

材料の表面と疲れ (3)

Effect of Surface Conditions on the Fatigue of Materials

北 川 英 夫

Hideo KITAGAWA

疲れにおける表面効果中でも影響の大きい腐食と残留応力が両者同時に存在する場合の特性は学術上からも応用上からも興味ある問題である。この問題の一解明方法として、ここでは、腐食疲れにおける平均応力の影響を示す時間疲れ線図を実験的に求めるとともに、疲れき裂の進行特性に及ぼす平均応力の影響を理論的に解析し、さらにこれに応用上の実証例を付してその裏付けとした。

6. 腐食疲れ特性に及ぼす平均応力の影響

(1) 統一的解釈と新しい実験の必要性

疲れにおける材料の表面効果の中で腐食作用と残留応力とは、それぞれ影響が著しいが、この両者の相互の影響、たとえば腐食疲れ特性に及ぼす平均応力または残留応力の影響は、学術上も、応用上も、多くの興味ある問題を含んでいる。

一般に腐食疲れでは、平滑材でも疲れ寿命の比較的初期にき裂が発生するから¹⁾²⁾、腐食疲れ特性には、荷重の非対称性の影響、すなわち平均応力の影響が顕著に現わ

れるはずである。したがって“き裂材の疲れ強さに及ぼす平均応力の影響”に関する既述の筆者の見解²⁾は、腐食疲れにおいても、その正当性が実証されなければならない。

腐食疲れにおける荷重の非対称性の影響、すなわち、曲げまたは引張圧縮腐食疲れ特性に対する平均応力の影響に関しては Seeger³⁾、Thum と Ochs⁴⁾、Ludwik と Krystof⁵⁾⁶⁾、Gough と Sopwith⁷⁾、Jensen⁸⁾、南・福田両氏⁹⁾、筆者¹⁰⁾¹¹⁾、その他¹²⁾¹³⁾による研究があるが、それらの結果を総合して次のように言えよう。

- (a) 十分高い繰返し数では、腐食疲れ強さに対する引張平均応力の影響は一般に少なく、強度低下の特に激しい食塩水腐食疲れでは $\sigma_m > 0$ の領域で疲れ強さ線図 (σ_m - σ_a 図) が水平に近いことも多い。(たとえば図 55) しかし、強度低下の激しくない清水腐食疲れでは、平均応力の影響は乾燥疲れにおけるものとあまり差のない場合もある (たとえば図 56)。
- (b) 腐食疲れ強さに対する圧縮平均応力の影響はきわめて大きく、かつ常に腐食疲れ強さの向上に役立つようである。片振れ圧縮疲れ強さ σ_{-u} と片振れ引張疲れ強さ σ_u の比 σ_{-u}/σ_u はきわめて大きく 10 以上に達することもある (たとえば表 1、表 2)。

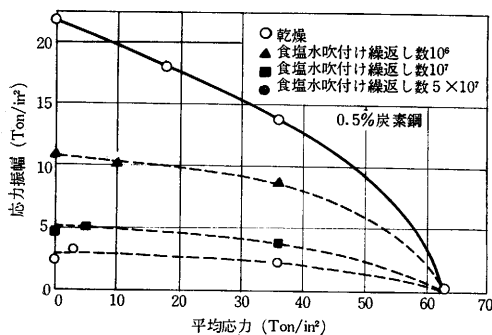


図 55 腐食疲れ強さにおける引張平均応力の影響を示す疲れ強さ線図 (Gough・Sopwith)

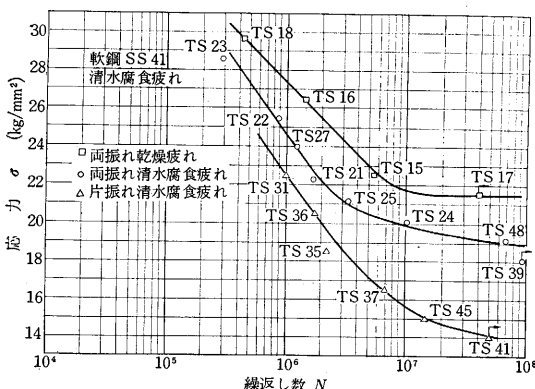


図 56 腐食疲れ S-N 曲線。軟鋼 (MB 材) 清水腐食、平面曲げ、1500 c/m

表 1 G. Seeger の実験結果

回転曲げ、水道水腐食疲れ。
軸方向に圧縮力をかけた中空円筒試験片使用。
 2×10^7 回強さを示す。

材 料	引張強さ σ_B (kg/mm ²)	軸方向平均圧縮応力 σ_m (kg/mm ²)	腐食疲れ強さ σ_{wc} (kg/mm ²)
VCN 25	75.0	0 8.5	15 21.6
St. 50.11	48.6	0 15	15 21.5

表 2 Thum・Ochs の実験結果

バネ鋼、 2×10^7 回強さを示す。

試 験 片	片振れ引張疲れ強さ (kg/mm ²)	片振れ圧縮疲れ強さ (kg/mm ²)
研 摩 仕 上	120	165
切欠き(深さ 0.3 mm)	95	153
水道水腐食疲れ	15	157

* 東京大学生産技術研究所第 1 部

これらの断片の結果を全体として統一的に説明でき、かつ信頼できる実験結果に裏付けられた研究はまだ他に見当たらないので、筆者は、次の実験を行ない、き裂材料特性の非対称性に関する既述²⁾の理論を拡張適用し、また別にき裂の進行速度に及ぼす平均応力の影響を計算し、それらを合わせて腐食疲れにおける平均応力または残留応力の影響についての統一的結論を求めることを試みたのである。

(2) 実験方法の改善

試験片の材料は、表 3、表 4 に示すような軟鋼とレール鋼で、炭素量の大きく異なるこの 2 種の鋼における実験値の共通性から、広い範囲の炭素鋼の一般的特性を結

表 3 供試材料の化学分析結果

材料記号		MB	MC	RA	RB	SB
材 質		軟 鋼	軟 鋼	レール鋼	レール鋼	中炭素鋼
規 格		SS 41	SS 41	50 kg レール	50 kg レール	S 45C
化学成分 (%)	C	0.19	0.23	0.68~0.69	0.65	0.44
	Si	0.10	0.18	0.12~0.14	0.34	0.15
	Mn	0.52	0.35	0.81~0.84	0.82	0.73
	P	0.032	0.035	0.025~0.028	0.040	0.010
	S	0.030	0.033	0.035~0.037	0.044	0.025
	Cu	0.19	0.19	0.14~0.15	0.23	
	Cr		0.07			
	Ni		0.09			

表 4 主な供試材料の機械的諸特性

材料記号	MB	MC	RA	RB
材 質	軟 鋼	軟 鋼	レール鋼	レール鋼
引張強さ σ_B (kg/mm ²)	46.64	42.13	88.31	76.23
降伏点 σ_Y または 0.2% 耐力 $\sigma_{0.2}$ (kg/mm ²)	32.27 (σ_{Y0}) 31.21 (σ_{YU})	25.60 (σ_{Y0}) 23.74 (σ_{YU})	45.4 ($\sigma_{0.2}$)	38.1 ($\sigma_{0.2}$)
真破断応力 σ_T (kg/mm ²)	84.33	83.33	109.8	106.5
伸 び (%)	28.9	34.4	14.8	18.6
絞 り (%)	51.6	61.9	25.4	33.8
使用した引張試験片	JIS 6 号	JIS 6 号	JIS 2 号	JIS 2 号
硬 さ	—	126 (Hv)	258 (Hv)	219 (Hv)

論付けることを試みたのである。応用上の要求から材料は納入のまま使用し、特に熱処理を行っていない。荷重形式は平面曲げとし、試験片は図 57 に示すような形状・寸法のもので、0 または引張の平均応力の実験にはシェンク試験機用の A 型と西原式試験機用の B 型を採用し、圧縮の平均応力の実験には両試験機とも C 型を採用した。C 型試験片の長手中央断面は T 形で、圧縮側の A 面 (図 58) の応力は引張側の B 面の応力の約 2.3 倍にしてある。図 58 のようにこのウェブ部を除く試験片表面には次のようなポリウレタン樹脂の防食塗装が施されていて、引張側のフランジでの腐食疲れき裂の発生を抑制し、圧縮側のウェブを図 58 のように腐食して、ここで、き裂の発生・進行が促進されるようにした。

Polyurethane resin	35%
Pigment	Anticorrosion 20%
	Body 10%
Thinner	35%

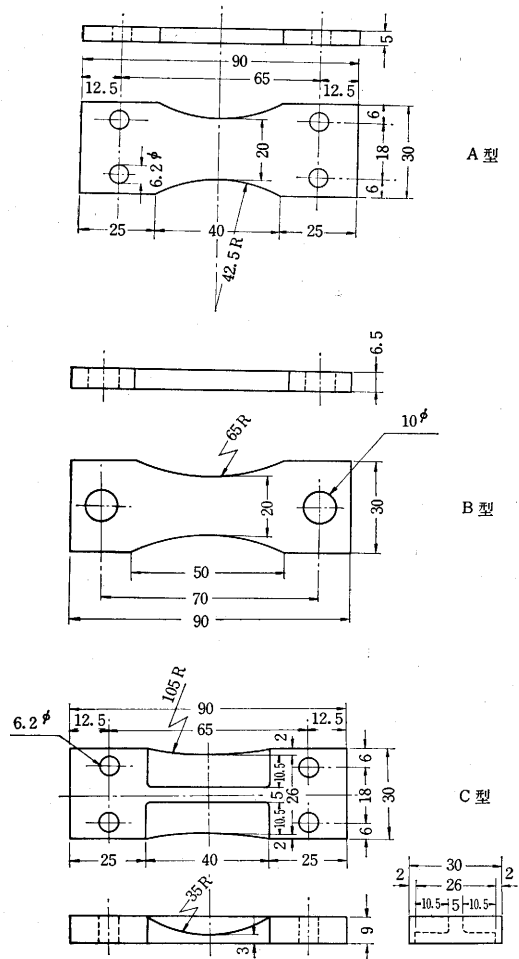


図 57 疲れ試験片の形状・寸法

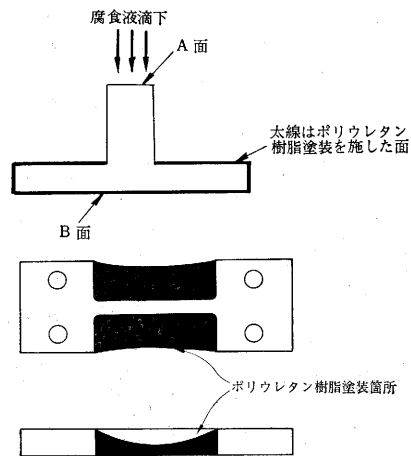


図 58 疲れ試験片の塗装箇所

もし、このような塗装がない場合には、腐食疲れでは圧縮側と引張側の強さの比が 2.3 よりかなり高い値も取りうるため、圧縮側のウェブから破壊する以前に引張側からの破壊が起こりうるので、真の圧縮側強度はもとめがたいのである。このようにして、従来曲げでは実験技

