620.194.8:539.562

腐食疲れを受けた鋼材のき裂深さと 低温ぜい性に関するその後の研究*

遠藤 吉郎**, 永井 欣一***, 黒田 邦美****

Further Study on the Crack Depth and the Low Temperature Embrittlement of a Carbon Steel Subjected to Corrosion Fatigue

by Kichiro ENDO, Kin-ichi NAGAI, and Kuniyoshi KURODA

In the previous paper, the authors studied on the crack depth of the smooth specimen subjected to corrosion fatigue under cycle frequency of 2 300 c/min in saline, and the low temperature embrittlement of the specimens having such corrosion fatigue cracks. In the present paper, the corrosion fatigue is given under cycle frequency of 2 300 c/min in tap water and 760 c/min in saline by repeated bending and also under 2 300 c/min in saline by repeated twisting to make clear the influence of the crack depth on the embrittlement transition temperature of the materials subjected to corrosion fatigue under more extensive test conditions.

The crack depth due to corrosion fatigue depends upon the damage of corrosion fatigue $(k-1)/(k_0-1)$, irrespective of the conditions of corrosion fatigue such as the intensity of corrosive, the nominal stress, the cycle frequency, and either under repeated bending or repeated twisting, where k represents the corrosion effect proposed by the authors and k_0 corresponds to k at the rupture time. The crack propagation rate under bending of the nominal stress σ_e is given by a function of the true stress $\sigma_e k$ acting on the root of the corrosion fatigue crack. The embrittlement transition temperature T_r of the specimens having these cracks rises with the square root of the crack depth and is in an exponential relation to $(k-1)/(k_0-1)$ under wide working conditions of corrosion fatigue.

1. 緒 言

腐食疲れにおいては、その組合せ曲げねじりにおける強度の関係、あるいは圧縮と引張りの強度の關係などにみられるように、材料があたかもぜい化しているようすを示すこと⁽¹⁾が知られている。したがって、腐食疲れを受けた材料のぜい性、とくに低温におけるぜい性が問題になることが考えられる。空中の疲れを受けた鋼材のぜい性遷移温度については、鋭い切欠きをもつ材料について研究されているが、腐食疲れを受けた鋼材は初期にき裂を発生するので、切欠きや欠陥のない材料においても、腐食疲れによって低温ぜい性の遷移温度が上昇するであろう。筆者らは先に、炭素鋼の平滑材が3%塩水の下で、応力繰返し速度 2 300 c/min の平面曲げ腐食疲れを受けたときに生ずるき裂

を観察し、そのき裂深さと筆者の1人によって提唱された腐食効果 k ⁽²⁾の關係について考察した⁽³⁾。さらに腐食疲れのき裂深さと低温ぜい性の關係を明らかにした。すなわち、腐食疲れによるき裂は初期に発生し、繰返し数に対し指数関数的に進行する。

き裂の底部に作用する真応力は $\sigma_e k$ で与えられ、き裂の進行速度は称呼应力 σ_e の大きさにかかわらず $\sigma_e k$ の関数となる。また、腐食疲れによるき裂材のぜい性遷移温度はき裂深さに直接關係し、与えられた称呼应力に無關係にき裂深さの増加に伴って上昇し、腐食効果 k の関数として与えられることを知った。本研究では、応力繰返し速度を変化させ、また腐食液として水道水を追加して平面曲げによる腐食疲れ試験を行なって、前報⁽³⁾よりさらに広い試験条件について、き裂深さにおよぼす腐食作用の強さおよび繰返し速度の影響、ならびにこのような腐食疲れを受けた材料の遷移温度の変化について総括的に考察した。さらに、ねじりの腐食疲れによって生ずるき裂を観察し、ねじり疲れき裂の低温ぜい性におよぼす影響について

