

組織と強度について (第2報) 疲勞破損機構について*

松 本 福 三**

F. Matsumoto : On the Relation between Structure and Strength (II) On the Fatigue Failure of Steel and Cast Iron.

The author proposed the general formula for the fatigue strength as follows: $\sigma_{nW} = \sigma_n - k_1 \tau$ (1), where σ_{nW} and σ_n mean the fatigue strength, respectively, with or without diminishing the effect caused by repeated load having the stress difference τ in shearing, and k_1 is a coefficient depending on micro-slip-path besides τ . In other words, σ_n corresponds to the separating strength discussed Previously.

For steel, k_1 is about 2.8~3.3 and σ_t is equal to (2.3~2.7) σ_u , where σ_u indicates the fatigue limit in single blow tension. Furthermore, the following expressions were derived, respectively:

σ_W , fatigue limit in tension and compression = (0.53~0.68) σ_u , $\sigma_{W'}$, fatigue limit in bending = (1.1~1.3) σ_W , τ_u , fatigue limit in single flow torsion = σ_W , and $\tau_{W'}$, fatigue limit in double blow torsion = (0.3~0.4) σ_u . With the same conception, for cast iron, σ'_u , $\sigma_{W'}$, $\sigma_{W''}$, τ'_u and $\tau_{W'}$ which correspond to σ_u , σ_W , $\sigma_{W'}$, τ_u and τ_W respectively, for steel, were expressed using stress concentration factor α_{kt} (in tension) or α_{ks} (in shearing), correcting factor k_2 against k_1 and factor δ in bending. For an example, for $\sigma_{W'}$ the following formula was derived :

$$\alpha_{kt} \sigma_{W'} = \sigma_t - k_1 k_2 (\sigma_{kt} / 2 + \alpha_{ks} / 2) \sigma_{W'} \dots\dots\dots(2)$$

For steel containing $x\%$ of carbon, an approximation was put forward empirically as follows: $\sigma_{W,e'} = (0.6 \sim 0.9) \{ \sigma_{fs} + (\sigma_{ps} - \sigma_{fs}) (x/0.9)^{2/3} \}$ (3)

where σ_{fs} and σ_{ps} indicate the yield point of ferrite and pearlite, respectively. This idea could be applied also to the carburized steel, which is considered to be composed of harder outer case and softer inner part. Furthermore, the author discussed the outer notch effect on fatigue.

(Received December 18, 1950)

** 工業技術廳機械試験所第5部

* 1951年4月本會東京大會に發表

I. 序 論

第 1 報において著者はつりと分離の二機構から破損を迂りの場合に最大剪断應力説が分離の場合に最大引張主應力説が成立つとして、鋼、鑄鐵の引張、曲げ、振り及び壓縮破損を考察した。本報では同様な見解に基き疲労破損を論じた。この場合には既に多くの入⁽¹⁾⁽²⁾⁽³⁾⁽⁴⁾によつて諸法則が論じられてきたが、多くは静的破損と別個に取扱つており、それらの間の關係づけを行つてゐる例は少なくまた諸疲労強さの相關係を論じた例も少ない。Nakanishi⁽⁴⁾は最近統一的な理論式を發表しているが著者の見解とは異なる。

さて疲労破損にも所謂離れるという型とつて切れるという二つの型のあることを想起して戴こう(勿論、つてきれるといつても静的の破損とは異つた破面である)。その良い例は片振りの引張疲労と片振りの壓縮疲労による破損例である。

II. 疲労の一般考察

疲労試験の多くの結果からそのマイクロ構造がどうかという事は暫らく措いて考察を進める。

疲労破損においても離れるという現象と破断面が密着しているが切れているという所謂つてきれたといえる現象がある。しかもこれ等疲労破損の値は静的破損に比べて小さい。最近の報告によつて降伏點以下の荷重でも軟鋼で片振り振り荷重によつて永久延伸が増大することが知られており、これは何等かの形で迂りが起つてゐることを示すものである。そこで繰返し荷重を受ける材料はその剪断應力によつて生ずるマイクロ的な變形量に依存してその迂り強さ及び分離強さを低下するものと考え、繰返し荷重によつて生ずる應力と低下した材料の迂り強さ、分離強さとの關係において迂り破損が起るか分離破損が起るか決定できるとする。