術上むづかしかった、高圧縮平均応力領域での腐食疲れ強さを求めることができた。図 59¹¹⁾ はこの塗装をした軟鋼の腐食疲れ S-N 曲線である。右端の ABC 曲線が塗膜の疲れ強さを近似的に示しているので、この塗膜は、今回の実験に対して十分な寿命と強さを有していることになる。

腐食疲れ試験用の腐食液は、表 5 に示すような清水(地下水)と、この清水と純度の高い食塩とから作った重量比 3% の食塩水とである。

食塩水による腐食疲れ試験とレール鋼の疲れ試験ではすべてシェンク型平面曲げ疲れ試験機(図 60)を用いた。

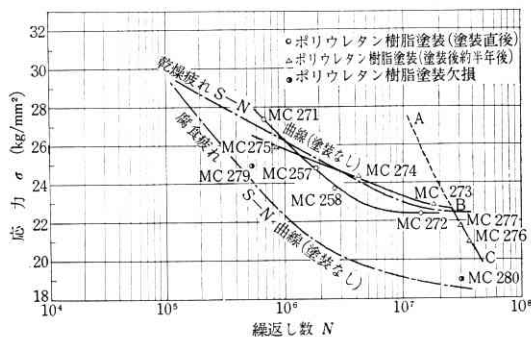


図 59 塗装した軟鋼の腐食疲れ S-N 曲線
(ABC 曲線が塗膜の疲れ特性を近似的に与えている)

表 5 腐食疲れ試験に使用した清水(井戸水)の
分析結果

pH			8.27 (14.5°C において)
全	硬	度	70.5 ppm
蒸	発	残	161.0 "
溶	存	酸	36.6 "
Cl	イ	オ	10.3 "
SO ₄	イ	オ	21.3 "
SiO ₂ (Silica)			41.0 "
Mg	イ	オ	5.8 "
Ca	イ	オ	18.6 "

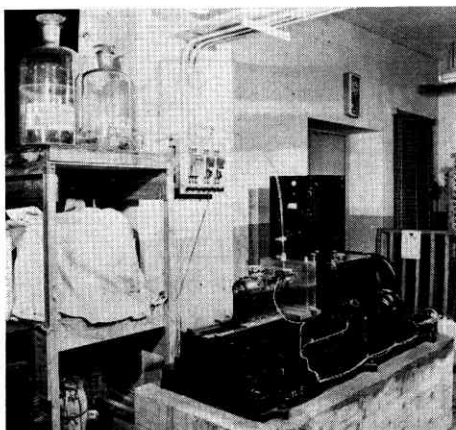


図 60 腐食疲れ試験中のシェンク型疲れ試験機

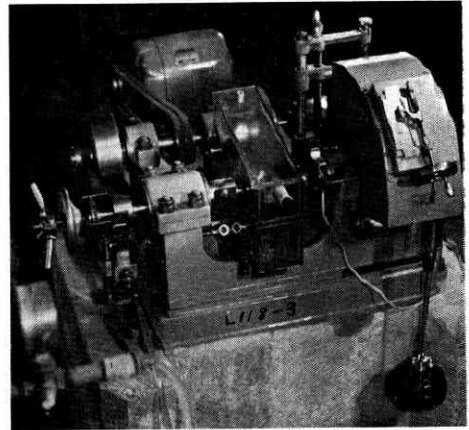


図 61 腐食疲れ専用西原式疲れ試験機

しかし、軟鋼清水腐食疲れ試験においては、比較的降伏点の材料に、比較的高応力をかける必要が生じる可能性があり、その場合にシェンク型のように定変位型試験機では平均応力のし緩が生じるおそれがあったので、この実験のみはこのために新しく試作した腐食疲れ専用の西原式組み合わせ曲げねじり疲れ試験機(図 61)を使用して平面曲げ疲れ試験を行なった。しかし、シェンク型試験機の場合も、き裂の発生・成長に伴う試験片の曲げ剛性の低下を電磁的に検出する装置を付け、平均応力のし緩の有無を監視できるようにした。両試験機はいずれも速度 1500 cpm で、それぞれチャンバを付し、シェンク型では試験片上方から、西原式では下方から腐食液を与えつつ疲れ試験を行なった。この後者の場合は試験片もウェブ側が下に向くように取り付けられている。

(3) 実験結果と新しい疲れ強さ線図の提案

実験結果を次に示す。平均応力が 0 または引張の実験による S-N 曲線の一部を図 62 (MB 材), 図 63 (RA 材), 図 64 (MC 材) に示す。平均応力が圧縮の場合の C 型試験片による実験結果を表 6 に示す。試験機に取り付けた C 型試験片を図 65 に、破断後のそれを図 66 に例示する。表 6 の軟鋼は MC 材 (板厚 19 mm) であり、板厚

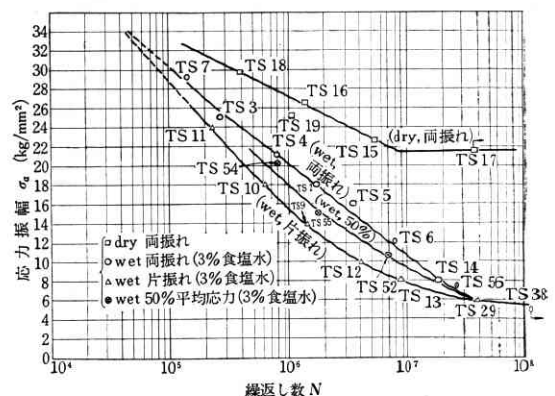


図 62 腐食疲れ S-N 曲線, 軟鋼 (MB 材) 食塩水

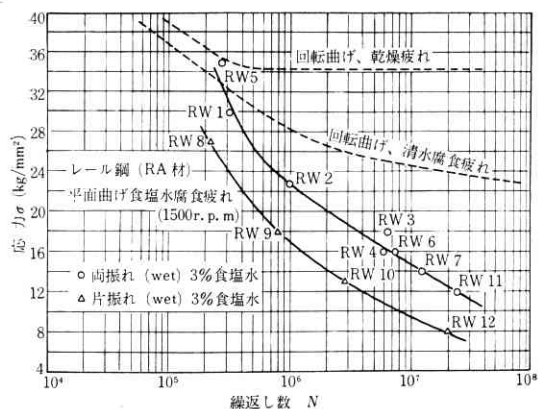


図 63 腐食疲れ S-N 曲線, レール鋼 (RA 材) 食塩水

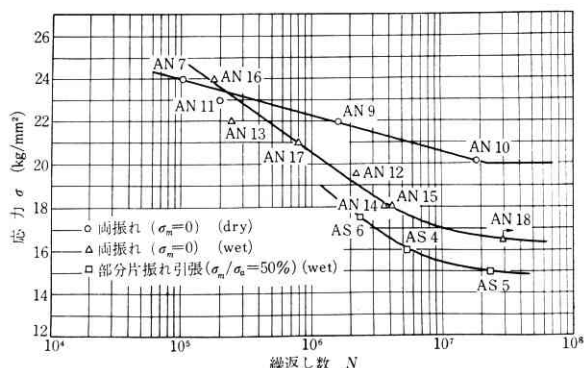


図 64 腐食疲れ S-N 曲線, 軟鋼 (MC 材) 清水

表 6 時間疲れ強さ線図を求めるための腐食疲れ試験結果

注 (1) 応力は図 58 の A 面の緑応力

(2) 破断とあるのは試験機の運転がこれ以上不可能の場合を含む

(軟鋼, MC 材, 食塩水腐食, 平面曲げ, 1500 cpm)

実験番号	試験片番号	試験片形状	応力 $\sigma_m \pm \sigma_a$ (kg/mm²)	繰返し数 $N (\times 10^2)$	破断の有無
S-143	AS 18	T形断面	-4.86 ± 19.50	27779	有
S-132	AS 12	"	-11.60 ± 23.20	7082	"
S-133	AS 13	"	-8.75 ± 17.50	85650	"
S-134	AS 14	"	-6.25 ± 12.50	326815	無
S-144	AS 19	"	-9.20 ± 15.50	510668	"
S-131	AS 11	"	-17.50 ± 17.50	300057	"

(軟鋼, MC 材, 清水腐食, 平面曲げ, 1500 cpm)

実験番号	試験片番号	試験片形状	応力 $\sigma_m \pm \sigma_a$ (kg/mm²)	繰返し数 $N (\times 10^2)$	破断の有無
N-17	AS 16	T形断面	-10.50 ± 21.00	13570	有
N-16	AS 15	"	-5.00 ± 20.00	24410	"
N-19	AS 17	"	-9.50 ± 19.00	40851	無

(レール鋼, RA 材, 食塩水腐食, 平面曲げ, 1500 cpm)

実験番号	試験片番号	試験片形状	応力 $\sigma_m \pm \sigma_a$ (kg/mm²)	繰返し数 $N (\times 10^2)$	破断の有無
S-157	RW 33	T形断面	-12.00 ± 29.00	15073	有
S-129	RW 43	"	-12.00 ± 24.00	73386	"
S-152	RW 40	"	-10.00 ± 20.00	406838	"
S-128	RW 44	"	-18.15 ± 18.15	359950	無
S-145	RW 15	平板形	+22.00 ± 12.00	17506	有
S-146	RW 16	"	+16.00 ± 6.00	230959	"

