

大阪大学工学部 正員 前田 幸雄
大阪大学大学院 学員 大倉 一郎
大阪大学工学部 西山 六朗

まえがき 薄肉鋼構造物に用いられる丁型すみ肉溶接継手が繰返し横曲げを受ける場合の疲労強度およびき裂の伝播特性と明かにする為に行った研究である。SM58, HT80 鋼板の溶接継手について以前に報告した SS41 鋼板についての研究^{1),2)}と同じ手法の実験を行い、破壊力学によって考察を加えた。

1. 疲労実験の概要と結果

(1) 概要 試験体の形状は Fig. 1 に示すようにすみ肉溶接によって接合された矩形の丁断面材で、フ

ランジとウェブに同一鋼種を用い、フランジとウェブの板中は同一の 30mm、長さは各 R210, 410mm、板厚は鋼種 SM58 には夫々 28, 22mm, HT80 には夫々 30, 25mm である。溶接の脚長は 15mm, 溶接棒は低水素系 60+

ロクラスに對するものと両鋼種に用いた。鋼材の化学成分、試験体の数と公称曲げ応力振幅を夫々 Table-1, -2 に示してある。又残留応力除去の為に行つた焼鈍後の鋼材の機械的性質は Table-3 に示してある。油圧サーボ型疲労試験機を用い、繰返し集中荷重を 5Hz で固定したフランジから 150mm の位置でウェブに作用させた。溶接止端から 10mm の位置で上下面と載荷桌上面のスレーンゲージによる歪み測定断面のき裂発生予想位置の 0.2mm 間隔のクランクゲージによるき裂伝播の記録、ダイヤルゲージによるウェブのたわみ測定を行った。

(2) 結果 き裂長がウェブ板厚の 1/2 になつた時のサイクル数 N と曲げ歪み振幅と応力に換算した応力振幅 S の関係と前回報告の SS41 と共に示したものが Fig. 2 である。200 万回疲労強度は SS41, SM58, HT80 について夫々 17.2, 16.8,

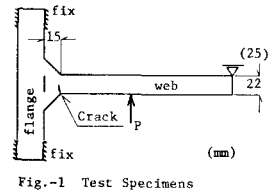
13.7 kg/mm^2 となり、静的強度に反比例して本実験の継手の横曲げでは、高張力鋼の場合強度比 = (疲労強度 / 静的強度) のみならず疲労強度そのものが低下することが分る。又応力拡大係数 K により疲労き裂成長に対する下限条件と知る為、その固有値である ΔK_{th} (下限応力拡大係数振幅) と ΔK 漸減法で求めた。 ΔK_{th} は疲労強度と寿命推定の指標として近年その研究が活発である。本研究では 10^6 サイクルにおけるき裂進展が 0.2mm 以下の状態をき裂の停止とみなし、SM58, HT80 材には夫々 $20.2, 21.2 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-3/2}$ が求められた。之に対して SS41 材では $28.6 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-3/2}$ であった。

2. 破壊力学による考察

(1) き裂の伝播速度 Paris によるとき裂の伝播速度 $da/dN = C(\Delta K)^m$, ここで a = き裂長, N = 繰返し数, ΔK = 応力拡大係数 K の振幅, C, m = 材料定数。クランクゲージにより測定された各試験体の da/dN の測定値とその時のき裂先端の ΔK の関係は Fig. 3 (SM58) と Fig. 4 (HT80) のようであった。えらから SM58 には $m=2.78, C=4.01 \times 10^{-10}$, HT80 には $m=2.77, C=4.87 \times 10^{-10}$ が求められる。SS41 には $m=3.20, C=2.90 \times 10^{-10}$ であった。又得られた m, C を用いて Paris 式から計算した da/dN と a の関係と実験値とを測定

	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	B	Ceq
SM-58	0.13	0.33	1.19	0.016	0.009	-	0.060	0.09	0.03	0.03	-	0.35
HT-80	0.10	0.25	0.85	0.008	0.003	0.024	0.098	0.60	0.44	0.04	0.012	0.49

	T.S. No.	σ -range (kg/mm^2)
SM-58	SM-1	36.4
	SM-2	25.7
	SM-3	20.5
	SM-4	17.6
	SM-5	18.8
HT-80	HT-1	43.3
	HT-2	32.6
	HT-3	25.9
	HT-4	18.6
	HT-5	14.5



	σ_y (kg/mm^2)	σ_u (kg/mm^2)
SM-58	57.4	66.9
HT-80	76.3	81.8

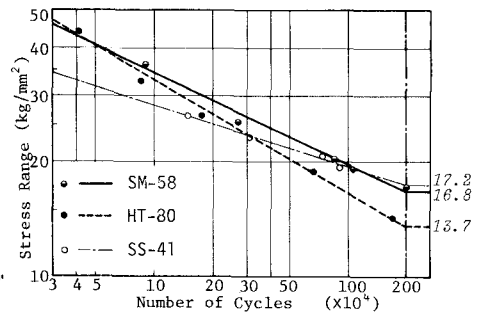


Fig. 2 S-N Curve

実と黒丸で示した図の一例がFig.-5である。

(2) 疲労寿命の推定 初期き裂長 a_0 から最終き裂長 a_c に成長する迄の荷重繰返し数すなわち寿命 N_c はParis式から

$$N_c = \int_{a_0}^{a_c} dN = \int_{a_0}^{a_c} \frac{da}{C(\Delta K)^m}, \text{ いて } \Delta K = \frac{6M(a)\sqrt{\pi a}}{W^2 B} F\left(\frac{a}{W}\right) \Delta P$$