分離強さを σ_t とし、最大剪断應力の振動荷重による差を τ 、今 k_1 を後に示すがごとき係數⁽⁵⁾とし、疲労によつて低下した分離強さを σ_{tW} 、迂り強さを τ_{tW} とすると

- (1) 中西, 日本機械學會, 1950 年春秋講演會發表。
- (2) J. Marin, "Mechanical Properties of Materials and Design" (1942), Mc. Graw Hill Co.
- (3) 西原, 日本機械學會誌, 45 (1941), 671 では鑄鐵は迂り型疲労破損を示すが、鋼は分離型疲労破損面に近いとされているが試験片の形状による應力集中が考えられる。鑄鐵では切欠感受性は殆んどないが鋼では比較的大きい。鋼でも均一應力分布なら迂り疲労破損になると考えるわけである。
- (4) 河本等. 日本機械學會 1950 年秋期講演會發表。
- (5) k は 10^7 回数繰返し 荷重を加えた場合の有効度である。従つて少い繰返數に對して以下に求めた k は使用できない。 k はもつと小さくなるからである。従つて静的に迂り破損するものでは(振りの場合など)ある繰返數迄は迂り破損することは當然である。

$$\sigma_{tW} = \sigma_t - k_1 \tau \dots\dots\dots (1)$$

$$\tau_{tW} = \tau_s - k_3 \tau \dots\dots\dots (2)$$

(2) 式で τ_s は淨肉破断面に示される最大剪断應力, k_3 は k_1 と同様なある係數とする。鐵鋼材料では疲労限附近で τ_{tW} は高く、多く σ_{tW} による破損が現われると考えられ、この意味で Nakanishi の式と (1) 式は類型内である。しかし素材はこの湿度の剪断應力が 1 回動いてもその分離強さを低下するわけではないから、 k_1 といい k_3 といい、これらの項は疲労強さ附近即ち少くも 10^7 回数繰返した場合の τ の分離強さ、迂り強さ低下の有効度を示すものとする。振動荷重の上位引張應力を σ_0 、下位引張應力を σ_a とし $\sigma_0 + \sigma_a / 2 \sigma_t = x$, $\sigma_0 / \sigma_t = y$ と表わすと (1) 式は

$$y = 1 - k_1 (y - x) \dots\dots\dots (3)$$

なる一般式におきかえられる。

(a) 鋼, 特殊鋼 (i) 片振り引張の場合 (σ_u : 片振り引張疲労限)

(1) 式において $\sigma_{tW} = \sigma_u, \tau = \left(\frac{\sigma_u}{2} - 0\right)$ とすれば

$$\sigma_u = \sigma_t - k_1 \cdot \frac{\sigma_u}{2} \dots\dots\dots (4)$$

(ii) 片振り壓縮の場合 (σ_{-u} : 片振り壓縮疲労限)

(1) 式において $\sigma_{tW} = 0, \tau = 0 - \left(-\frac{\sigma_{-u}}{2}\right)$ とおけば

$$0 = \sigma_t - k_1 \cdot \frac{\sigma_{-u}}{2} \dots\dots\dots (5)$$

こゝで $\sigma_{-u} = (1.6 \sim 1.7) \sigma_u \dots\dots (6)^*$ を代入すると

$$k_1 = 2.85 \sim 3.33 \dots\dots\dots (7)$$

$$\sigma_t = (2.3 \sim 2.7) \sigma_u \dots\dots\dots (8)$$

以下に求める諸疲労限が實驗値を満足するならば (1) 式

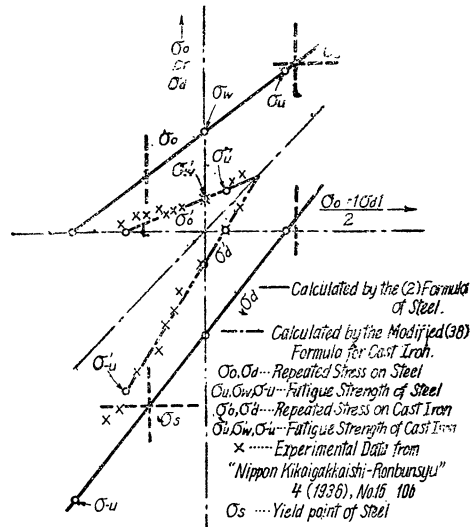


Fig. 1 Relation between $\sigma_0(\sigma_a)$ and $\frac{\sigma_0 + |\tau_d|}{2}$ of Steel and Cast Iron.