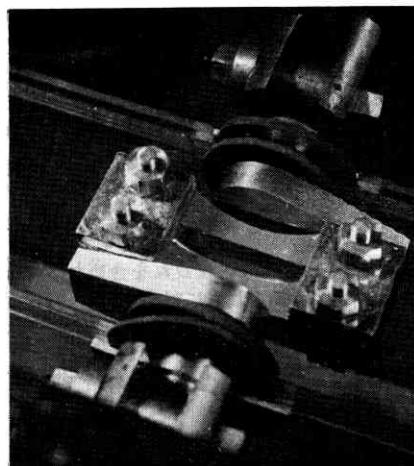


図 65 試験機に取りつけたC型試験片 (西原式では上下逆になる)



図 66 破断後のC型試験片 (RW 33)

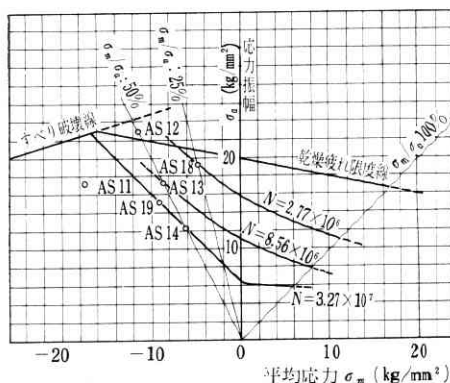


図 67 若干のC型試験片の破断繰返し数を指定繰返し数とする腐食疲れ強さ線図

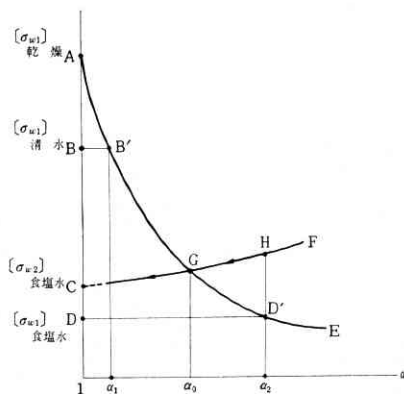


図 68 腐食疲れにおける相当形状係数

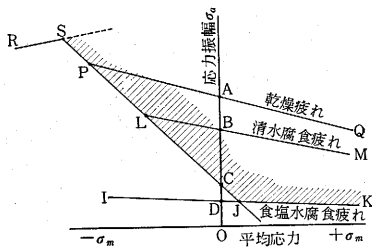


図 69 腐食疲れ、乾燥疲れを含めた、十分大なる繰返し数に対する疲れ強さ線図

の制限で図 62 の実験で使った MB 材 (板厚 8 mm) を使用できなかったが、食塩水腐食疲れ特性に関しては MB, MC 両材の特性がほとんど等しいので同一材料を引圧両領域で実験したものと見なした。しかし、清水腐食疲れ特性に関しては、両材の間の特性差が無視できないこともありうるので、引張平均応力領域についても MC 材で S-N 曲線を求めたのである (図 64)。これらの S-N 曲線と表 6 の結果とから直ちに、若干の指定繰返し数に対する疲れ強さ線図が、たとえば 図 67 のように引ける。

ここで、腐食疲れを受けた材料の強度値の存在範囲を考えてみる。既述のごとく、腐食疲れを受けた材料は、き裂材としての力学的挙動を示し、前報²⁾の図 53 と類似の関係が成立する可能性が高い。この場合、図 68 のように、十分大きな繰返し数での平滑試験片 (形状係数 $\alpha=1$) の両振れ疲れ強さが、乾燥時の A 点から清水腐食疲れでは B 点に、食塩水腐食疲れでは C 点に下がるものとする。この場合、腐食疲れで強度が下がるということは、き裂の発生・進行に必要な応力が低下したためであると考え、腐食疲れを受けた平滑試験片はその表面に一種の stress raiser が生じ、切欠き試験片と同等であると考えることができよう。図 68 の α は、この意味での広義の切欠きの形状係数であり、曲線 AGE は、その意味でのき裂発生限界応力 σ_{w1} (σ_{w1} 以下では容易にき裂の発生が見られない) とかかる α との関係を示すもので、機械加工でつけた切欠きによる $\alpha \sim \sigma_{w1}$ 特性と同傾向を持つものと想定して引いた。ただし、その取り扱いには狭義の切欠きの時とまったく同じではない。両振れの清水腐食疲れ、食塩水腐食疲れを受けた場合のき裂の発生限界応力を B, D とすれば、相当形状係数は図 68 の B', D' から α_1, α_2 となり、分岐点の形状係数 α_0 との関係がたとえば図 68 のようなもの、すなわち $\alpha_1 < \alpha_0, \alpha_2 > \alpha_0$ であったとする。かかる食塩水腐食疲れでは D' に対応して、き裂進展限界応力 σ_{w2} を示す曲線 GF 上に H が求められる。普通の切欠きならばこの H が疲れ強さを与えるのであるが、腐食疲れでは事情が異なるものと思われる。長時間の荷重繰返し後に、腐食作用に促進されてき裂が成長すると、初めにき裂発生に寄与した表面欠陥は小さいのでき裂に含まれてしまい、き裂を持っ

た平滑材 ($\alpha=1$) になる。すなわち、長時間の荷重繰返しの後には、FG を $\alpha=1$ まで延長した C 点が、平滑試験片の両振れ食塩水腐食疲れ強さを、D 点がき裂発生限界応力を示すことになる。また腐食疲れでは、図 68 の曲線 GF は切欠き試験片の乾燥疲れの場合よりかなり低く位置することが可能であるものと推定される。このように、小さく鋭い表面欠陥においても深い切欠きと同様に疲れ強さがき裂進展限界応力 σ_{w2} とき裂発生限界応力 σ_{w1} とに分解する場合を考えてみるのである。この図 68 は両振れ荷重に対するものであるが、この図 68 と既述のき裂材の疲れ強さに及ぼす平均応力の影響に関する議論とを考慮すると、腐食疲れ強さ線図は、十分大きい繰返し数に対しては図 69 のごとく与えられるであろう。

すなわち、清水腐食疲れに対しては SLM となり、食塩水腐食疲れに対しては SJK となる。ここで約 45° の傾斜線 SJ はき裂進展限界応力を表す。PQ, LM, JK はき裂発生限界応力を表し、それぞれの α に応じた高さで傾斜を持つ。したがって、き裂発生に寄与する相当形状係数 α の値いかににより疲れ強さは質的に異なったものになり、 $B(\alpha=\alpha_1)$ ならばき裂発生限界応力であり、 $C(\alpha=\alpha_2)$ ならばき裂進展限界応力であるから、少なくとも平均応力の小さい範囲、特に圧縮平均応力領域では、平均応力の影響の現われ方が両者の間で異なるのは図 69 から明らかである。腐食疲れでは α に時間依存性があり一般に時間とともに α は高くなるものと思われるが、時には低下もありえよう。 α の変化につれて、き裂発生限界応力が変化する。き裂進展限界応力も変化するが、一般にはその変化量は前者に比べれば比較的少ないようである。以上は、十分高い繰返し数に対する疲れ強さ線図についての検討であるが、有限な繰返し数、たとえば $N=10^5, 10^6, 10^7$ 等に対する疲れ強さ線図はいずれも、このき裂発生限界応力線と、き裂進展限界応力線の両線の右上の領域、たとえば食塩水腐食疲れの場合は図 69 にハッチを施した領域に存在する。これらの線図は N が増すにしたがい SLM または SJK に収斂することを考慮すると、これら腐食疲れ強さ線図は、たとえば SJ と JK とを両漸近線とするような形状で、繰返し数 N をパラメータとする曲線群であるものと推定される。

以上の推定を念頭におきながら、たとえば軟鋼の食塩水腐食疲れの場合の図 67 を、各段階の指定繰返し数 N に対する曲線群として完結すると図 70 のようになる。同様な図を軟鋼の清水腐食疲れとレール鋼の食塩水腐食疲れの場合について求めれば図 71, 図 72 となる。図 70 と図 72 の曲線群を $\sigma_m = \text{const.}$ または $\sigma_m/\sigma_a = \text{const.}$ の直線で切ると、各種の S-N 曲線群が図 73 ないし図 76 のように得られる。実際にはこれら S-N 曲線と既述の疲れ強さ線図とがいずれもなめらかで合理的な曲線群になるように相互に繰返し修正を行ないつつ、曲線群を完結

したのである。

このようにして得られた疲れ強さ線図 図70, 図71, 図72の曲線群は, 図68と図69を基礎とする既述の諸議論と, いずれの点においても矛盾しないように思われる。また, 平均応力が0でない場合を含む鋼材の引張圧縮または曲げ腐食疲れ強さの諸実験値^{3-7, 9-13)}を材料や腐食条件の差を無視して1枚の図にプロットしたのが図77¹⁴⁾である。この図は普通鋼の一般的傾向を示していることになるが, これと類似することから, 筆者の求めた図70, 図72は傾向としてさらに広い範囲に適用できるものと言えよう。この図77では清水に関する実験値

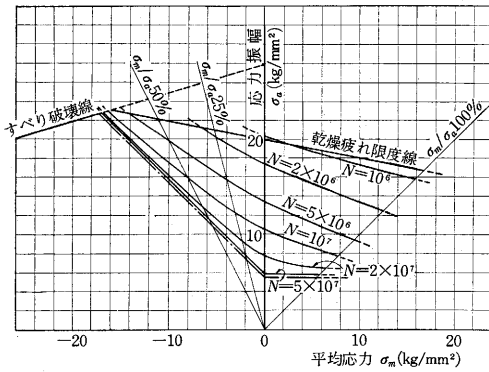


図70 疲れ強さ線図 (軟鋼, 食塩水腐食)

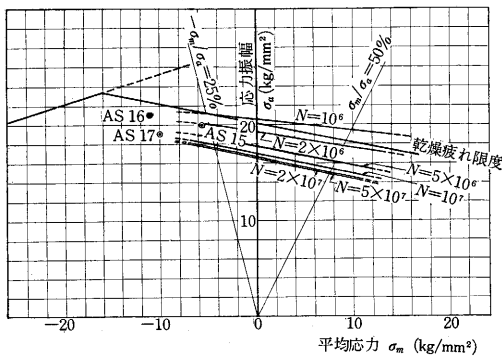


図71 疲れ強さ線図 (軟鋼, 清水腐食)

