

疲れ層の変化と応力-ひずみ履歴仕事*

追分重義**

道端久紀**

宇野和雄**

(昭和 49 年 9 月 30 日受稿)

Change of Fatigued Zone and Stress-Strain Hysteresis

by Shigeyoshi OIWAKE, Hisanori DOBA
and Kazuo UNO

A torsional fatigue test was undertaken on S35C steel test pieces to find experimentally the relationship among the hysteresis work, the temperature rise due to fatigue, and the development of the fatigued zone over the surface layer of the tested part. The important result reached is summarized as follows:

1) w kcal/cm³/cycle being the accumulated fatigue energy per a cycle and q kcal/cm³/cycle the heat generation per a cycle, on w - q -log N co-ordinate, w -log N curve was parabolic of the 2nd. order with its axis parallel to w -axis and with a maximum w -value.

2) The depth of the fatigued layer, evaluated on the assumption that the accumulated fatigue energy at the fracture cycle is equal to the static fracture energy, was of the same order as the most frequent depth of fatigue cracks observed by a $\times 200$ optical microscope. It is concluded that this assumption is almost valid and no energy will be stored in the deeper interior of the material.

1. 緒 言

完全脆性体中の弾性き裂の伝ばの条件が Griffith¹⁾, Irwin²⁾ らによって導かれ, 実用工業材料におけるき裂伝ばの局部塑性変形の概念が Orowan³⁾, Irwin⁴⁾ らによって認識されて以来各方面で研究が経続してきた。ことに今日, 高張力材料におけるき裂伝ばの理論的ないし実験的掌握⁵⁾は, 材料使用条件の急激な苛酷化に対応するためにきわめて重要である。疲れをエネルギー過程として取扱うことは Griffith¹⁾, Irwin²⁾ らがき裂伝ばの理論を導いたときからなされており, 疲れヒステレスループに対してはいろいろの角度から研究が向けてきた^{6)~8)}。しかしてこれらは概してヒステレスと疲れ諸元との定性的な関係を得たものであるのに対して, 本研究は疲れに伴うヒステレスの変化と外部に放散する発熱量の変化, 表面層の疲れ域⁹⁾の拡大などを定量的にしらべたものである。

* 日本機械学会北海道支部第 17 回講演会 (昭 49.10.2) にて講演予定

** 北見工業大学機械工学科

2. 実験方法

供試材は S35C 焼鉄材で、表 1 はその化学成分、機械的性質である。図 1 は切削、成形した試験片の形状、寸法である。供試部は旋削後バフ磨きし、ピクラルで腐食して停止サイクルにおける金属組織、すべり帯や疲れき裂の観察などに備えた。使用した疲れ試験機は準共振式曲げねじり疲れ試験機で、繰返速度は 900 r.p.m., 応力振幅は降伏点以下の過大応力 13.0, 14.5, 16.0, 17.5, 19.0 kg/mm² の 5 段階とし、各段階の試験片数 3~5 本に両振りねじりを加えた。停止サイクルに達するたびに試験片を試験機から取はずし、腐食された表面を円筒面の母線に沿っておおむね等間隔の視野 20 個所を倍率 400 で観察、撮影した。なお上記各視野のほぼ中間の視野 19~20 個所のフェライトおよびペーライトの硬さを微小ビッカース硬さ計で測った。試験荷重は 50 gr, 保持時間は 15 sec とした。

表 1 供試材

Table 1. Tested Material.

材 料	C 35 S (840°C に 30 分間保持、後炉中冷却)							
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr
化 学 成 分 (%)	0.38	0.22	0.82	0.021	0.018	0.03	0.016	0.037
機 械 的 性 質	降 伏 点 (kg/mm ²)	抗 張 力 (kg/mm ²)	延 伸 率 (%)	収 縮 率 (%)	綫 弹 性 係 数 (kg/mm ²)	横 弹 性 係 数 (kg/mm ²)		
	34.7	59.9	39.1	51.7	20,700	8,074		