は正當と見做すことが可能であつて、 σ_t を求めることは新しい分離強さを求める方法ともいえるのであつて、今迄の

Kuntze の切欠法 Hollomon の冷凍法、著者の表面硬化法に加えて疲労実験点と呼べる一方法が可能な譯である(6)。

(iii) 両振りの場合 (σ_W : 引張壓縮疲労限)

$$\sigma_{nW} = \sigma_W, \tau = \frac{\sigma_W}{2} - \left(-\frac{\sigma_W}{2} \right)$$

$$\sigma_W = \sigma_t - k_1 \sigma_W$$

よつて $\sigma_W = (0.53 \sim 0.68) \sigma_u$(9)

実験結果 $\sigma_u = (1.5 \sim 1.6) \sigma_W$ (7) に對し (9) 式は $(1.47 \sim 1.89) \sigma_W$ で略々一致する。これ等の結果を圖で示すと Fig. 1 のごとくである。 σ_0 が σ_s (降伏點) 以上では應力は同じ状態で上昇し得ぬから、(塑性變形により加工硬化があり) この考えを延長することは困難とならう。

(iv) 曲げ疲労限 $\sigma_{W'}$ について

(iii) の場合と同様と見做せるから (應力傾斜効果を無視)

$$\sigma_{W'} = \sigma_W$$
.....(10)

所が、 σ_s' (曲げ降伏點) $= (1.1 \sim 1.3) \sigma_s$(11)* なる効果があるから疲労にもこの効果があるとすると

$$\sigma_{W'} = (1.1 \sim 1.3) \sigma_W$$
.....(12)

が成立つべきで 実験結果 $\sigma_{W'} = (1 \sim 1.43) \sigma_W$ (13)* は略々一致する。

(v) 振り疲労限について

振りにおいても曲げの場合と同様に先ず應力傾斜の効果を無視する。振り荷重によつて試料にはその周邊剪斷應力に等しい、これと45°をなす面に最大引張應力が生ずるから

(I) 両振り振りの場合 (τ_W =両振り振り疲労限)

(1) 式において、 $\sigma_{nW} = \tau_W, \tau = \tau_W - (-\tau_W)$ 故

$$\tau_W = \sigma_t - 2 k_1 \tau_W$$

$$\tau_W = (0.3 \sim 0.4) \sigma_u$$
.....(14)

(9) 式で σ_u を求め (14) に入れ (13) の關係式を使つて τ_W と $\sigma_{W'}$ の關係を求めると $\tau_W = (0.3 \sim 0.72) \sigma_{W'}$... (15) となるが 実験結果、炭素鋼 $\tau_W = (0.5 \sim 0.6) \sigma_{W'}$... (16)*, 特殊鋼 $\tau_W = (0.4 \sim 0.7) \sigma_{W'}$(17)* はこの結果に近い。

(II) 片振り振りの場合 (τ_u =片振り振り疲労限)

(1) 式において $\sigma_{nW} = \tau_u, \tau = \tau_u - 0$, 故

$$\tau_u = \sigma_t - k_1 \tau_u$$

$$\tau_u = (0.53 \sim 0.68) \sigma_u$$
.....(18)

本式と (14) 式より $\tau_u = (1.3 \sim 2.3) \tau_W$(19) が出てくるが 実験結果炭素鋼 $\tau_u = (1.8 \sim 2.0) \tau_W$(20)*, 特殊

鋼 $\tau_u = (1.5 \sim 2.0) \tau_W$(21)* を包含する。

應力傾斜の効果により $\tau_s \geq \sigma_s/2$ であるがこの効果が疲労にもあるとすれば

$$\frac{\tau_W}{\sigma_W} = \frac{\tau_s}{\sigma_s}$$
.....(22)

が成立つ。 実験結果 $\tau_W = (0.6 \sim 0.8) \tau_s$(23)*, (13)