この式で $F(a/W)$ =補正式, $M(a)$ =荷重1kg当りの止端負曲げモーメント, ΔP =荷重振幅, W =板厚, B =板幅である。 $M(a)$ はき裂長 a の関数であり, き裂形状は円弧となり, かつ止端形状が複雑な場合は応力分布も複雑で, FEMによって計算した結果, 補正式 $F(a/W)$ は,

$$F(a/W) = 1.41 - 4.99\lambda + 17.11\lambda^2 - 31.25\lambda^3 + 26.36\lambda^4$$

いて $\lambda = a/W$, $\lambda \leq 0.7$ で有効。

上式の積分とNewton-Cotes法によって行った計算結果の一例として, $a_0 = 1.0 \text{ mm}$ の場合の任意の a_c に対する(板厚の半分迄) 両側端の繰返し数 N とき裂長 a_c の関係はFig.-6に示した通りである。 a_0 の寸法があまり小さい時は N_c

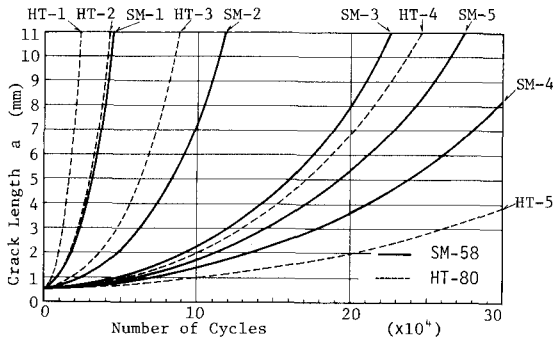


Fig.-6 Crack Length-N(cycle) Curve

の式によって計算したサイクル数と実測サイクル数は殆んど一致し寿命推定が十分に可能となる。 N_c の式を用いて与えられた荷重振幅(ΔP 又は $\Delta \sigma$)をパラメータとして $\log N_c$ と $\Delta K_0/\Delta K_c$ 又は a_0/a_c の関係をプロットすると通常の疲労設計に用いるS-N曲線と同様の曲線が得られる。

3. 変位制御低サイクル疲労

プレートガーターの低サイクル疲労はき裂発生時の公称応力と一定振幅型の疲労と考えることができる。SS41の併式完全両端小試片6体について変位制御疲労実験と実施した。FEMによる弾塑性解析によりき裂発生時の弾性

歪みと塑性歪みの範囲と推定し, この結果を用いて, Manson-Coffinの関係式によって ε -N曲線を求めた。き裂寸長 $a = 0.5 \text{ mm}$ の時のサイクル数 N と ε の関係を示すとFig.7のようである。SS41の高サイクル疲労の ε -N関係と比較すると, 塑性歪み ε_p -Nの精度は悪いが弾性歪み ε_e -Nについては両者間に良い相関性が得られた。

1) 31回年講義要集 (I-188), 2) 32回年講義要集 (I-325)

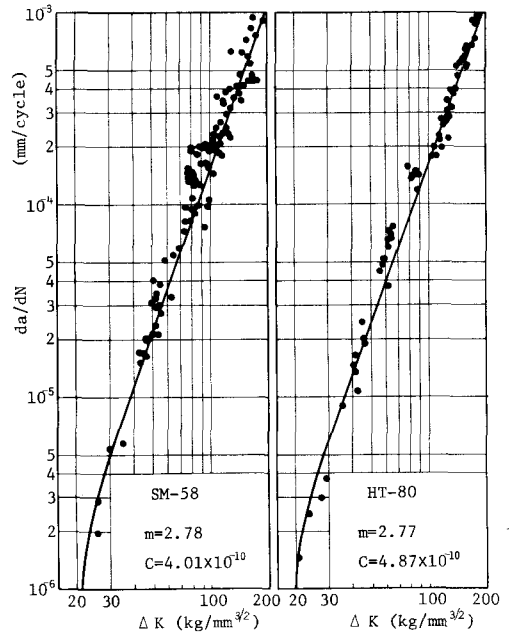


Fig.-3 da/dN-ΔK Curve Fig.-4 da/dN-ΔK Curve

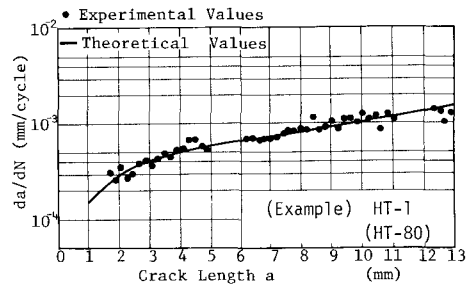


Fig.-5 Crack Propagation Rate

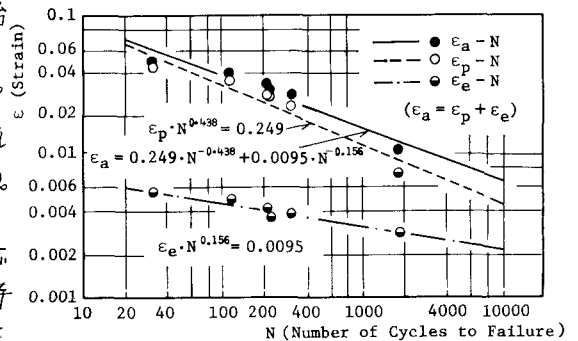


Fig. 7 ε -N Curves (crack length = 0.5 mm)