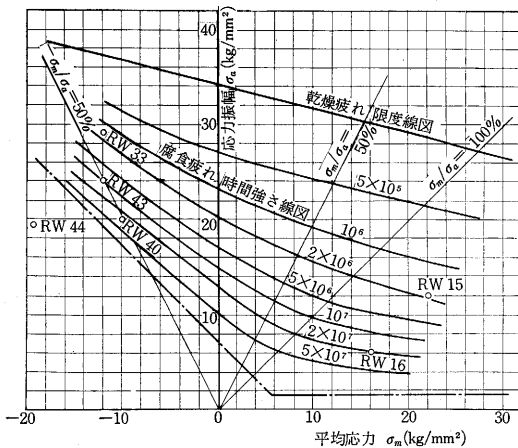


図72 疲れ強さ線図 (レール鋼, 食塩水腐食)

もよく同じ曲線にのっているが, 外国の清水が腐食疲れに関しては食塩水と同等と見なされるものが多いことを考慮すると, それも十分肯定できる。次に図78は Jensen⁸⁾のレール鋼の硫酸腐食疲れ試験結果を●印でプロットしたものであるが, Jensenの使用したT形断面試験片は図78に示したような断面で, 塗装は施していない。したがってJensenがA, B点の応力で破壊したとした試験片については, 圧縮側のウェブで破壊したという彼の判断は誤認であり, 実際は引張側のフランジから破壊したものと推定される。かかる見解で筆者が修正した応力値を△印でプロットし直したのがA', B'点であり, 修正

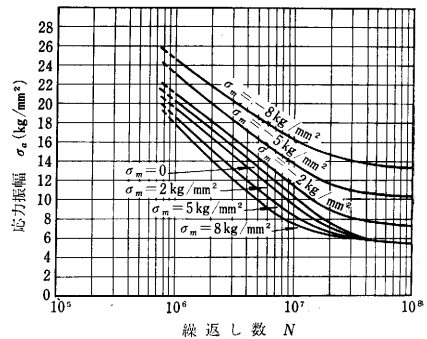


図73 各段階の σ_m に対する S-N 曲線 (軟鋼, 食塩水腐食)

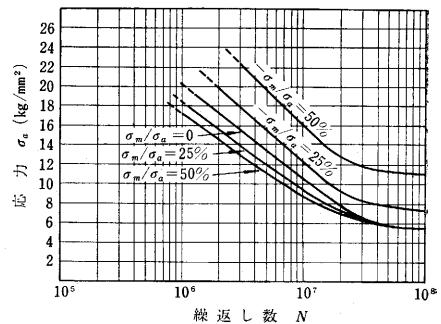


図74 各段階の σ_m/σ_a に対する S-N 曲線 (軟鋼, 食塩水腐食)

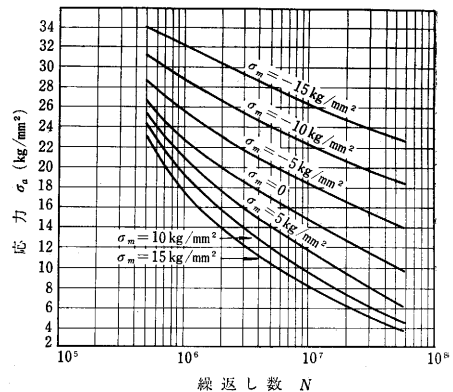


図75 各段階の σ_m に対する S-N 曲線 (レール鋼, 食塩水腐食)

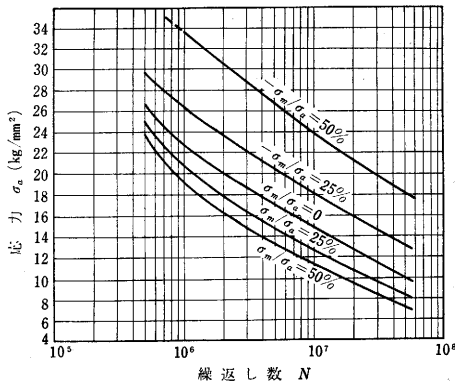


図 76 各段階の σ_m/σ_a に対する S-N 曲線
(レール鋼, 食塩水腐食)

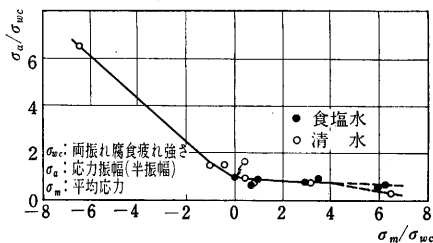


図 77 非耐食鋼の腐食疲れ強さに及ぼす平均
応力の影響を示す各研究者の実験値を
集めてプロットした図
(回転曲げ, 平面曲げ, 引張圧縮を含む
 $N=2\sim 20\times 10^6$)

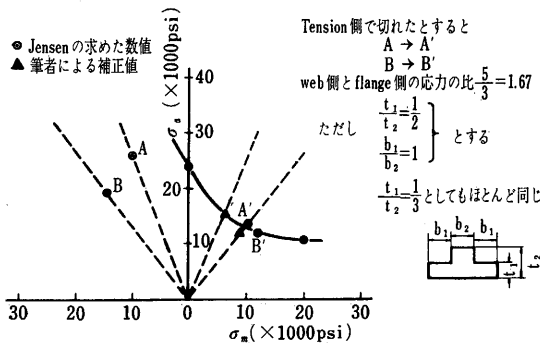


図 78 R. S. Jensen の実験値の補正による疲れ強
さ線図(硫酸腐食疲れ, 平面曲げ, レール鋼)

後はよく 1 本の曲線にまとまり, この曲線も筆者が求めた疲れ強さ線図と本質的に同傾向となり, 筆者の見解と新しい提案の正しさを裏付けるものであると思われる。

清水腐食疲れに関する図 71 が食塩水腐食疲れの図 70 や図 72 と一見様相が異なるのは, 相当形状係数 α が低いので, き裂進展限界応力線が圧縮側に深く寄ったためであること, したがって本質的には両者の間に矛盾がないことは, 既述の議論から明らかであろう。

(4) 腐食疲れにおける疲れ強さ線図の新しい実験式の提案

疲れにおける平均応力の影響は通常疲れ限度に対する

ものとして疲れ限度線図によって示されるが, それをたとえば σ_m - σ_a 線図で示す場合には鋼材に関しては, 直線法則や上に凸な放物線法則, あるいはこれらを含めて一般に

$$\sigma_a = \sigma_w \left\{ 1 - \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_B} \right)^x \right\}$$

ここで

σ_w : 両振れ疲れ強さ

σ_B : 引張強さ

$$x = \begin{cases} 1: \text{modified Goodman's law} \\ 2: \text{Gerber's law} \end{cases}$$

で代表されるような 1 本の曲線で示される関係がよく事実を表わすものとされている¹⁵⁾。特にわが国では西原氏ら²⁴⁾によって確認された

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_T} + \frac{\sigma_a}{\sigma_w} = 1 \quad \begin{matrix} \sigma_T: \text{真破断応力} \\ \sigma_w: \text{両振れ疲れ強さ} \end{matrix}$$

なる関係が一般に使われている。

腐食疲れに関しては既述のように, 少なくとも

(1) 比較的高い有限の指定繰返し数に対する疲れ強さ線図は σ_m/σ_a のあまり大きくない範囲では下に凸の曲線である。

(2) それは繰返し数 N をパラメーターとする曲線群で示される。

(3) その曲線群の形状は, 十分高い繰返し数においてもき裂の発生が不可能である応力の範囲をきめる線図と, き裂の継続進展を保証する応力の範囲をきめる線図とによって大きく左右される。

の 3 点が満足されなければならない。さらに図 70, 図 71, 図 72 を考慮すると, 腐食疲れにおける疲れ限度線図は, かなり高い繰返し数に対しては, き裂発生限界応力線とき裂進展限界応力線とを両軸とする斜交座標に関する双曲線群でかつ両軸を漸近線とする, たとえば図 79 のごとき曲線群で近似されてもよいであろう。この場合この斜交座標における頂点の座標 k は破断繰返し数 N の関数であり, これを

$$k = F(N) \quad (1)$$

とおく。ここで食塩水腐食疲れではき裂発生限界応力線は σ_m 軸への平行線で近似できるので, 求める双曲線群の実験式はもとの σ_m - σ_a 直交座標に関しては次の (2) 式となる。

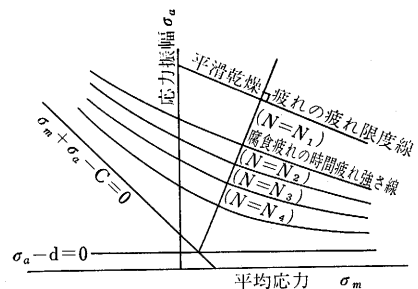


図 79 強度低下の激しい腐食疲れにおける
疲れ強さ線図群の構想図

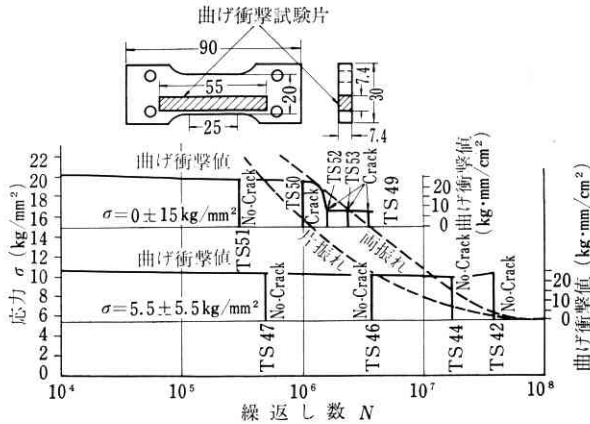


図 80 食塩水腐食疲れを受けた軟鋼の曲げ衝撃値の変化
(実線は衝撃値、破線は S-N 曲線を示す。図示した応力を図示した繰返し数まで与えた試験片より、衝撃試験片を採取した。)