及び $\sigma_{W'} = (0.6 \sim 0.9) \sigma_s$(24)* 故 $\sigma_W = (0.42 \sim 0.9)$

σ_s(25), (23) と (25) はこの關係を満たす。

(vi) 二次元應力場への擴張

主應力を $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ とし $\sigma_x > \sigma_y, \sigma_z = 0$ とすれば $\sigma_{nW} = \sigma_x, \tau = \frac{\sigma_x}{2} - 0$ を (1) 式に代入 $\sigma_x = \sigma_t - k_1 \frac{\sigma_x}{2}$(26),

$\sigma_y > \sigma_x, \sigma_z = 0, \sigma_y = \sigma_t - k_1 \frac{\sigma_y}{2}$(27) (引張の場合)

$\sigma_x > 0, \sigma_y < 0, \sigma_z = 0$; なる時, $\sigma_{nW} = \sigma_x, \tau = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} - 0$,

$\sigma_x = \sigma_t - k_1 \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2}$(28) (壓縮の場合), (26)(27)(28)の

兩邊を σ_t で除して $\frac{\sigma_x}{\sigma_t} = x, \frac{\sigma_y}{\sigma_t} = y$ とおけば Fig. 2 を得る。既説よりよく實驗値を満足する。

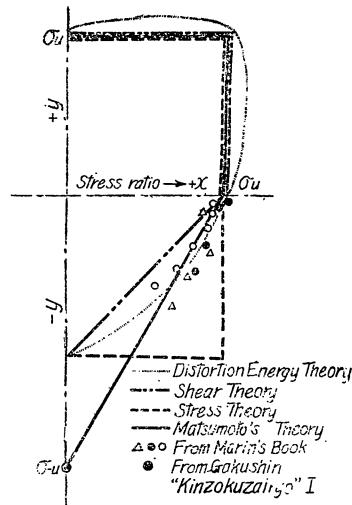


Fig 2 Calculation Results of Combined Fatigue Stress for Steel.

(b) 鑄鐵

鑄鐵の疲労特性は地となる鋼のグラフアイト切欠効果として説明されなければならない。Marin は鑄鐵のような材料では疲労の場合も最大主應力説が成立つとして諸實驗の結果を示している。

(1) 式において剪斷應力が疲労において分離強さの低下の因子をなすことを述べたが、こゝではこれを擴張して破損機構を求めて見よう。切欠底に眞に生じている剪斷應力を求めると引張では $\alpha_{kt} \frac{\sigma}{2}$, 壓縮では $\alpha_{ks} \frac{\sigma}{2}$, 振り $\alpha_{ks} \tau$, 曲げでは $\delta \alpha_{kt} \sigma/2$ である(8)。

(i) 片振り引張り (σ_w : 片振り引張疲労限)

$$\alpha_{kt} \sigma_w = \sigma_t - k_1 \alpha_{kt} \frac{\sigma_w}{2}$$
.....(31)

但し、 k_2 は不均一應力分布に對する疲労の補正項とす

(6) 學術振興會編 “金屬材料” I 應力論より $\sigma_u = (1.5 \sim 1.6) \sigma_W, \sigma_{W'} = (0.7 \sim 1) \sigma_{W'}, \sigma_{W''} = (0.3 \sim 0.7) \sigma_B$ (炭素鋼) の諸關係を導入すると、 $\sigma_u = (0.3 \sim 1.12) \sigma_B$, 故に $\sigma_t = (0.7 \sim 2.8) \sigma_B$, で平均値は $1.75 \sigma_B$ で一般に知られている分離強さ $\sigma_t = 1.5 \sigma_B$ (炭素鋼) という關係を満足し、このような方法からも充分、分離強さが求まることかわかる。

(7) 學振編 “金屬材料” I 應力論 (岩波書店) より、* 印はすべてこれより引用。

る。

(ii) 片振り壓縮 ($\sigma-u'$: 片振り壓縮疲労限)

$$0 = \sigma_t - k_1 \cdot k_2 \cdot \alpha_{ks} \cdot \frac{\sigma - u'}{2} \dots\dots\dots(32)$$

