀裂の発生が顕著でなく静破断と類似の破断をする場合には破断繰返し数を、疲労亀裂の発生、伝播が顕著な場合には板表面に亀裂が認められた繰返し数を疲労亀裂発生寿命と定義した。

両振り疲労試験の場合と同様に、実験で得られた $\Delta\epsilon_m$, $\Delta\epsilon_p$ および有限要素法で求めた K_ϵ , ϵ_x/ϵ_y ならびに指数 a_p を (1) 式と (2) 式へ代入し、 $a_N(\text{cal})$, $N_c(\text{cal})$ を求めて Table 3 に示した。この場合にも計算値と実験値はよく一致している。

以上から、亀裂発生点 (切欠き底などの歪集中部) での力学的状態 (繰返し歪, 歪分布, 応力の多軸度) が同じであれば、荷重比に関係なく混用継手の低サイクル疲労亀裂発生寿命は亀裂発生点の鋼材の単一材と同じであると推定できる。

両振りならびに片振り疲労試験から得られた亀裂発生寿命 $N_c(\text{exp})$ と寿命推定式 (1) 式および (2) 式を用いて計算された $N_c(\text{cal})$ との相関を Fig. 12 に示した。図から明らかなように実験値と計算値はきわめてよく一致している。したがって、軟鋼の単一材の実験結果をもとにして得られた低サイクル疲労亀裂発生寿命推定式 (1) 式, (2) 式は⁷⁾、高張力鋼 HT 60 に適用可能なことが確かめられ⁸⁾、また、混用継手にも適用できることがわかった。

両振りおよび片振り疲労試験での最大公称応力 $S_{\max}$ と亀裂発生寿命 N_c との関係を Fig. 13 に示した。両振

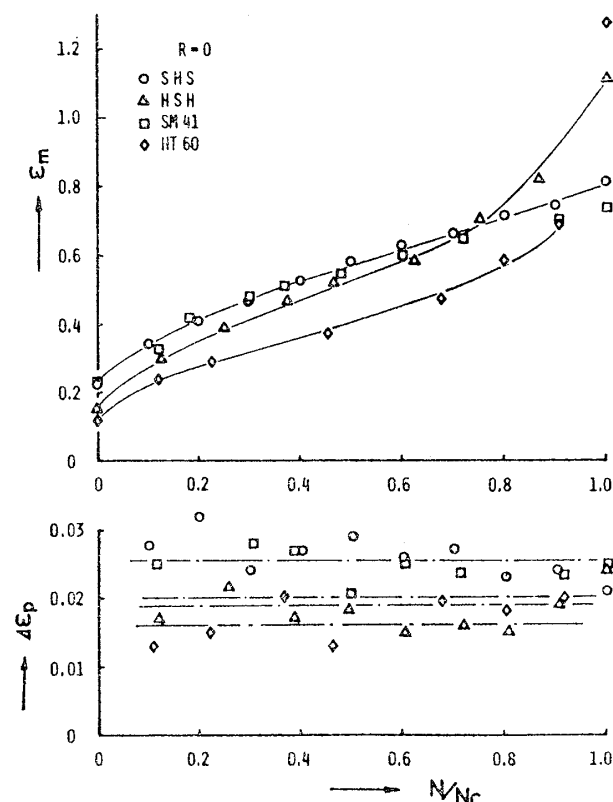


Fig. 11 Cyclic Behaviours N/N_c -Plastic Strain Range $\Delta\epsilon_p$ and Permanent Strain ϵ_m Curves

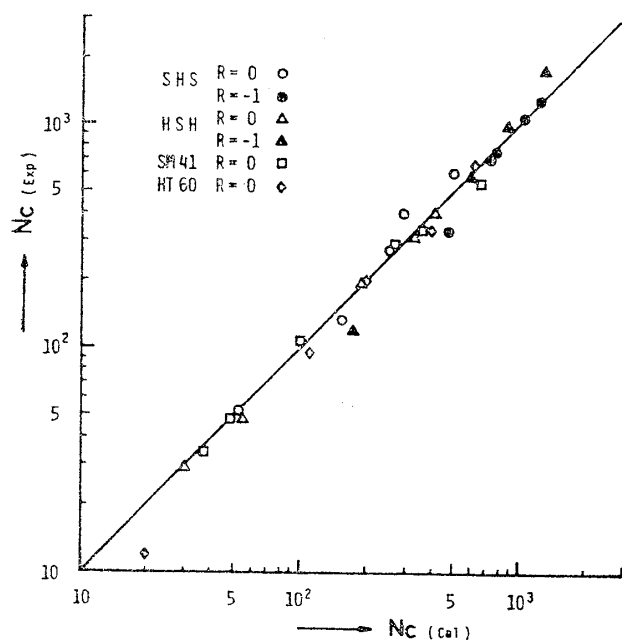


Fig. 12 Theoretical Crack Initiation Life Proposed by Author Compared with Experimental Results