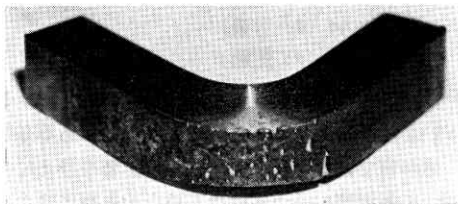
$$(\sigma_m + \sigma_a - c)(\sigma_a - d) - \frac{\sqrt{2}}{2} k^2 = 0 \quad (2)$$

ここで d は平滑試験片 ($\alpha=1$) のき裂発生限界応力 σ_{w1} であり、 c は、き裂の入った平滑試験片の疲れ強さ σ_{w2} であって、いずれも両振れ荷重に対する値である。

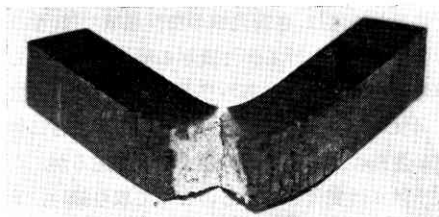
ここで軟鋼の食塩水腐食疲れに関しては、図 62 のごとく $N=10^8$ では $\sigma_m/\sigma_a=0$ と $\sigma_m/\sigma_a=1$ の両 S-N 曲線が $\sigma_a=5.5 \text{ kg/mm}^2$ で重なる。同じ条件で腐食疲れを与えた試験片から採取した平滑衝撃試験片についてのシャルピー衝撃試験による吸収エネルギーの変化と、衝撃試験で曲げられた試験片表面でのき裂観察の結果図 80¹⁰⁾ に示すように、この 5.5 kg/mm^2 はき裂発生限界応力であることがわかる。そのき裂とは図 81 に示すような表面の分布き裂である。これらの結果と図 70 とから、軟鋼の食塩水腐食疲れでは

$$c \doteq d$$

とよいことがわかる。(1) 式の k については、実



(a) TS 50



(b) TS 49

図 81 食塩水腐食疲れ試験後、曲げ衝撃試験を行なった試験片の外観。き裂の開口が見られる。

験で得られた疲れ強さ線図から $k-N$ の関係が、図 82、図 83 のごとく求められる。したがって

$$\begin{cases} \text{軟鋼の食塩腐食水疲れでは } 10^6 \leq N \leq 2 \times 10^7 \\ \text{レール鋼の } \text{ " } \text{ では } 3 \times 10^6 \leq N \leq 5 \times 10^7 \end{cases}$$

の範囲で次の関係が成り立つ

$$k = F(N) = a - b \log N \quad (3)$$

したがって最終的な疲れ強さ線図群は破断繰返し数 N をパラメータとして次のように求められる。

$$(\sigma_m + \sigma_a - c)(\sigma_a - d) - \frac{\sqrt{2}}{2} (a - b \log N)^2 = 0 \quad (4)$$

定数 a, b, c, d はこの実験に対しては表 7 のように得られた。図 71 のような一見直線状に見える曲線群は、 c に比較して d を十分高くとり、き裂発生限界応力線に若干の傾きを与えれば得られる。

次に、 $\sigma_a < d$ なる範囲では十分高い繰返し数までき裂の発生が見られず

$$\begin{cases} \sigma_a > d \\ \sigma_m + \sigma_a < c \text{ (すなわち } \sigma_{\max} < c) \end{cases}$$

の領域すなわち、図 69 における SJ と IJ には含まれた領域では、き裂の発生は見られるが十分高い繰返し数ま

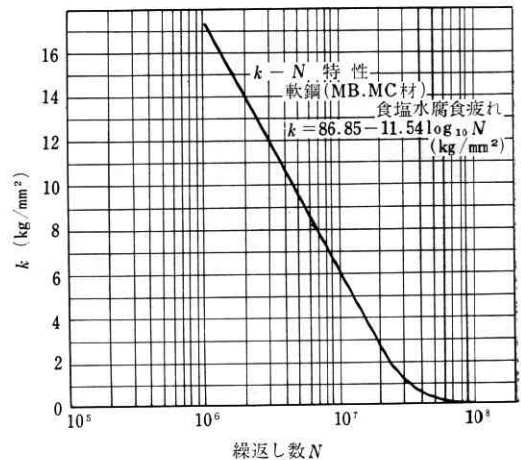


図 82 $k-N$ 線図。軟鋼(MB 材, MC 材)食塩水腐食疲れ

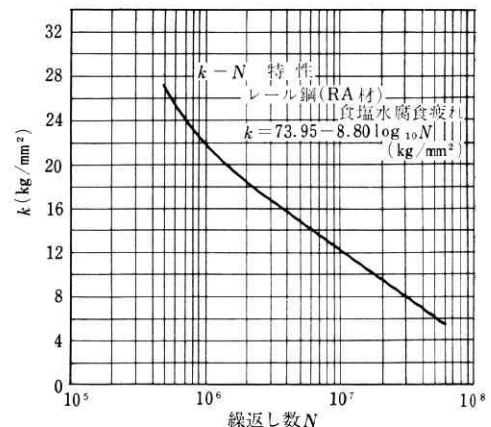


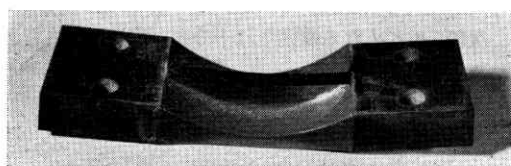
図 83 $k-N$ 線図。レール鋼(RA 材)食塩水腐食疲れ

表 7 平面曲げ，食塩水腐食疲れ試験により得られた，(4)式の諸定数の値

	軟 鋼	レール鋼
a (kg/mm ²)	86.85	73.95
b (kg/mm ²)	11.54	8.80
c (kg/mm ²)	$=d$ ($=5.5$)	7.12
d (kg/mm ²)	5.5	0.71



(a) AS11: 軟鋼，食塩水



(b) AS17: 軟鋼，純水

図 84 高い圧縮平均応力を受けて停留している腐食疲れき裂。(ウェブにき裂が入っている)



図 85 破断しなかった試験片のウェブ端面に残る多数の分布き裂。

AS 20, 軟鋼, 食塩水, -10 ± 10 kg/mm²
 $N = 60588 \times 10^2$
 C 型試験片

で破断が生じない，すなわち，き裂の停留状態を許す応力範囲である。かかる試験片の実例を図 84 に示す。この場合多数のき裂が圧縮側のウェブ端面より発生し，十分深くまで成長しうが，試験片を破断させることはできない。そのウェブ端面のき裂を図 85 に例示する。き裂面は主応力に直交する。

このように，き裂の発生は比較的平均応力の影響を受けにくく，主として応力の変動成分の大小によりき裂発生の有無が決定される。非対称な応力集中源の存在しないとき，たとえば通常の V 型切欠きなどでは，かかる状況にあることが経験的に肯定できる。すでに発生したき裂は高い圧縮平均応力をき裂面に垂直に受けると，き裂底の応力集中が緩和されて無制限なき裂の拡大進展が抑制される。そのために必要な圧縮平均応力の値は，試験片の圧縮側端面における応力の最大値が両振れ疲れ強さ

を越えないように選ばなくてはならない。応力の最大値が一定ということは，後に示す図 86 より明らかなように，き裂先端付近のひずみ振幅が一定ということとだいたい等しいのである。それならば有限な繰返し数 N で破断を生じめるための (σ_m, σ_a) の組み合わせが存在するということは何を意味するのであろうか。筆者はこれを主としてき裂の進行速度と，最終破断を招くに必要なき裂の最大深ささが平均応力によって影響を受けるためであると考えたい。この提案に基づく理論的取り扱いを次に述べる。

7. 疲れき裂の進行に及ぼす平均応力の影響と腐食疲れ寿命に及ぼす平均応力の影響

(1) 疲れき裂の進行速度に及ぼす平均応力の影響

平均応力が存在する場合の疲れき裂の進行速度に関しては測定結果は少なくない。しかし疲れき裂の進行速度に及ぼす平均応力の影響に関する組織的な測定結果や，理論的計算は見当たらない。そこで，既述のように腐食疲れ寿命に及ぼす平均応力の影響を解明する一方法としての必要から，あらためて平均応力を含めたき裂の進行方程式を疲れき裂一般について求めることとし，次のような計算を行なった。

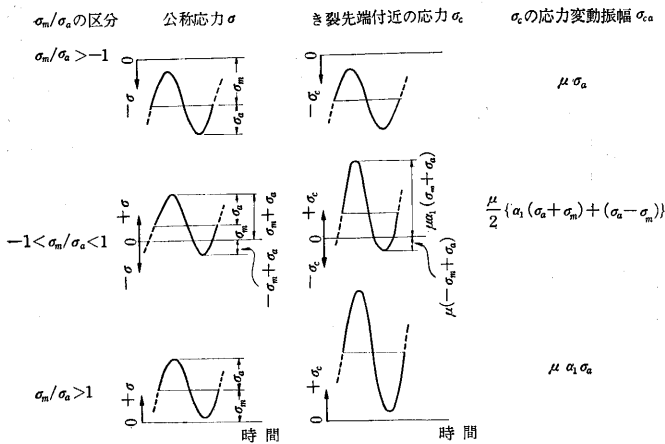
まず次のごとき仮定を置く。

- (I) 疲れき裂の進行速度は，き裂先端付近のある箇所のひずみ振幅 ϵ_{ca} によってきまる。
- (II) このひずみ振幅 ϵ_{ca} はその近傍のある箇所の応力 σ_c の振幅 σ_{ca} と直線関係にある。
- (III) その応力 σ_c は公称応力 σ と比例する(かかる領域を考える)。
- (IV) σ_c の σ に対する応力集中率は，引張に対する応力集中率が圧縮に対する応力集中率より高く $\alpha_1 (\geq 1)$ 倍である。すなわち

$$\sigma_c = \begin{cases} \mu \alpha_1 \sigma & (\sigma: \text{引張}) \\ \mu \sigma & (\sigma: \text{圧縮}) \end{cases}$$