* 昭和 36 年 10 月 5 日、第 39 期東京秋期講演大会において講演、原稿受付 昭和 37 年 9 月 6 日。

** 正員、京都大学工学部。

*** 正員、広島大学工学部（広島市千田町 3）。

**** 准員、三菱造船会社広島造船所。

試験を行なった。

2. 試験方法

使用した鋼材は焼なましした S45C セミキルド鋼で、すでに報告した 2300 c/min で 3% 塩水中の腐食疲れを与えた試験⁽³⁾に用いたものと同じである。その化学成分および機械的性質を第1表に示す。腐食疲れは西原式繰返し曲げねじり試験機を使用し、平面曲げとねじりによって与えた。平面曲げでは前報⁽³⁾の試験のほかに水道水中 2300 c/min および 3% 塩水中 760 c/min を追加し、ねじりでは 3% 塩水中の 2300 c/min を採用した。なお、この試験機のはずみ車の慣性モーメントは 0.311 kg cm s² で、規定より著しく低速においては所望の応力振幅を得るには過小であった。そこで繰返し速度 760 c/min の場合には、上記のはずみ車に鉛の抱き金具を締めつけ慣性モーメントを 3.96 kg cm s² として所望の応力振幅を得るようにした。曲げ疲れに使用した試験片は前報⁽³⁾と同じく第1図(a)に示すような長方形断面をもつ平滑材であり、腐食疲れを与えたのち、同図点線のような衝撃試験片を採取する。ねじり疲れ試験片は同図(b)に示す円形断面をもつ平滑材であって、このままの形で衝撃試験に用いられる。腐食方法は前報⁽³⁾と同じであるのでこ

では省略する。

第2図は平面曲げによる繰返し速度 2300 c/min における水道水中腐食疲れの S-N 曲線、760 c/min における 3% 塩水中の腐食疲れの S-N 曲線を前報⁽³⁾の 2300 c/min における空中および 3% 塩水中の S-N 曲線と合わせて示したものである。第3図の S-N 曲線は繰返し速度 2300 c/min のねじりによる空中および 3% 塩水中腐食疲れの試験結果を示す。平面曲げの S-N 曲線から、繰返し速度 2300 c/min の水道水中腐食における称呼应力 $\sigma_e = 15 \text{ kg/mm}^2$ の寿命として $N_f = 10^7$ 、760 c/min の 3% 塩水中腐食における $\sigma_e = 10 \text{ kg/mm}^2$ の寿命として $N_f = 5 \times 10^6$ 、またねじりの S-N 曲線から 2300 c/min の 3% 塩水中腐食における $\tau_e = 9.5 \text{ kg/mm}^2$ の寿命として $N_f = 10^7$ をそれぞれ決定することができる。いま一定応力の下で加えた繰返し数 N のその応力での破断までの繰返し数 N_f に対する比を繰返し数比 N/N_f として、上記の各称呼应力において $N/N_f = 75\%$ 、50%、25% の腐食疲れをあらかじめ与えた試験片をそれぞれ6本ずつ用意し、これをき裂深さの測定および衝撃試験に用いる。ただし、衝撃試験は試験片をさらに数本追加して行なわれた。平面曲げの腐食疲れを与えた試験片は、その中央部の表面に試験片軸に直角に不連続なき裂群を、

第1表 試験材料の化学成分および機械的性質

C %	Si %	Mn %	P %	S %	熱処理 条件	降伏点 σ_s kg/mm ²	引張強さ σ_B kg/mm ²	真破断力 σ_T kg/mm ²	伸び δ %	絞り ϕ %	かたさ H_{RB}
0.41	0.19	0.42	0.008	0.018	900°C, 30分 加熱, 空冷	43.1	68.1	116.7	19	53	95

またねじりの腐食疲れを与えた試験片は軸に 45° , すなわち主応力に直角の方向に十字形のき裂群をもっている。

平面曲げによる腐食疲れのき裂深さは, 上記の各繰返し数比の腐食疲れを与えた試験片の両側面を軽く紙やすりで研磨し, 両側面に現われたき裂の垂直長さを読取り顕微鏡で測定することによって得られた。各試験片の両側面に現われたき裂群のうち最大長さを測り, 6本の試験片におけるこの最大長さの平均値をもって各試験条件におけるき裂深さとした。き裂深さを測定したのち, 第1図の点線に示すように, 試験片の最小断面の位置を中央にして, その断面と等しい様な $10 \times 11 \text{ mm}$ 長方形断面をもち, 長さ 55 mm の曲げ衝撃試験片を採取する。その際試験片中央部に生じたき裂を損傷しないように十分注意した。試験機はシャルピー衝撃試験機を用いる。