疲れヒステレスループの測定は試験片の共振用フライホイール側⁹⁾の肩部 (21φ) と平行部 (12φ) とにクロスゲージを 45° 方向に貼り、それぞれ応力振幅に対応するひずみと疲れ部のひずみによるヒステレス曲線を XY シンクロスコープに描かせ、これからサイクルごとの履歴仕事を求めた。同側の肩部 (21φ) には同種のゲージを同様に貼り、この出力をストレインメータ、自動平衡式ペンオシロに導き、ペン書きさせながら試験機の回転数を微調整することによって定応力振幅を実現した。繰返し中の平行部、両肩部の温度も自動記録した。

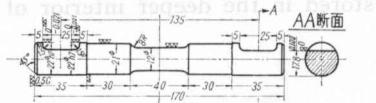


図 1 疲れ試験片

Fig. 1. Faigue Test Piece

3. ヒステレスループ面積と発熱量の変化

繰返し停止中の静的ねじり試験による応力-ひずみ測定においては、ゲージ貼付部位の疲れが進んでいるときには、材料のクリープに帰因するループ面積の差を生じる。ループの形や面積は応力振幅が同じでも、繰返し中の測定と停止中の測定の場合とで、また同じ停止中の測定でも荷重速度が異なれば異なる。本実験では繰返し中のヒステレスループを観測し

た。停止サイクルで試験機より取はずした試験片の供試部のゲージは貼替え、つぎの繰返し再開時におけるゲージの疲れにもとづくドリフトを避けるようにした。繰返し再開時に運転開始より定応力に達するまでの間は、低い応力振幅に対応してヒステレシス面積も小さい。ヒステレシス仕事 w の単位は最終的に $10^{-6} \text{ kcal/cm}^3/\text{cycle}$ に換算した。

疲れにおける発熱については、疲れ部の伝熱状態を内部に熱源を持つ無限長の円柱の熱伝達と仮定し、熱伝達率は自然対流における層流領域として取扱い、円柱表面の温度と外界の温度との差から疲れ発熱度 q $10^{-6} \text{ kcal/cm}^3/\text{cycle}$ を求めた¹⁰⁾。

図2(a)～(c)は応力振幅 $\tau = 14.5, 16.0, 17.5 \text{ kg/mm}^2$ に対する $w, q-N$ 曲線であるが、 w も q も測定値がかなりバラついている。応力振幅の大きさにかかわらず $q/w = 2 \sim 5\%$ で、 w と q とはサイクルの進行に伴って同じような増減の傾向を示している。

4. 積積疲れ仕事と疲れ域

図2の $w-N$ 曲線は軸が w 軸に平行な、上方に凸の放物線でかなり良く表示された。

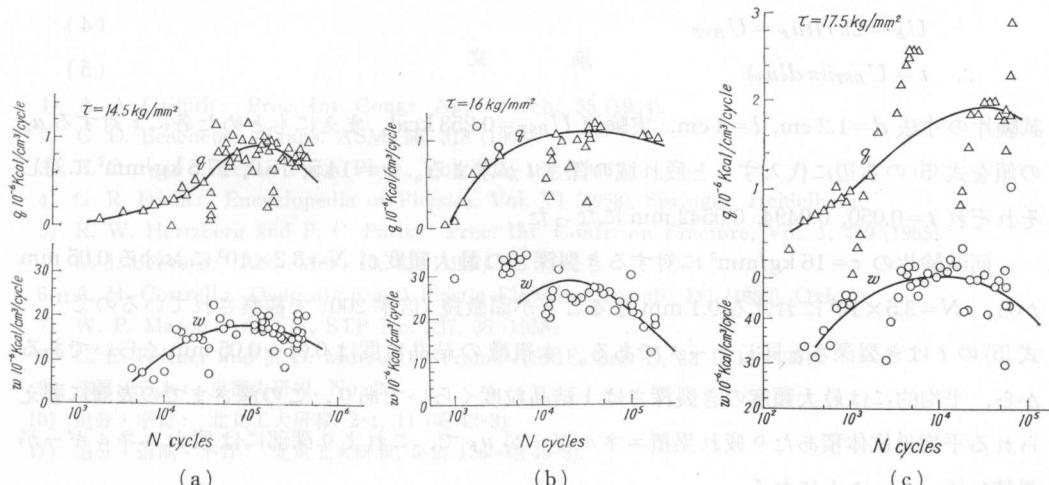


図2 $w, q-N$ 曲線
Fig. 2. $w, q-N$ Curve.