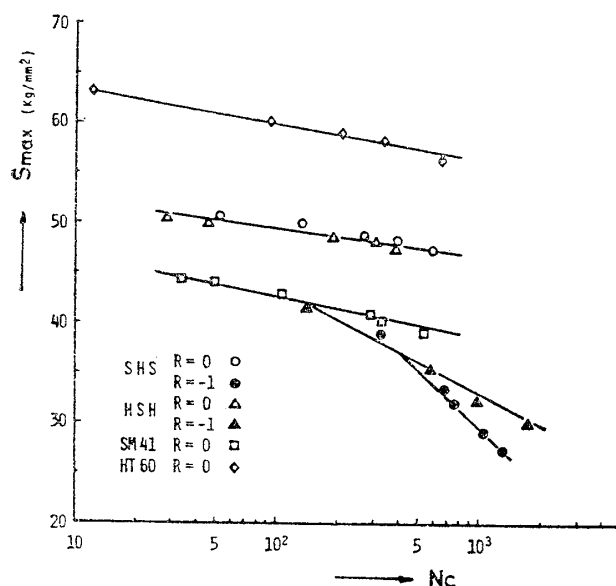


Fig. 13 Nominal Maximum Stress S_{max} -Crack Initiation Life N_c Curves

り試験では高応力側で SHS 試験片と HSH 試験片の疲労強度はほぼ等しくなり、低応力側で HSH 試験片の強度が大きくなる傾向にある。疲労強度の差は、実験点が十分でなく明らかでないが、ある程度以上の応力域では荷重の再配分により切欠き底での繰返し中の歪挙動がほぼ等しく、それ以下の応力域では切欠きが存在する部分の鋼材の特性が現われ歪挙動がいくぶん異なることが理由の一つと考えられる。片振り疲労試験の場合にはサイクリック・クリープ特性が顕著で、したがって繰返し中の歪挙動および破断が静引張試験と類似しているため、

疲労強度もほぼ Fig. 5 に示した公称応力-相当歪曲線の傾向と等しい。すなわち、混用継手の疲労強度はほぼ等しく、単一材の疲労強度の平均よりやや小さい値となっている。

4 結 言

高張力鋼 HT 60 および軟鋼の異種鋼材突合せ混用継手の切欠き平板試験片について、荷重制御の軸力低サイクル両振りならびに片振りの疲労試験を行なった。切欠き底近傍の歪挙動を計測し、すでに提案した疲労亀裂発生寿命推定式を適用して混用継手の低サイクル疲労強度を検討した結果、次のことが判明した。

(1) 切欠き底近傍の歪分布形状、歪比あるいは塑性歪集中係数などは、切欠き底の歪が 0.05 以下であれば単一素材と混用継手とではほぼ同じと考えられる。

(2) 混用継手の低サイクル疲労亀裂発生寿命は、亀裂発生点での力学的状態すなわち繰返し歪（サイクリック・クリープ速度および繰返し歪幅）、歪分布、応力の多軸度が同じであれば、荷重比に関係なく亀裂発生点の鋼材の単一材と同じである。

(3) 軟鋼の単一材で得た疲労亀裂発生寿命推定式は混用継手試験片にも適用できる。

(4) 混用継手の疲労亀裂伝播寿命は単一材とは一般に異なり材料配置に依存する。それは亀裂発生部の鋼材と最終破断部の鋼材の引張強さに支配され、伝播寿命は単一材と比べて前者が大であれば減少し、前者が小であれば増加する。

おわりに、本研究に際し当時広島大学大学院学生であった山下公明君（現在三菱重工(株)長崎造船所）ならびに大阪大学工学部造船学科 橋本聖史技官には、実験および解析の面で多大の援助を受けたことを記して、感謝の意を表したい。なお、試験費の一部は昭和 50 年度文部省科学研究費補助金（一般研究 C）によるものである。

参 考 文 献

- 1) 永井欣一, 堀田知道, 岩田光正, 西村誠二: 高張力鋼・軟鋼縦突合せ溶接継手の塑性変形挙動について, 日本造船学会論文集, Vol. 128, (1970), 377~383.
- 2) 永井欣一, 堀田知道, 岩田光正, 西村誠二: 高張力鋼・軟鋼縦突合せ溶接継手の塑性変形挙動と応力分布について, 日本造船学会論文集, Vol. 129, (1971) 159~165.
- 3) 永井欣一, 岩田光正, 小川量也: 高張力鋼・軟鋼縦突合せ溶接継手の応力分布と変形挙動について, 未発表
- 4) 星埜正明: 高張力鋼の構造部材としての特性, 東京大学大学院工学系研究科学学位論文, (1970).

- 5) 八木順吉, 富田康光: 鋼材の低サイクル疲労亀裂発生寿命に関する研究, 関西造船協会誌, 第157号, (1975) 119~128.
 - 6) 八木順吉, 富田康光: 鋼材の低サイクル疲労に関する研究, 第2報, 日本造船学会論文集, Vol. 134, (1973) 355~369.
 - 7) 八木順吉, 富田康光, 藤原静雄, 遠山泰美: 鋼材の低サイクル疲労に関する研究, 第3報, 日本造船学会論文集, Vol.135, (1974) 303~315.
-