ねじりの腐食疲れに用いた試験片は円形断面であるので, 半径方向のき裂深さを直接測定することは困難である。筆者らは腐食疲れを与えた試験片を熱着色し, 衝撃試験を行なって破断せしめたのちに破断面の着色部の最大深さを測り, この深さをねじり腐食疲れのき裂深さとすることにした。衝撃試験は疲れ試験片をそのまま用い, ギェリ衝撃試験機を改造したねじり衝撃試験機によった。第4図はねじり衝撃試験機の外

観を示す。すなわち, ギェリ衝撃試験機の回転輪③のエネルギーを腕①を介して②に取付けた試験片にねじり衝撃として与えるようにしたもので, 試験片の吸収エネルギーは衝撃前後における回転輪の回転速度によって求められる。衝撃試験の荷重速度はシャルピー衝撃曲げではほぼ 5 m/s , ねじり衝撃では 50 m/s である。これらの衝撃試験を液体窒素温度 -195°C と室温の間の種々の温度で行なうことによって, 腐食疲れき裂をもつ試験片のぜい性遷移温度を求めた。試験片の冷却方法は前報⁽⁸⁾と同じである。

3. 試験結果と考察

3.1 腐食疲れの腐食効果について 第2図において繰返し速度 2300 c/min で 3% 塩水中の腐食疲れを受ける場合の $S-N$ 曲線は, 水道水中の腐食疲れを受ける場合のそれより下方にあり, 同じ繰返し速度で腐食疲れを受けるときは, 腐食作用が強いほど一定繰返し数に耐える応力は小さくなっている。第2図および第3図の $S-N$ 曲線を横軸に繰返し数 N_f のかわりに破断までの時間 t をとって図示すると, 第5図に示す $S-t$ 曲線のようなになる。すなわち, 繰返し速度が小さいほど破断までの繰返し数は小になり, 破断までの時間は長くなっており, 筆者らの腐食疲れにおける速度効果についての報告⁽²⁾と一致している。また, 空中疲れのねじりによる耐久限度は平面曲げによるもののほぼ $1/2$ に低下しているのに対し, 腐食疲れでは $t=10\text{h}$ におけるねじりと平面曲げの強さはほぼ等しいことがわかる。このように, 腐食による疲れ強さの低下はねじりより曲げが著しいことについては筆者らの1人⁽¹⁾⁽⁴⁾が先に示したとおりである。

腐食疲れによる強さの低下は腐食によって材料の表面に生ずる欠陥の切欠き効果によるものと考えて, 筆

第3図 ねじり腐食疲れの $S-N$ 曲線

第4図 ねじり衝撃試験機

第5図 $S-t$ 曲線

者らは先に腐食効果 k を提唱した。すなわち、 σ_0 なる称呼応力で腐食疲れ試験を行なうとき、腐食疲れのき裂底に作用する真応力は $\sigma_0 k$ になる。 k は時間とともに 1 より大きくなり、 $\sigma_0 k$ が空中の疲れ強さ σ に

第 2 表 腐食効果 k の実験式

	腐食液	繰返し速度 c/min	腐 食 効 果 k
平面曲げ	水道水	2 300	$k=1+1.0 \log (1.25 \times 10^{-1} t+1)$
	3%塩水	2 300	$k=1+2.4 \log (8.83 \times 10^{-2} t+1)$
		760	$k=1+2.4 \log (5.10 \times 10^{-2} t+1)$
ね じ り	3%塩水	2 300	$k=1+1.0 \log (4.60 \times 10^{-2} t+1)$