圧縮時にはき裂先端に応力集中が起きないと考えられることも多いが，この μ はかならずしも $\mu=1$ である必要はない。値が何であるかは今後の議論に影響を与えない。この四つの仮定は，一つには故石橋氏のき裂に関する多くの研究結果¹⁶⁾や竹中幸彦氏の実験結果¹⁷⁾その他を参考にし，また一つには，き裂先端の塑性領域では，それを取り囲む弾性領域における弾性変形の繰返しに対応して，ほぼ弾性的に変形するであろうという想定の上に出て設定されたのである。公称応力 σ はき裂の進行に伴う残存断面の変化による影響を考慮すべきであるが，ここでは形式上は σ は変化しないものとして取り扱い，実際に生じる変化は後述のき裂の進行方程式の形の中に含ませて考えることにする。

以上の仮定にあわせてき裂先端付近のある点での応力

図 86 き裂先端付近の応力 σ_c と公称応力 σ との関係

σ_c と公称応力 σ との一般的関係を図示すれば図 86 のようになる。

この図から、 σ_c の振幅 σ_{ca} は $-1 < \sigma_m/\sigma_a < 1$ なる範囲では

$$\begin{aligned}\sigma_{ca} &= \frac{1}{2}(\sigma_{cmax} - \sigma_{cmin}) \\ &= \frac{\mu}{2} \{ \alpha_1(\sigma_a + \sigma_m) + (\sigma_a - \sigma_m) \} \\ &= \mu \alpha_2(\alpha_3 \sigma_m + \alpha_a)\end{aligned}\quad (5)$$

ここで

$$\begin{aligned}\alpha_2 &= \frac{\alpha_1 + 1}{2} (> 1) \\ \alpha_3 &= \frac{\alpha_1 - 1}{\alpha_1 + 1} (< 1)\end{aligned}$$

次に (II) の仮定から e_1, e_2 を定数として

$$\varepsilon_{ca} = e_1 \sigma_{ca} + e_2$$

したがって

$$\varepsilon_{ca} = e_1 \mu \alpha_2 (\alpha_3 \sigma_m + \alpha_a) + e_2 \quad (6)$$

次にき裂の進行方程式，すなわち，

$$f\left(\frac{d\lambda}{dn}, n, \lambda, \sigma\right) = 0 \quad \text{または} \quad g(n, \lambda, \sigma) = 0$$

$$\text{ただし} \quad \begin{cases} \lambda: \text{き裂長さまたはき裂深さ} \\ n: \text{繰返し数} \\ \sigma: \text{(公称)応力} \end{cases}$$

としては，繰返し曲げ荷重に対しては，かなり多くの場合に $d\lambda/dn = A\lambda$ が有効に適用される。ここで， A は応力 σ や腐食条件などの関数である。腐食疲れき裂においては，回転曲げのき裂深さに対してはこれと同じ形の方程式が成立し^{18), 19)}， $\sigma_m = 0$ であることを考慮すればこれを次の (7) 式のように書ける。

$$\frac{\partial \lambda}{\partial n} = B_0 e B \sigma_a \cdot \lambda \quad (7)$$

平面曲げ食塩水腐食疲れのき裂深さに関しては，遠藤・永井・有崎氏の実験結果²⁶⁾が図 87 のように与えられて

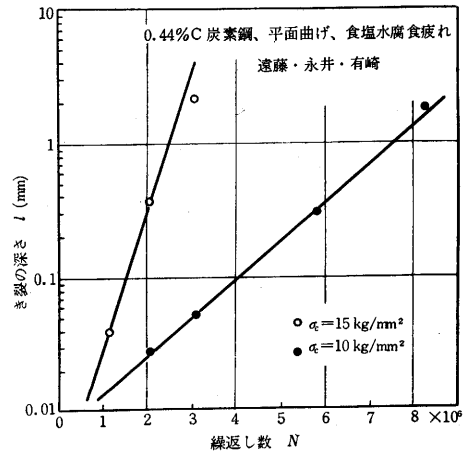


図 87 平面曲げ食塩水腐食疲れにおけるき裂の表面から内部への進行特性測定例 (遠藤永井，有崎)

いてこの場合も (7) 式が成立つものと考えてよいであろう。この (7) 式の応力は原断面についての公称応力で一定であるがき裂の進行に伴う断面減少の影響はすでに (7) 式の中に式形として含まれている。この (7) 式に対応するひずみ振幅 ε_{ca} は (6) 式に $\sigma_m = 0$ において

$$\varepsilon_{ca} = e_1 \mu \alpha_2 \sigma_a + e_2 \quad (8)$$

したがって，この (8) 式と (6) 式とを見くらべて (I) の仮定より，(7) 式の σ_a の代わりに $(\alpha_3 \sigma_m + \alpha_a)$ とおけば， $\sigma_m \neq 0$ の場合を含むき裂の進行方程式が次のように求められる。

$$\frac{\partial \lambda}{\partial n} = B_0 e B (\alpha_3 \sigma_m + \sigma_a) \cdot \lambda \quad (9)$$

き裂のかかる力学的モデルに対しては，少なくとも $-1 < \sigma_m/\sigma_a < 1$ なる領域では， α_1 が 1 に比べて十分大なるときは，図 86 から明らかなように， ε_{ca} は近似的には $\sigma_m + \sigma_a (= \sigma_{max})$ と比例する。したがってき裂材の疲れ限度，すなわち，き裂進展限界応力が図 69 のようにほぼ 45° の直線で表わされるのは十分首肯できるように思われる。また，もし $\sigma_m/\sigma_a > 1$ なる領域まで上記の論理が拡張できるものとすれば

$$\varepsilon_{ca} = e_1 \mu \alpha_1 \sigma_a + e_2 \quad (10)$$

なので，き裂の進行速度は平均応力 σ_m の影響を受けないことになる。

(2) 平均応力を含むき裂進行方程式の解

(9) 式に対する境界条件を，腐食疲れの場合を念頭において，次のように与える。(9) 式に従うき裂の定常的進行期から，不安定期ともいうべき疲れ寿命最終段階のき裂の急速成長期へ移行する時の λ と n をそれぞれ λ_{cr} (臨界き裂深さ) と N_{cr} (臨界繰返し数) とし，破断繰返し数を N とすれば

$$n = N_{cr} = N \quad \text{で} \quad \lambda = \lambda_{cr}$$

また， $n \sim \log \lambda$ 線図を延長して

表 8 最大き裂深さの進行速度に関する定数 B_0, B の測定値

$\frac{d\lambda}{dn} = B_0 e^{B\sigma} \cdot \lambda$					
測定者	供試材	実験条件	B_0/m	B (mm ² /kg)	基準応力 (kg/mm ²)
Brumfield	S. A. E. 4130	回転曲げ・食塩水 (推定) 1420 cpm	2.8×10^{-8}	0.23 (推定)	10.85
遠藤, 永井, 有崎	半硬鋼 (0.41% C)	平面曲げ・食塩水 2300 cpm	$\begin{Bmatrix} 2.8 \times 10^{-8} \\ 3.5 \times 10^{-8} \end{Bmatrix}$	$\begin{Bmatrix} 0.23 \\ 0.19 \end{Bmatrix}$	10.00
北川	軟鋼	回転曲げ・清水 約 1500 cpm	1.3×10^{-9}	0.33	25.00

注 この場合の基準応力とは、この応力でのき裂進行特性に着目して B_0 を定めたとの意味である
 $m = \log 10 \div 2.3$

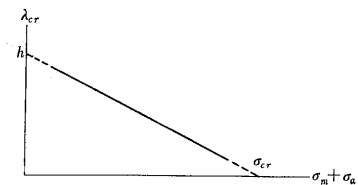
$$n=0 \quad \text{で} \quad \lambda = \lambda_{00}$$

とする。 λ_{00} は表面条件、腐食条件などできるものとする。食塩水腐食疲れでは初期のき裂深さ λ_0 がこの λ_{00} にきわめて近い。すると (9) 式から

$$\ln \lambda_{cr} - \ln \lambda_{00} = B_0 e^{B(\alpha_3 \sigma_m + \sigma_a)} \cdot N \quad (11)$$

この B, B_0 は従来の実験結果より、たとえば次の表 8 のように求めることができるが、特に B_0 は腐食条件の影響を強く受けるようである¹⁸⁾。 λ_{00} は特に浅いき裂なので成長してからの λ にくらべれば、平均応力 σ_m の影響を受けることが少ないであろう。また、従来の諸経験^{11), 18), 21), 22), 27), 28)} から応力振幅 σ_a の影響をあまり受けないとしても大過ないものと思われる。

λ_{cr} に関しては、ここで定義されたような意味での臨界き裂深さについては実験結果がきわめて乏しい。比較的深いき裂で引張圧縮荷重の場合については λ_{cr} と σ_{max} ($=\sigma_m + \sigma_a$) の間に直線関係があると、Giddings^{20), 25)} によって指摘されているが、この関係は比較的合理的で一般性のある関係

図 88 σ_m と臨界き裂長 λ_{cr} との関係

式または図 88 の関係が得られる。

$$\lambda_{cr} = h \left(1 - \frac{\sigma_m + \sigma_a}{\sigma_{cr}} \right) \quad (12)$$

ここで h はき裂の進行方向に測った試験片の寸法である。 σ_{cr} は $(1/2)\sigma_B \sim (3/2)\sigma_B$ の範囲にあるものと推定される。 σ_B は無き裂材の引張強さである。

(11) (12) から得られる次式

$$\ln \left\{ \frac{h}{\lambda_{00}} \left(1 - \frac{\sigma_m + \sigma_a}{\sigma_{cr}} \right) \right\} = B_0 e^{B(\alpha_3 \sigma_m + \sigma_a)} \cdot N \quad (13)$$

が、S-N 曲線群と疲れ強さ線図群とを与えるのである。したがってまたたとえば S-N 曲線から疲れ限度線図を求めることもできるし、S-N 曲線から (13) 式中の若干の未知定数をきめることもできる。