$$\left. \begin{array}{l} \tau = 14.5 \text{ kg/mm}^2: \quad w(N) = -7.38(\log N)^2 + 73.0 \log N - 163 \\ \tau = 16.0 \text{ kg/mm}^2: \quad w(N) = -9.86(\log N)^2 + 84.7 \log N - 153.5 \\ \tau = 17.5 \text{ kg/mm}^2: \quad w(N) = -7.87(\log N)^2 + 63.02 \log N - 74.4 \end{array} \right\} \quad (1)$$

$w-N$ 曲線と N 軸との2つの交点のうち、左の交点を N_1 、試験片が破断したサイクルを N_F とすると、疲れ層の単位体積あたりの破断までの疲れ累積仕事は、

$$u_F = \int_{N_1}^{N_F} w(N) dN \quad (2)$$

ただしここで N_1 以下のサイクルにおける疲れ累積仕事は $w(N)$ の範囲以外にあり、実際 N_1

サイクル以上の累積にくらべて無視し得る微小量であって、 $w(N)=0$, $N < N_1$ と仮定した。式(1)で $w(N)=0$ にする N が N_1 で、実験値である破断サイクル N_F とともに示すと、

τ kg/mm ²	N_1 cs	N_F cs	(3)
14.5	2,553	433,000	
16.0	39.6	188,500	
17.5	27.6	68,200	

式(1)を式(2)に代入、図3における各応力振幅 τ に対する N_1 , N_2 の値を用いて求めた u_F は $\tau=14.5, 16.0, 17.5$ kg/mm² に対してそれぞれ $u_F=30, 3.4, 3.1$ kcal/cm³ になった。

表皮から深さ t cm までに単位疲れ累積仕事 u_F が蓄積し

て試験片が破断する直前における試験片全体の疲れ累積仕事 U_F が、同じ試験片の静的ねじり試験の際の累積仕事 U_{BST} に等しいとおくと、

$$U_F = 2\pi r l t u_F = U_{BST} \quad (4)$$

$$\therefore t = U_{BST}/(\pi d l u_F) \quad (5)$$

試験片の寸法 $d=1.2$ cm, $l=4$ cm, 実験値 $U_{BST}=0.253$ kcal, まえにもとめた各に τ 対する u_F の値を式(5)の右辺に代入すると疲れ域の深さ t が求まる。 $\tau=14.5, 16.0, 17.5$ kg/mm² に対しそれぞれ $t=0.050, 0.0494, 0.0542$ mm になった。

同試験片の $\tau=16$ kg/mm² に対するき裂深さの最大頻度が $N=3.2 \times 10^3$ における 0.05 mm から、 $N=3.5 \times 10^4$ における 0.1 mm なることが顕微鏡(倍率 200)で観察されているので¹¹⁾、式(5)の t はき裂深さと同じオーダである。本組織の結晶粒度は 0.01~0.05 mm くらいであるから、平均的には最大頻度のき裂深さは 1 結晶粒度くらいであり、この深さまでの表層に蓄えられる平均単位体積あたり疲れ累積エネルギーが u_F で、これより深部には疲れエネルギーが累積していないことになる。

図3の $a\%$ は全供試域に対するフェライト粒子に生ずる疲れ域の割合で、筆者が前報¹¹⁾で述べた方法で、停止サイクルのつど顕微鏡写真の観測から求めたものであって、疲れき裂の進展量の目安となっている。図3によると、単位疲れ累積仕事 u と疲れ域割合 $a\%$ とはともに $\log N$ に対してほぼ直線的に変化している。サイクルの進行に伴うフェライトとパーライトの硬さの変化には顕著な傾向が見られなかった。