達したとき、その応力に対する破壊繰返し数にて腐食疲れ破壊を生ずると考えて応力繰返し速度の効果その他を説明することができた。ここに k は腐食作用の強さと材料の切欠きに対する感受性によるものであるが、実際にはそれぞれの称呼応力 σ_0 において繰返し数 N_f で破断するとき、その N_f に相当する空中疲れの強さ σ との比 σ/σ_0 が N_f に相当する時間 t に対する k として求められる。このようにして求めた腐食効果 k と時間 t の関係を示すと、第 6 図が得られる。これを実験式で表わすと次式の形となる。

$$k=1+\alpha \log (\beta t+1) \cdots \cdots (1)$$

第 3 表 腐食疲れのき裂深さとき裂材の遷移温度

	腐 食 液	称呼応力 σ_c, τ_c kg/mm ²	繰返し速度 f c/min	繰 返 し 数 N	腐食時間 t h	繰返し数比 N/N_f %	腐 食 効 果 k	腐食疲れの 被害度 ($k-1$)/(k_0-1)	き裂深さ l mm	絶対温度で 表わした遷移 温度 T_r °K
平面曲げ	水 道 水	15	2 300	$N_f=10^7$	72.4	100	$k_c=2.00$	1	—	—
		15	2 300	7.5×10^6	54.3	75	1.89	0.89	1.35	240
		15	2 300	5×10^6	36.2	50	1.74	0.74	0.32	186
	3%塩水	15	2 300	$N_f=4 \times 10^6$	28.8	100	$k_c=2.32$	1	—	—
		15	2 300	3×10^6	21.6	75	2.11	0.84	1.10	225
		15	2 300	2×10^6	14.4	50	1.86	0.65	0.29	158
		15	2 300	10^6	7.2	25	1.51	0.39	0.042	108
		10	2 300	$N_f=1.1 \times 10^7$	81.1	100	$k_c=3.19$	1	—	—
		10	2 300	8.4×10^6	60.8	75	2.93	0.88	1.30	250
		10	2 300	5.6×10^6	40.5	50	2.59	0.72	0.33	175
		10	2 300	3×10^6	21.7	26.8	2.12	0.51	0.044	126
		10	2 300	2×10^6	14.4	17.8	1.86	0.39	0.025	108
		10	760	$N_f=5 \times 10^6$	109.6	100	$k_c=2.97$	1	—	—
		10	760	3.75×10^6	82.2	75	2.72	0.87	1.30	240
		10	760	2.5×10^6	54.8	50	2.39	0.71	0.19	139
		10	760	1.25×10^6	27.4	25	1.91	0.46	0.040	86
ね じ り	3%塩水	9.5	2 300	$N_f=10^7$	72.4	100	$k_c=1.64$	1	—	—
		9.5	2 300	7.5×10^6	54.3	75	1.54	0.85	0.80	—
		9.5	2 300	5×10^6	36.2	50	1.42	0.67	0.51	—
		9.5	2 300	2.5×10^6	18.1	25	1.26	0.41	—	—

第 6 図 腐食効果 k と時間の関係 第 7 図 腐食疲れを与えた時間と
き裂深さの関係

k は主として時間の関数であるが, 塩水腐食においては繰返し速度が大きいほど k は大きく, 繰返し応力が腐食を促進することが知られる. また, ねじりの腐食疲れによる k は平面曲げにくらべて著しく小さい. 各試験条件における(1)式の関係を示す.

3.2 腐食疲れのき裂について 前記の各繰返し数比の腐食疲れを与えた試験片のき裂深さを総括して第3表に示した. また, 第7図は縦軸にき裂深さ l を対数目盛で, 横軸に時間 t をふつう目盛でとって l と t の関係を示したものであって, ほぼ直線上にのっている. すなわち, l と t の関係は次に示す実験式で表わされる.

$$l = ae^{bt} \dots \dots \dots (2)$$

第7図から次のことが知れる. 繰返し速度 2300 c/min で $\sigma_c = 15 \text{ kg/mm}^2$ を受けるときに, 同じき裂深さに達するまでの時間は水道水中腐食の場合が3%塩水中腐食より長い. $\sigma_c = 10 \text{ kg/mm}^2$ で 2300 c/min および 760 c/min の3%塩水中の疲れを受ける場合のき裂深さを比較すると, 同じき裂深さに達する時間は繰返し速度が小さいほど長くなっている. また, ねじりの腐食疲れによるき裂は平面曲げにくらべて著しくその進行速度のおそいことがわかる. 同じ繰返し速度の下では腐食作用の弱いほど, また同じ腐食作用の下では繰返し速度の小さいほど腐食効果 k が小さく, ねじりによる k は平面曲げにくらべて著しく小さかったことより, 腐食疲れのき裂深さは腐食効果 k ときわめて密接な関係にあることが考えられる.