ここで、鑄鐵では $\sigma_u : \sigma - u' = 1.4^*$ であり、一方 $\alpha_{kt} = 6, \alpha_{ks} = 3.5$ を假定し、前節より $\sigma_t = (2.3 \sim 2.7) \sigma_u, k_1 = (2.9 \sim 3.3)$ 故

$$k_2 = 0.45 \sim 0.52 \dots\dots\dots(33)$$

$$\sigma_{u'} = (0.22 \sim 0.26) \sigma_u \dots\dots\dots(34)$$

$$\sigma - u' = (0.9 \sim 1.0) \sigma_u \dots\dots\dots(35)$$

を得る。次にこれを二次元應力の場に擴張すると

(i) $\sigma_x > \sigma_y, \sigma_z = 0; \alpha_{kt} \cdot \sigma_x = \sigma_t - k_1 \cdot k_2 \cdot \alpha_{kt} \frac{\sigma_x}{2} \dots\dots(36)$

(ii) $\sigma_y < \sigma_x, \sigma_z = 0; \alpha_{kt} \cdot \sigma_y = \sigma_t - k_1 \cdot k_2 \cdot \alpha_{kt} \frac{\sigma_y}{2} \dots\dots(37)$

(iii) $\sigma_x > 0, \sigma_y > 0, \sigma_z = 0; \alpha_{kt} \cdot \sigma_x = \sigma_t - k_1 \cdot k_2 \cdot \frac{\alpha_{kt} \sigma_x + \alpha_{ks} \sigma_y}{2} \dots\dots\dots(38)$

$\sigma_x / \sigma_t = x, \sigma_y / \sigma_t = y$ とすると

$$x = \frac{1}{\alpha_{kt}} - (k_1 \cdot k_2) \frac{x}{2} - \left(k_1 \cdot k_2 \cdot \frac{\alpha_{ks}}{\alpha_{kt}} \right) \frac{y}{2} \dots\dots(39)$$

を得る。引張、壓縮の場合の平均應力との關係を求めるには、 $\sigma_x = \sigma_0 \dots$ 上限引張應力、 $\sigma_y = \sigma_d \dots$ 下限壓縮應力として (39) に代入して $\sigma_0 = 0, \sigma_d = 0$ の範圍を決定し延長すればよい。これは Fig. 1 に併記して實驗結果と比較してある。また (36) (37) (39) より Fig. 3 を得る。既説とは異なるが比較的實驗結果を満足していることは著者の考察を實證するものと思われる。

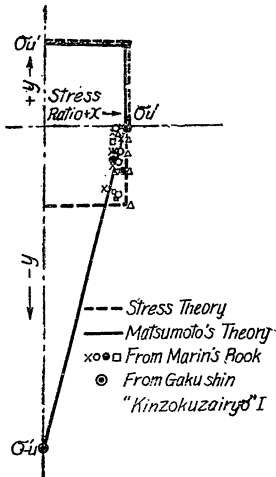


Fig. 3 Calculation Results of Combined Fatigue Stress for Cast Iron.

III. 硬軟二層としての鋼の疲労理論

(a) 鋼はフェライト及びパーライトからなっている。Woodvine⁽⁹⁾ のようにフェライトはフェライト自身の疲

** 静的破損と同様に $\alpha_{kt} \cdot \sigma - u' / 2$ による伸びは成長しないと考える

(8) ノイバー “切欠應力論” コロナ社刊 (磯邊譯)

(9) Woodvine “Carnegie Scholarship Memoire” VXIII (1924), 197.

疲労強さで破損するとすればフェライトの存在する限り疲労強さはパーライトがあるなしに拘らずフェライトの疲労強さで決定されねばならない。ところが Fig. 4 に示されるように焼鈍材料では炭素量と共に曲げ疲労限は向上している。これはパーライトによつてフェライトに働く分離強さ低下の剪断應力の効果が減少されることを意味すると考え

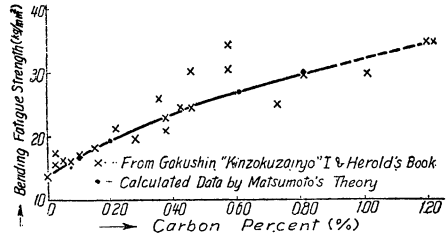


Fig. 4 Comparison of the Calculated Data with the Experimental Data about Bending Fatigue Properties.