特定の場合にこれを試みてみよう。今回の腐食疲れ実験条件では、 $\ln(h/\lambda_{00}) > 1$ であるから $(\sigma_m + \sigma_a)$ が σ_{cr} より十分小さい範囲では (13) 式から近似的に次の (14) 式が得られる。

$$\begin{aligned} c_1 - c_2(\sigma_m + \sigma_a) \\ = (\alpha_3 \sigma_m + \sigma_a) - \frac{m}{B} \log N \end{aligned} \quad (14)$$

ここで

$$\begin{cases} c_1 = \frac{1}{B} \ln \left(\frac{1}{B_0} \ln \frac{h}{\lambda_{00}} \right) \\ c_2 = 1 / \left(B \sigma_{cr} \ln \frac{h}{\lambda_{00}} \right) \\ m = \ln 10 \div 2.3 \end{cases}$$

この (14) 式より任意の σ_m または $\sigma_m/\sigma_a (= \gamma)$ の値に対する各種の S-N 曲線群が得られる。たとえば、

$$\sigma_a = \frac{c_1}{c_2 + 1} - \frac{c_2 + \alpha_3}{c_2 + 1} \sigma_m - \frac{m}{B(c_2 + 1)} \log N \quad (15)$$

$$\sigma_a = \frac{c_1}{c_2(1 + \gamma) + 1 + \gamma \alpha_3} - \frac{m}{B\{c_2(1 + \gamma) + 1 + \gamma \alpha_3\}} \log N \quad (16)$$

$$\sigma_{max} = \frac{c}{c_2 + 1} + \frac{1 - \alpha_3}{c_2 + 1} \sigma_m - \frac{m}{B(c_2 + 1)} \log N \quad (17)$$

これらの式は既述の腐食疲れ試験結果をよく説明することができる。たとえば、軟鋼の食塩水腐食疲れの場合について (15) 式を検討して見ると、一般に $c_2 \ll 1$ なので、図 62 と (15) 式から、 $\sigma_m = 0$ 、 $N = 1$ に対して $\sigma_a = c_1 \div c_1/(c_2 + 1) \div 78.5 \text{ kg/mm}^2$ 、一方、両振れ疲れ試験でのき裂進行速度の測定結果その他より

$$\frac{m}{B_0} = \frac{1}{2.8} \times 10^8, \quad \frac{m}{B} = 10 \text{ kg/mm}^2,$$

$$\lambda_{00} \div \lambda_0 = 0.012 \text{ mm}, \quad h = 5 \text{ mm}$$

ととれば $c_1 = 79.7 \text{ kg/mm}^2$ となり上述の S-N 曲線のみより求めた c_1 とよく一致する。

次に、(15) 式と (17) 式とから、任意の指定繰返し数 N に対する疲れ強さ線図が次のように得られる。

$$\begin{aligned} (\sigma_m + \sigma_a - c)(\sigma_a - d) = & \left\{ (c_1 - c) - \frac{m}{B} \log N + (1 - \alpha_3) \sigma_m \right\} \\ & \times \left\{ (c_1 - d) - \frac{m}{B} \log N - \alpha_3 \sigma_m \right\} \end{aligned} \quad (18)$$

軟鋼食塩水腐食疲れについて考えると、 $c = d (= 5.5 \text{ kg/mm}^2)$ 、図 73 と (15) 式とより

$$\alpha_3 \div \frac{c_2 + \alpha_3}{c_2 + 1} \div \frac{1}{2} \quad \therefore 1 - \alpha_3 = \frac{1}{2}$$

したがって

$$\begin{aligned} & (\sigma_m + \sigma_a - c)(\sigma_a - d) \\ & - \frac{\sqrt{2}}{2} \left\{ \sqrt{2}(c_1 - d) - \frac{\sqrt{2}m}{B} \log N \right\}^2 + \frac{1}{4} \sigma_m^2 = 0 \end{aligned} \quad (19)$$

ここで

$$\sqrt[4]{2}(c_1-d)=1.19 \times (78.5-5.5)=86.92 \text{ kg/mm}^2$$

$$\sqrt[4]{2} \frac{m}{B}=1.19 \times 10=11.9 \text{ kg/mm}^2$$

これらの値は表 7 の a, b ときわめてよい一致を示している。 (19) 式と (4) 式との差は $\sigma_m^2/4$ に過ぎず σ_m が小さい領域では両式がよい一致を示す。表 7 の a, b は既述のように σ_m の小さい範囲で求めたものであり、(18) 式の誘導にはやはり σ_m があまり大きくないという前提をつけているので、 $(1/4)\sigma_m^2$ に関する制限は当然であろう。したがって、(4) 式または図 70 に示したような時間疲れ強さ線図群はき裂の進行特性が平均応力の影響を受けることによって実現したものであると考えた筆者の既述の想定は十分正しかったものと言ってよいであろう。類似の検討をレール鋼について行なった結果はやはりよい一致が得られた。

8. 腐食疲れ強さ向上に関して——筆者の理論の応用例

腐食疲れを受ける金属材料の表面におけるき裂の発生は現在ではまだ、化学的に腐食作用そのものを無効にする以外には、冶金的方法では防止できないことがよく知られている²³⁾。しかし、適当な圧縮平均応力を与えることにより、すでに生じたき裂の進展をある程度で停止させるか、または、進展速度をきわめて低くすることが可能であるらしいことは以上述べたことから明らかである。もし、材料表面にきわめて近い箇所にきわめて高い圧縮平均応力を与えることができるならばき裂の進行はそのきわめて初期に制止され、実際上発生が抑止されたかのごとき状態を呈することも可能であろう。

しかしながら、与える圧縮平均応力の値はその材料によって制限があり、全断面塑性による曲げ崩壊や圧縮によるすべり破壊などを招くほどに高い圧縮応力を受け

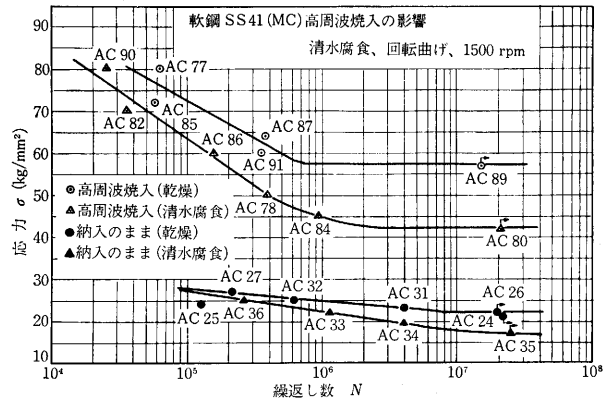


図 90 高周波焼入れ試験片の S-N 曲線、軟鋼、清水腐食
(高周波焼入れ: D 型試験片, 熱処理なし: E 型試験片)

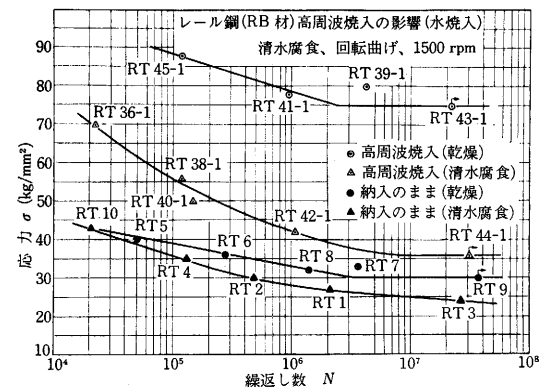


図 91 高周波焼入れ試験片の S-N 曲線
水噴射焼入れ、レール鋼、清水腐食
(高周波焼入れ: D 型試験片, 熱処理なし: F 型試験片)

ると、も早その高い圧縮平均応力を維持できなくなるばかりでなく、ここで考えるような疲れき裂の進展による破壊とは異なった別の形式の破壊を誘起するおそれがある。たとえば図 69 では S 点以上に強度を上げることができず、これ以上圧縮平均応力を増加させればむしろ SR へと低下する。もし圧縮平均応力が残留応力の形で与えられるならば部分的な降伏によってだけでも残留応力の再分布が起こることになる。

したがって、腐食疲れ強さ向上のためには、高い繰返し応力の発生が予想される箇所に高い圧縮平均応力を与えること、材質を冶金的に改善して塑性流動応力を適当に向上させることを同時に行なわなければならない。かかる目的に沿う処理方法として炭素鋼に対する高周波焼入れ、できれば高周波表面焼入れがある。

このような判断に基づいて筆者らが行なった高周波焼入れ鋼の腐食疲れ試験結果の若干例を次に示す。材料は表 3 に示した軟鋼 MC 材、レール鋼 RB 材、S45C 中炭素鋼 SB 材で試験片形状は図 89 に示す。実験結果の S-N 曲線を図 90 から図 93 に示す。軟鋼、レール鋼とも、図 90, 図 91 に示すように著しい腐食疲れ強さの向

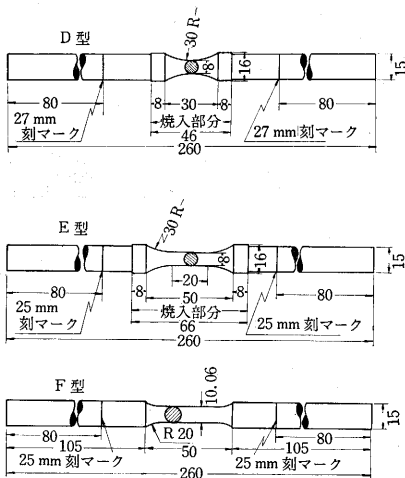


図 89 高周波焼入れ試験片の形状・寸法

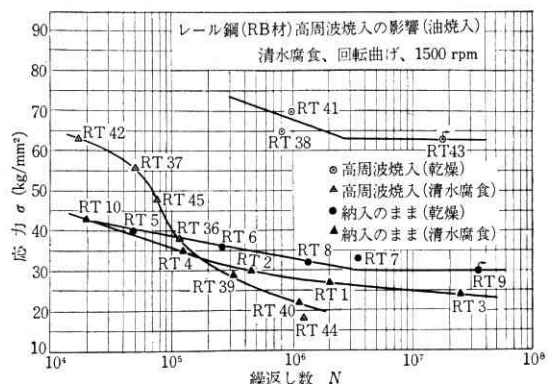


図 92 高周波焼入れ試験片の S-N 曲線
油焼入れ，レール鋼，清水腐食
(高周波焼入れ：E 型試験片，熱処理なし：F 型試験片)