そこで, き裂深さ l と腐食疲れの被害度 $(k-1)/(k_0-1)$ の関係を求めてみた. ここに k_0 は腐食疲れの

第8図 腐食疲れの被害度と
き裂深さの関係

過程に伴って k が1より大きくなって行き, ついに破断するときの k の値であって, $(k-1)/(k_0-1)$ はその過程における腐食疲れの被害の度合を表わすものである. 第8図は l と $(k-1)/(k_0-1)$ の関係を両対数座標で示したもので, ほぼ1本の直線上にのっている. すなわち, 腐食疲れのき裂深さは腐食作用の強さ, 称呼应力, 繰返し速度および曲げ, ねじりのいかににかかわらず, 腐食疲れの被害度 $(k-1)/(k_0-1)$ によって一義的に定まることが知れる. なお, 第8図に示す実線は後記のき裂深さと遷移温度の関係より導いた l と $(k-1)/(k_0-1)$ の関係を表わす.

腐食効果 k はき裂の切欠き効果を示すものであるから, $\sigma_c k$ はき裂底に作用する真応力を表わすと考えられ, 平面曲げによる腐食疲れのき裂進行速度 dl/dN は称呼应力 σ_c の大きさにかかわらず $\sigma_c k$ によって定められることを前報⁽³⁾で示した. さらに腐食作用の強さおよび応力繰返し速度がき裂進行速度にいかなる影響をおよぼすかを検討してみよう. 前報のき裂進行速度は繰返し数についてのものを用いたが, 本報においては繰返し速度を変えて試験を行なったので, き裂進行速度として単位時間に進行するき裂深さ dl/dt を用いることとする. 第9図は(2)式を微分して求めたき裂の進行速度 dl/dt と $\sigma_c k$ の関係を示したもので, 同図には前報の3%塩水中で繰返し速度 2300 c/min の腐食疲れを受ける場合の結果も含めて示されている. 各試験条件におけるき裂の進行速度 dl/dt と $\sigma_c k$ の関係はほぼ一致している. したがって, 腐食疲れによるき裂の進行速度は称呼应力 σ_c の大きさ, 腐食作用の強さおよび繰返し速度のいかににかかわらず, 幅広い試験条件において真応力 $\sigma_c k$ によって定まる.

河本ら⁽⁵⁾は空中における曲げ疲れのき裂深さと繰返し

第9図 き裂進行速度と $\sigma_c k$ の関係

し数の関係を理論的に導き、次式を与えている。

$$N = A(\sigma_0 \beta_0)^B \frac{1}{1-2B} \frac{h}{\delta_0} \left\{ 1 - \left(1 - \frac{l}{h} \right)^{1-2B} \right\} \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここに、 δ_0 はき裂底から疲れ効果を受け始める結晶粒までの距離、 σ_0 は称呼应力、 β_0 はき裂の切欠き係数、 h は試験片の厚さ、 A および B は両対数座標で表わした $S-N$ 曲線の定数を表わす。腐食疲れにおいては(3)式の β_0 は腐食効果 k に相当し、 $\sigma_0 \beta_0$ は $\sigma_e k$ で置き換えられる。また、腐食疲れにおける $S-N$ 曲線を $N = A\sigma_e^B$ の形で表わしたとき、定数 A および B は 3% 塩水中の腐食疲れにおける繰返し速度 2300 c/min の場合は先に報告した⁽³⁾ ように $A = 1.25 \times 10^{11}$, $B = -3.93$, また 760 c/min の場合は $A = 2.37 \times 10^9$, $B = -2.66$ で近似される。(3)式を腐食疲れに適用してかきかえると、

$$N = A(\sigma_e k)^B \frac{1}{1-2B} \frac{h}{\delta_0} \left\{ 1 - \left(1 - \frac{l}{h} \right)^{1-2B} \right\} \quad \dots (4)$$