る。パーライトの σ_t はフェライトの σ_t より高いし、その $\sigma_{w'}$ はフェライトの σ_t より低いから、パーライトの増加は単調に疲労限の増加となる筈である。このパーライトの阻害の程度はフェライトのりり強さ増加と同じと置けば一般に

$$\sigma_{w'} = (0.6 \sim 0.9) \sigma_s \dots\dots\dots(40)^*$$

という關係があるからこの σ_s に前報の値を導入する。パーライトのりり強さを σ_{ps} 、フェライトのりり強さを σ_{fs} とすれば、その鋼の $x\%$ 炭素量の曲げ疲労限は

$$\sigma_{w'} = (0.6 \sim 0.9) \left\{ \sigma_{fs} + (\sigma_{ps} - \sigma_{fs}) \left(\frac{x}{0.9} \right)^{2/3} \right\} \dots\dots(41)$$

となる。Fig. 4 における計算値は σ_{fs}, σ_{ps} に對し適當に係數を選んで得たものであるが實驗値とかなりの良い一致を示している。これは理論の正當さを裏付けるものである。

(b) パーライトの増加と同様なことは表面硬化を行つた場合にもいえる筈で今丸棒 ($2r = d$) なる試験片を取りこれに著者の硬軟二重層説曲げ破損の概算法⁽¹⁰⁾ が成立つと假定し、 σ_{0s} を表面硬化層のりり強さ、 σ_{is} を内層のりり強さ、 σ_s を見掛けのりり強さとすれば

$$\sigma_s = \left(\sigma_{is} - \sigma_{0s} \frac{d_1}{d_2} \right) \left(\frac{d_1}{d_2} \right)^3 + \sigma_{0s} \dots\dots\dots(42)$$

但し $d_1 = 2(r - t), d_2 = 2r, t =$ 滲炭深さ

(40) 式より $\sigma_{is} \sim \sigma_{w'}, \sigma_0 \sim \sigma_{0w'}$ 故

$$\sigma_{w'} = \left(\sigma_{0w'} - \sigma_{0w'} \frac{d_1}{d_2} \right) \left(\frac{d_1}{d_2} \right)^3 + \sigma_{0w'} \dots\dots(42)$$

と書換えて $\sigma_{0w'} = 70 \text{ kg/mm}^2, \sigma_{1w'} = 20 \text{ kg/mm}^2, r = 7.5 \text{ mm}$ とすれば Fig. 5 のごとくなり Moore⁽¹¹⁾, Müller 等の實驗結果とかなりよく合う。附記した Woodvine の

(10) 松本, 本誌, 13 (1949) No. 12, 12; 松本, 機械試驗所所報, 6 (1951) 發表豫定.

(11) Moore & Jasper “The Iron Age”, 110 (1922) S. 779 など, 最近 J. O Almen も表面硬化した場合内層の疲労限は内層の σ_s 迄上るといつている.

理論による計算では餘りに小さい。この場合 $\sigma_{W'} > \sigma_{it}$ にもなるが内部が破損すれば全體が破損するから σ_{it} を超えることは出来ない。この値は (7) 式から約 45 kg/mm^2 であることがわかるのでこの補正をすると極めてよりよい一致を示すことになる。滲炭深さの深い所ではこの概算式は成立たず一方焼入による残留應力分布の變化を考えるとこの理論は直徑に比して滲炭深さの浅い所に成立つものである。

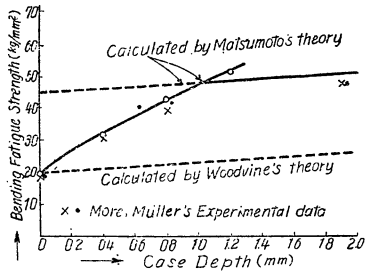


Fig. 5 Comparison of Matsumoto's Theory with Woodvine's Theory by Experimental Data on Case Hardened Steel.

IV. 鑄鐵の疲勞理論

鑄鐵の一般の場合 II で述べたのでこゝでは各論について述べよう。

(i) 兩振り引張壓縮疲勞限 $\sigma_{W'}$

(1) 式において $\alpha_{kt}\sigma_{W'} = \sigma_t - k_1 \cdot k_2 \left(\frac{\alpha_{kt}}{2} + \frac{\alpha_{ks}}{2} \right) \sigma_{W'}$
 $\sigma_{W'} = (0.18 \sim 0.22) \sigma_u \dots \dots \dots (43)$