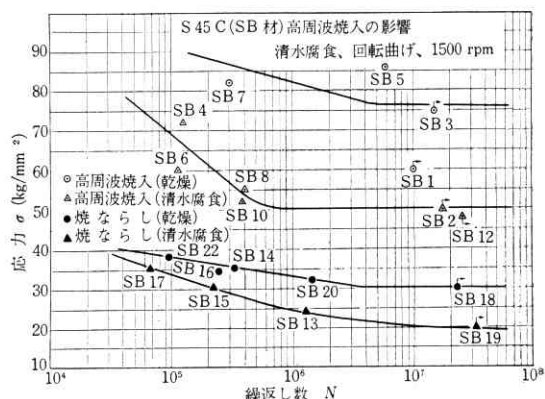


図 93 高周波焼入れ試験片の S-N 曲線
S45C，清水腐食
(焼ならし：D 型試験片，高周波焼入れ：D 型試験片)

上が見られた。この図 91 の高周波水噴射焼入れレール鋼と硬さがほとんど同じであるが、あまり高い圧縮残留応力が得られないような熱処理として、高周波油焼入れを行なったところ、腐食疲れ強さは図 92 のごとく著しい低下を見、圧縮残留応力の効果がいかに著しいかを示した。現用の高周波焼入れに有利な中炭素鋼では図 93 のごとく従来得られた普通鋼の腐食疲れ強さ中の最高値たる 50 kg/mm^2 が得られ、しかも S-N 曲線が水平化して疲れ限度を示し、長時間にわたってこの強度が維持されるという腐食疲れとしては画期的な強度が得られた。

まだ破断していない疲労試験ずみの試験片について観察すると、単に焼ならしした試験片(図 94)に見られると同様の著しい腐食生成物が高周波焼入れ試験片(図 95)においても生じている。この生成物は主応力と直角方向に伸びた線状隆起の集りであり従来の多くの観察の経験により、この生成物の下に多数のき裂がすでに発生ないし準備されていることは明らかである。腐食生成物を除いた図 96 は、さらにこの推定を裏付けるものであろう。これらの表面き裂は、表面近くの高い圧縮残留応力にお

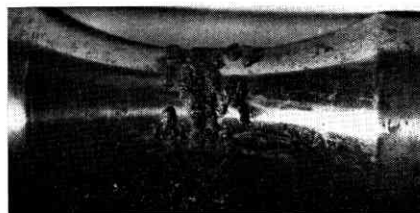


図 94 焼ならし試験片の腐食疲れ試験後の表面に見られる腐食生成物 (SB19)

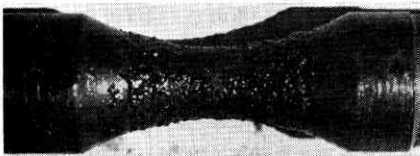


図 95 高周波焼入れ試験片の腐食疲れ試験後の表面に見られる腐食生成物 (SB12)



図 96 腐食疲れ試験後の高周波焼入れ試験片表面の粗面化状態 (RT44-1)

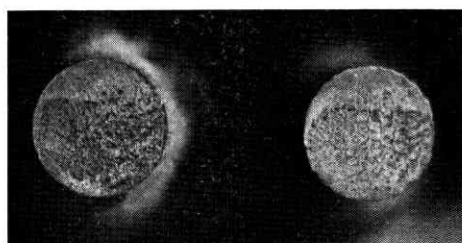


図 97 高周波焼入れ試験片の腐食疲れ破断面 (SB10)

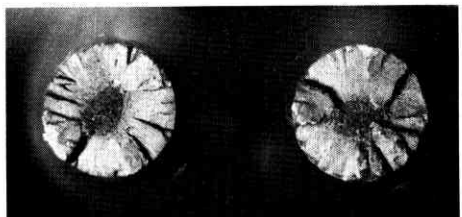


図 98 焼ならし試験片の腐食疲れ破断面 (SB15)

さえられて、きわめて浅い表面層より内部へは容易に侵入できないが、もしこの中の一、二のき裂が高い σ_c により比較的時間をかけて侵入できたものとする、いったん侵入した後は、その高い σ_c と内部の引張残留応力に促進されて急速に破断を招くため図 97 のような平坦な破面を生じたのであろう。これに反し高周波焼入れをしない試験片では一平面上にない分布き裂がそのまま各個別々に同時に成長して、最終的には図 98 のような腐

食疲れ特有のカッター状破面を呈するのである。このようにこれらの S-N 曲線と写真を図 69~図 72 の疲れ強さ線図とあわせ考えると、多くの興味深い事実を知ることができる。同様な扱いは、メッキした材料、脱炭した材料、鋳鉄などのように分布した小き裂により強度が左右される他の場合にも十分適用されるであろう。

(1967 年 2 月 16 日受理)

文 献

- 1) 北川英夫, 材料の表面と疲れ (1), 生産研究, 17, 5, (昭 40-5), 103
- 2) 北川英夫, 材料の表面と疲れ (2), 生産研究, 18, 1, (昭 41-1), 2
- 3) G. Seeger, Dauerfestigkeit unter Druckvorspannung, Z. VDI, 80, 22 (1936-5), 698
- 4) A. Thum・H. Ochs, Korrosion und Dauerfestigkeit Mitt. Material-Prüf.-Anst. Tech. Hochs. Darmstadt, 9 (1937), VDI-Verlag
- 5) P. Ludwik・J. Krystof, Einfluß der Vorspannung auf die Dauerfestigkeit, Z. VDI, 77, 24 (1933-6), 629
- 6) P. Ludwik, Das Verhalten Metallischer Werkstoffe bei Ruhender und Wechselnder Beanspruchung, Z. Metallkunde, 25, 10 (1933-10), 221
- 7) H. J. Gough・D. G. Sopwith, The Influence of the Mean Stress of the Cycle on the Resistance of Metals to Corrosion-Fatigue, J. Iron Steel Inst., 135, 1 (1937), 293
- 8) R. S. Jensen, Fatigue Tests of Rail Webs, Bull. Engg. Exp. Sta. Univ. Illinois, 48, 80 (1951-7), 37
- 9) Y. Minami・Y. Fukuda (南義夫, 福田陽之介) Corrosion-Fatigue of Mild Steel in Sea Water—(2) The Influence of the Mean Stress on the Fatigue Strength, 造船協会論文集, 105 (昭 34-7), 247
- 10) H. Kitagawa (北川英夫), Some Behaviors of Structural Steel Subjected to Corrosion Fatigue (The 3rd Report)—The Influence of Mean Stress and Corrosion Fatigue of Rail Steel—Proc. the 9th Japan Nat. Cong. Appl. Mech., 1959 (1960-3), 153
- 11) 岡本舜三・北川英夫, 腐食疲れに関する一考察, 機誌, 62, 481 (昭 34-2), 204
- 12) A. J. Gould, Corrosion-Fatigue of Steel under Asymmetric Stress in Sea Water, J. Iron Steel Inst., 161 (1949), 11
- 13) A. Pomp・M. Hempel, Dauerprüfung von Stahl drähten unter wechselnden Zugbeanspruchung, Naturwissenschaften, 22/24, (1934-1), 398
- 14) 北川英夫・星野次郎, 腐食・ふん囲気の疲れ強さに及ぼす影響, 材料の疲れにおける表面効果整理資料 (その 3), 機誌, 67, 546 (昭 39-7), 1029
- 15) H. J. Gough, The Fatigue of Metals (1924), Scott Greenwood & Sons, London
- 16) 石橋正, きわめて多くの論文に分散して述べられている。たとえば, 疲労き裂の先端の応力について, 材料試験, 5, 36 (昭 31-9), 540
鋼材のき裂強さ, 機誌, 60, 465 (昭 32-10), 1054
切欠き係数における分岐点について, 材料試験, 38 (昭 29-11) 510
- 17) 竹中幸彦, 有限ひずみ振幅による金属の疲れ, 機論, 26, 161 (昭 35-1), 102
- 18) 北川英夫・堀内正明・藤田茂, 鋼材の疲れき裂の挙動に与えるふん囲気の影響, 日本機械学会第 40 期全国大会前刷集 No. 77 (昭 37-10), 107
- 19) R. C. Brumfield, A. Sulphur Plint Method for the Study of Crack Growth in the Corrosion-Fatigue of Metals, Proc. ASTM, 45 (1945), 544
- 20) H. Giddings, Discussion of the Frost and Phillips' paper (1956), Proc. IME, 170, 21 (1956), 735
- 21) 北川英夫・堀内正明・藤田茂, 腐食作用の有無が疲れき裂の進行特性に及ぼす影響, 日本機械学会第 42 期全国大会前刷集 No. 117 (昭 39-10), 109
- 22) S. Okamoto・H. Kitagawa (岡本舜三・北川英夫) Some Behaviors of Structural Steel Subjected to Corrosion Fatigue (The 2nd Report), Proc. 8th Japan Nat. Cong. Appl. Mech., 1958 (1959-3), 187
- 23) 北川英夫, 鋼材等の腐食疲れ対策について, 生産研究, 14, 10, (昭 37-10), 323
- 24) 西原利夫・桜井忠一, 繰返引張圧縮応力を受ける鋼の強さ, 機論, 5, 18, (昭 14-2), 25
- 25) H. Giddings, The Extend of the Fatigue Problem in Aircraft Design, Proc. Intern. Conf. Fat. in Aircraft Structure, Colombia 1956, (1956), 347
- 26) 遠藤吉郎・永井欣一・有崎虔治, 腐食疲れを受けた鋼材のき裂深さと低温ぜい性について, 機論, 27, 179, (昭 36-7), 1100
- 27) H. Kitagawa・M. Sato (北川英夫・佐藤操), Apparent Brittleness of Steel Produced by Corrosion Fatigue, Proc. 4th Japan Cong. Test. Materials (1961-3), 29
- 28) H. Kitagawa (北川英夫), Invariability, Hesitation or Restriction of Damage in Wet-Dry Fatigue Process, Proc. 2nd SESA Intern. Conf. on Experimental Mechanics, 1960, (1961), 298