となり、上式を微分してき裂の進行速度 dl/dt を求めると、

$$\begin{aligned} \frac{dl}{dt} &= \frac{\delta_0}{A(\sigma_e k)^B} \left(1 - \frac{l}{h} \right)^{2B} \frac{dN}{dt} \\ &\times \left[1 - \frac{0.43AB\alpha\beta}{k(\beta t + 1)} \frac{h}{\delta_0} \frac{1}{1-2B} (\sigma_e k)^B \right. \\ &\times \left. \left\{ 1 - \left(1 - \frac{l}{h} \right)^{1-2B} \right\} \frac{dt}{dN} \right] \quad \dots\dots\dots (5) \end{aligned}$$

上式を用いて繰返し速度 2300 c/min および 760 c/min で $\sigma_e = 10 \text{ kg/mm}^2$ を 3% 塩水中で受けるときのき裂進行速度 dl/dt と $\sigma_e k$ の関係を示すとそれぞれ第 9 図の一点鎖線および破線のようになる。(5)式の δ_0 としては、(4)式の δ_0 に第 3 表に示す各繰返し数 N に対するき裂深さを代入して求めた δ_0 の平均値 $\delta_0 = 0.03 \text{ mm}$ を採用した。第 9 図において上記の理論的に求めた dl/dt と $\sigma_e k$ の関係は試験結果をもとにし

て示した実線と比較的よく一致している。よって、曲げの空中疲れのき裂について河本らの示した理論式は腐食疲れにおいても適用できるが、この場合き裂の切欠き効果が時間とともに増大する。また、腐食疲れのき裂進行速度は真応力 $\sigma_e k$ の関数で与えられることの根拠が明らかとなった。

3.3 腐食疲れによるき裂材の遷移温度とき裂深さの関係について

上記のように平面曲げによる繰返し速度 2300 c/min の水道水中腐食疲れ、および 760 c/min の 3% 塩水中腐食疲れを与えたき裂試験片について、低温で曲げ衝撃試験を行なって得られた破断吸収エネルギーと温度の関係を第 10 図に示す。図中の矢印は試験機の容量 30 kg m で破断しなかったときの温度を表わす。平面曲げの腐食疲れを受けた材料は、温度の低下に伴って衝撃に対する抵抗の急激に減少する遷移現象がみられ、その遷移現象は疲れにおける繰返し数の大きいほど高温がわに現われている。き裂材の遷移温度として前報⁽³⁾と同様に、吸収エネルギー 15 ft-lbs に相当する 2.86 kg m における温度を採用すると第 3 表が得られる。同表には前報⁽³⁾の試験結果も含めて示されている。この材料の処女材は -195°C で曲げ衝撃試験によって破断するものもあったが、それ以下の温度で衝撃試験を行なわなかったため、その遷移温度を求めることができなかった。また、処女材にメナーゼ形 U 切欠き、あるいはアイゾット形 V 切欠きをつけた場合の遷移温度はそれぞれ -120°C および 0°C であった。

第 11 図はねじりの腐食疲れを与えた試験片のねじり衝撃試験による破断吸収エネルギーと温度の関係を示したものである。温度が低いほど吸収エネルギーはしだいに小さくなっているが、遷移現象は認められない。これは Heindlhofer の実験⁽⁶⁾によっても示されているように、ねじりによる遷移温度は曲げおよび引張りに

第 10 図 曲げの腐食疲れを受けたき裂材の曲げ衝撃試験における吸収エネルギーと温度の関係

第 11 図 ねじりの腐食疲れを受けたき裂材のねじり衝撃試験における吸収エネルギーと温度の関係

くらべてはるかに低いことのほか、腐食疲れによるき裂とねじり衝撃による破面の方が異なるため、この程度の温度ではまだぜい化が現われないものと考えることができる。

切欠き材の遷移温度に切欠きの形状が影響し、切欠きの深さが大きいほど、また切欠き底の曲率半径が小さいほど遷移温度は上昇することがすでに知られている⁽⁷⁾。したがって、腐食疲れのき裂を切欠きと考えたときき裂の形状、とくにき裂の深さが遷移温度と密接な関連をもつと考えられる。浅く、かつ鋭い切欠きとみなされるき裂材の曲げに対する形状係数はき裂深さの平方根 $l^{1/2}$ にほぼ比例するので、それぞれの条件の曲げ腐食疲れを与えたき裂材について、その遷移温度と $l^{1/2}$ の関係を求めると、第12図が得られる。図には前報⁽⁸⁾の繰返し速度 2300 c/min における塩水中の腐食疲れの試験結果も含ませてある。腐食疲れによ