(ii) 片振り振り疲勞限 $\tau_{W'}$

(1) 式において $\alpha_{kt}/2 < \alpha_{ks}$ 故
 $\alpha_{kt}\tau_{W'} = \sigma_t - k_1 \cdot k_2 \cdot \alpha_{ks} \tau_{W'}$
 $\tau_{W'} = (0.20 \sim 0.22) \sigma_u \dots \dots \dots (44)$

(iii) 兩振り振り疲勞限 $\tau_{W'}$

(1) 式において $\alpha_{kt}/2 < \alpha_{ks}$. $\sigma_{W'} = \alpha_{kt} \tau_{W'}$, $\tau = \tau_{W'} - (-\tau_{W'})$ 故
 $\alpha_{kt}\tau_{W'} = \sigma_t - k_1 \cdot k_2 \cdot \alpha_{ks} \cdot 2 \tau_{W'}$
 $\tau_{W'} = (0.14 \sim 0.16) \sigma_u \dots \dots \dots (45)$

(iv) 曲げ疲勞限 $\sigma_{W''}$

第1報で述べたように、引張と壓縮の弾性係数は荷重の小さい所では差異は少ない。曲げ荷重のように引張、壓縮を同時に受けるものではその荷重の大小によつて黒鉛の切欠効果は變らないが弾性係数の差違による應力の差違を生ずる。前報で述べたように破損附近では δ は 0.5~0.7 にも下るが比例限附近では殆んど1である。疲勞強さは殆んど靜的引張強さの 1/2 であるので δ の値は 1 に極めて近い。そこで(1)式において $\delta\alpha_{kt}$ を入れると

$$\delta\alpha_{kt}\sigma_{W''} = \sigma_n - k_1 \cdot k_2 \cdot \delta\alpha_{kt} \cdot \sigma_{W''} \cdot 2$$

** $\delta \approx 1$ ならば $\delta\alpha_{kt}$ とおくより $(\alpha_{kt} + \alpha_{ks})/2$ とおくべきなのであるがこゝで α_{kt} でといた。大して値は變らない。

$\delta \approx 1$. $\alpha_{kt} \approx 6$ とすれば

$$\sigma_{W''} = (0.15 \sim 0.18) \sigma_u \dots \dots \dots (46)$$

(v) 破損形態及び實驗結果との比較

他實驗結果と比較することは本理論の證明上極めて重要である。 $\tau_{W'} = 0.9 \sigma_{W''} \dots \dots (47)^*$, または $\tau_{W'} = 0.589 \sigma_{W''} \dots \dots (48)$ (同書 Nishihara) という結果があるが、これに對し著者の結果は、 $\tau_{W'} = (0.78 \sim 1.07) \sigma_{W''}$ となり、 $\tau_{W'} = 1.2 \sigma_{W''} \dots \dots (49)^*$ に對し $\tau_{W'} = (1.25 \sim 1.57) \sigma_{W''} \dots \dots (50)$ となる。いま $\sigma_u = 40 \text{ kg/mm}^2$ とすると $\sigma_{W'} = 8.8 \sim 10.4 \text{ kg/mm}^2$ (10.9)⁽¹²⁾, $\sigma_{W''} = 35 \sim 42 \text{ kg/mm}^2$ (45.6), $\sigma_{W'} = 7.2 \sim 8.8 \text{ kg/mm}^2$ (9), $\tau_{W'} = 8 \sim 8.8 \text{ kg/mm}^2$, $\tau_{W'} = 5.6 \sim 6.4 \text{ kg/mm}^2$ (4.5~7.0)*, $\sigma_{W''} = 6.0 \sim 7.2 \text{ kg/mm}^2$ (7.4) であつて實驗結果と比較出来る。このものの σ_B は 20 kg/mm^2 位である。これに對し $\sigma_u = 40 \text{ kg/mm}^2$ の鋼では $\sigma_{W'} = 21.2 \sim 27.2 \text{ kg/mm}^2$, $\sigma_{W''} = 23.3 \sim 35.4 \text{ kg/mm}^2$, $\tau_{W'} = 12 \sim 16 \text{ kg/mm}^2$, $\tau_u = 21.2 \sim 27.2 \text{ kg/mm}^2$ となつて 0.6~0.8% C 炭素鋼の焼鈍せるものに略々近く、鋼、鑄鐵を通じ計算式は概ね實驗結果と一致し理論の正當さを裏書出来るものと考えらる。