5. 結論

S35C 鋼の降伏点以下の過大応力による両振りねじり疲れ試験を行ない、応力線返し中ににおける供試材表層のヒステレスループや発熱、疲れ域の拡大等を調べた結果を要約する。

(1) ヒステレス仕事 w はほぼサイクル数 N の対数の 2 次放物線変化を示し、 $w-\log N$

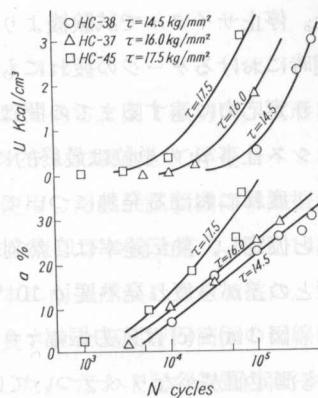


図3 u, a 曲線

Fig. 3. $u, a-N$ Curve.

線図において放物線の軸は座標軸 w に平行で、 w は $\log N$ に対して最大値を示した。

(2) 1 サイクルの発熱量 q はヒステレシス仕事 w の 2~5% でこの割合には応力振幅の大きさによる影響は見られなかった。

(3) 疲れ破断までの累積エネルギーと静的ねじり破壊エネルギーとが等しいと仮定して求めた疲れ表層の深さは、疲れき裂の実測による最大頻度の深さと同じオーダを示したことから、(a) この仮定はおおむね成立し、(b) これより深い層には疲れエネルギーが累積しないと考えられる。

(4) 単位疲れ累積仕事 u と疲れ域割合 $a\%$ とはともに $\log N$ に対してほぼ直線的な増加を示した。

by Liapunov Function

終わりに、本研究に対して有益なご助言をたまわった北海道大学工学部半沢宏教授に深甚なる謝意を表します。さらに試験片の製作や実験の遂行に多大のご協力をされた本学技官阿部清氏ならびに鳴沢勇吉氏に心からお礼申しあげます。

The system have been developed by the development of a power system model, and recently there has been much interest in the transient stability of a multimachine power system because Transient Stability has an important effect on the operation of a power system.

文 献

- 1) A. A. Griffith: Proc. Int. Congr. Appl. Mech., 55 (1924).
- 2) C. D. Beachem: Trans. ASM, 56, 318 (1963).
- 3) E. Orowan: Repts. Prog. Phys., Vol. VII, 185 (1948).
- 4) G. R. Irwin: Encyclopedia of Physics, Vol. VI (1958), Springer, Heidelberg.
- 5) R. W. Hertzberg and P. C. Paris: Proc. Int. Confr. on Fracture, Vol. 1, 459 (1965).
- 6) C. J. Beevers: Acta Met., 15, 432 (1967).
- 7) A. H. Cottrell: Dislocation and Plastic Flow in Crystals, 111 (1953), Oxford.
- 8) W. P. Mason: ASTM, STP No. 237, 36 (1958).
- 9) C. E. Feltner and J. D. Morrow: Trans. ASME, Ser. D, 83-1, 15 (1961).
- 10) 西原・三木: 京都大研報, No. 2.
- 11) 追分・宇野: 北見工大研報, 2-1, 11 (昭 42-3).
- 12) 追分・道端・宇野: 北見工大研報, 5-2, 156 (昭 49-3).

電力系統における安定度に関する問題は、非常に古くから研究されており、今日までに多くの結果が蓄められている。近年、また将来においても電力系統はモードモードの増加による電力系統の大規模化、大容量化を想定している。このように大規模、大容量化された電力系統においては、系統内に故障が発生した場合に1台の発電機が安定性を崩してスイングアウトすると連鎖反応的に次々と他の発電機がスイングアウトしてしまうことがある。このように小さい事故から事象を波及して大事故につながることがある。このよした事故防止の観点から電力系統運用上で系統の過渡安定性が重要な意味を持つている。

過渡安定度の立場よりみた安全な運用方策を検討するためには、その時点での状況を正確に

* 北海道大学大学院修士課程

** 北見工業大学電気工学科