第12図 遷移温度と $l^{1/2}$ の関係

第13図 絶対温度で表わした遷移温度の逆数と $l^{1/2}$ の関係

るき裂材の遷移温度はき裂の形状係数すなわち $l^{1/2}$ の増加に伴って上昇している。この関係を絶対温度で表わした遷移温度の逆数 $1/T_r$ と $l^{1/2}$ で示すと第13図のようになる。すなわち、絶対温度で表わした遷移温度の逆数 $1/T_r$ と $l^{1/2}$ の関係は、腐食作用の強さ、称応力および応力繰返し速度等の腐食疲れの条件に無関係にはば一直線上にのっており、次式の関係が成立する。

$$l^{1/2} = 5.2 e^{-366/T_r} \dots\dots\dots (6)$$

第14図は絶対温度で表わした遷移温度の逆数 $1/T_r$ と腐食疲れの被害度 $(k-1)/(k_c-1)$ の関係を示したものである。 $\log \{(k-1)/(k_c-1)\}$ と $1/T_r$ は腐食疲れの諸条件に無関係にはば1本の直線関係にあり、次式が成立する。

$$\frac{k-1}{k_c-1} = 1.7 e^{-147/T_r} \dots\dots\dots (7)$$

第13図および第14図において、 $1/T_r$ の大きいところで点のばらつきが多いが、これは T_r がきわめて小さいため、その逆数にはわずかな差が大きく現われてきているためである。したがって、腐食疲れを受けた鋼材の遷移温度は腐食効果 k と密接な関係にあることが知られる。なお、前記第8図に示した実線は(6)式と(7)式より T_r を消去して得た次の関係を示すものである。

$$l = 2.1 \left(\frac{k-1}{k_c-1} \right)^5 \dots\dots\dots (8)$$

以上のことより、腐食疲れによって進行するき裂の深さは腐食疲れにおける諸条件に無関係に、腐食疲れの被害度のみに支配され、腐食疲れによるき裂材の遷移温度にそのき裂深さが直接関係している。したがって、空中疲れを受けた切欠き材の遷移温度について論

第14図 絶対温度で表わした遷移温度の逆数と腐食疲れの被害度の関係

じられている結晶粒のすべりやひずみ時効の影響⁽⁸⁾は、腐食疲れを受けた材料にはそれほど重要でなく、もっぱら腐食疲れのき裂によって遷移温度は支配されているといえよう。

4. 結 言

前報⁽⁸⁾に述べたよりさらに幅広い試験条件で、炭素鋼平滑材を用いて平面曲げおよびねじりの腐食疲れ試験を行ない、前報で得られた結果と総合して検討を加えた。結果を要約すれば次のようになる。

(1) 腐食疲れのき裂は腐食効果 k と密接な関係をもち、一定なき裂深さに達するまでの時間は k が小さいほど長い。腐食疲れのき裂深さは腐食作用の強さ、称呼应力、繰返し速度等の腐食疲れの条件および曲げ、ねじりのいかに無関係に腐食疲れの被害度 $(k-1)/(k_0-1)$ と一定な指数関係にある。

(2) 腐食疲れのき裂進行速度 dl/dt は腐食疲れの諸条件に無関係に、き裂先端に作用する真応力 $\sigma_e k$ の関数で与えられる。ここに σ_e は称呼应力である。

(3) 空中疲れのき裂進行について河本らの示した理論式は腐食疲れのき裂にも適用されるが、き裂の切欠き効果が腐食疲れでは時間とともに増大する。

(4) 平面曲げの腐食疲れによるき裂材の遷移温度はき裂の深さ l が直接関係し、腐食疲れの諸条件に無関係にき裂深さの増加に伴って遷移温度は上昇する。絶対温度で表わした遷移温度 T_r と $l^{1/2}$ の間には(6)式が成立する。

(5) 平面曲げの腐食疲れによるき裂材の遷移温度に腐食効果 k も直接関係し、絶対温度で表わした遷移温度 T_r と腐食疲れの被害度 $(k-1)/(k_0-1)$ の間には腐食疲れの諸条件に無関係に(7)式が成立する。

(6) ねじりの腐食疲れを受けたき裂材のねじり衝撃による吸収エネルギーは温度の低下に伴って減少するが、 -195°C までの温度範囲で遷移現象は現われない。

文 献

- (1) K. Endo & Y. Miyao, *Proc. 1st Japan Congr. Test. Mat.*, (1955), 17.
- (2) 遠藤・宮尾, 機械学会論文集, 24-139 (昭 33-3), 167.
- (3) 遠藤・永井・有崎, 機械学会論文集, 27-179 (昭 36-7), 1100.
- (4) 西原・遠藤, 材料試験, 4-21 (昭 30), 38.
- (5) 河本・西岡, 機械学会論文集, 19-83 (昭 28), 86.
- (6) M. Gensamer, *Symposium of MIT*, (1952), 1.
- (7) 金沢, 造船協会論文集, 91 (昭 31-9), 55.
- (8) C.W. MacGregor & N. Grossman, *Weld. J.*, 27 (1948-3), 132.

28 卷 194 号 (昭 37-10) 正 誤 表

執 筆 者 名	ペー ジ	欄	行	誤	正
山 本 敏 男 他	1262	(5) 式	第 2 式	$\cdots + \theta(\dot{\theta}_x \theta_y - \dot{\theta}_y \theta_x) + \cdots$	$\cdots + \dot{\theta}(\dot{\theta}_x \theta_y - \dot{\theta}_y \theta_x) + \cdots$
	1264	(18・b) 式		$\ddot{\theta} - \cdots$	$\ddot{\theta}_y - \cdots$
	1269	第 5 図		○●—調和振幅	○●—調和振動
山 本 敏 男 他	1280	第 9 図		$\omega_{e1} = 0.874$	$\omega_{e1} = 0.874$
山 本 敏 男 他	1283	(1)' 式		$\omega' = \sqrt{\frac{k_1}{m}} \omega$	$\omega' = \sqrt{\frac{m}{k_1}} \omega$
	1285	(9)' 式		$f_6 = 16\gamma_2^3 + 22\gamma_2^2\gamma_1 + 20\gamma_1^2\gamma_2 + 2\gamma_1^3$	を追加する。
	1287	左	下 3	$\beta_0 > 0$	$\beta_0 < 0$
	1291	(23) 式	第 1 式	$\cdots + \{\lambda_1 - \beta_0(R_{10}^2 + 2R_{20}^2)\} \varphi$	$\cdots + \{\lambda_1 - \beta_0(R_{10}^2 + 2R_{20}^2)\} R_{10}^2 \varphi$
			第 2 式	$\cdots + \{\lambda_2 - \beta_0(2R_{10}^2 + R_{20}^2)\} \varphi$	$\cdots + \{\lambda_2 - \beta_0(2R_{10}^2 + R_{20}^2)\} R_{10} R_{20} \varphi$
		(26) 式	2 行め	$-\{\lambda_1 \omega_2(\omega_2^2 + 4\omega_1 \omega_2 - \omega_1^2) - \cdots$	$-\{\lambda_1 \omega_2(8\omega_2^2 + 4\omega_1 \omega_2 - \omega_1^2) - \cdots$
	1292		下 4	結果がえられている。	結果がえられた。
平 修 二 他	1335	左	4	時効硬化形金層材料	時効硬化形金属材料
	1336	第 1 図(a)	縦軸	0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.7	1.2, 1.3, 1.4, 1.5, 1.6, 1.7
松 崎 淳 他	1397	(11) 式		$q_m = A_n v + c \frac{dp_m}{dt}$	$q_m = A_p v + c \frac{dp_m}{dt}$
町 田 周 郎	1440	左	下 11	製造者が異にする	製造者を異にする