V. 外部切欠効果について⁽¹³⁾

(a) 一般に鋼に外部切欠を施した場合應力集中係數を α_{kt} (引張, 尖銳切欠としての補正係) 及び α_{ks} (剪斷, α_{kt} より導出) とすると、凡そ

(i) 片振り引張疲勞限 σ_{ku} は (1) 式により

$$\alpha_{kt} \cdot \sigma_{ku} = \sigma_n - k_1 \cdot k_2 \cdot \alpha_{kt} \cdot \frac{\sigma_{ku}}{2}$$

切欠のない場合の片振り引張疲勞限は σ_u 故、なお (6), (7) より

$$\beta_{ktu} = \frac{\sigma_u}{\sigma_{ku}} = \alpha_{kt} \left\{ \frac{1 + (1.4 \sim 1.7) k_2}{2.3 \sim 2.7} \right\} \dots \dots (47)$$

(ii) 兩振り引張壓縮疲勞限 σ_{kW} は曲げ疲勞限 $\sigma_{kW'}$ に略々等しく、

$$\alpha_{kt} \cdot \sigma_{kW} = \sigma_n - k_1 \cdot k_2 \cdot \alpha_{kt} \cdot \sigma_{kW}$$

$$\beta_{ktW'} \approx \beta_{ktW} = \frac{\sigma_{W'}}{\sigma_{kW}} = \alpha_{kt} \left\{ \frac{1 + (2.9 \sim 3.3) k_2}{2.3 \sim 2.7} \right\} \dots \dots (48)$$

(iii) 片振り振り疲勞限 τ_{ku} は鑄鐵の場合と異なり一方の切欠であるので、切欠の程度にもよるが多くのり型の疲勞破損をするから

$$0 = \sigma_n - k_1 \cdot k_2 \cdot \alpha_{ks} \cdot \tau_{ku}$$

(12) W. Herold, "Die Wechselfestigkeit Metallischer Werkstoffe", (1934) J. Springer 版 S. 186; 本欄括弧内實驗値はすべてこれよりとる。

(13) たとえば川田, 日本機械學會誌, 53 (1950), 409 では β と σ_B との結びつけを實驗的に求めている。石橋, 瓜生, 日本機械學會誌, 52 (1949) P. 309 では著者の k_2 に關する問題を追究している。學振編, 金屬材料, I (岩波書店) では西原氏は $\alpha + 1/\beta + 1 = \text{一定}$ といつた記述をとつておられるが最近信じられなくなりつゝある。著者の方法も一つの提案である。

$$\beta_{ksu} = \frac{\tau_u}{\tau_{ku}} = \frac{0.53 \sim 0.68}{2.3 \sim 2.7} \cdot (2.9 \sim 3.3) k_2 \alpha_{ks} \dots (49)$$

(iv) 兩振り振り疲労限 τ_{kV} は同じく

$$0 = \sigma_n - 2 k_1 k_2 \alpha_{ks} \tau_{kV}$$

$$\beta_{ksV} = \frac{\tau_{kV}}{\tau_{kW}} = \frac{0.3 \sim 0.4}{2.3 \sim 2.7} \cdot 2 \cdot (2.9 \sim 3.3) k_2 \alpha_{ks} \dots (50)$$

實驗値の二、三と當つて見ると(48)の k_2 と(50)の k_2 では(50)の k_2 は(48)の k_2 より小さい。鑄鐵の理論において應力分布の補正項として導入した k_2 は元來應力分布の程度に依存するものとて導入したものであつた。

(導入の理由から $k_2 < 1$) これは鑄鐵の理論においては等しいと置いてそれほどの誤差はなかつたが當然凡ゆる應力分布に應じた k_2 を求めねばならぬわけであるが現状では實驗結果が少くあらゆる應力分布に應じた k_2 を求められなかつたのである。

(b) 鑄鐵に外部切欠を施した場合は如何に解釋すべきか? 既に取扱つたように材料力學による計算のマクロ應力集中係數と組織によるミクロ應力集中係數の積乗積を尖銳切欠の Nenner の修正によつて求めた α_{kt} , α_{ks} を持つて前述の諸例と同様に取扱えばよいわけである。この α_{kt} , α_{ks} は一般の鋼材では凡そ限界値がある。鑄鐵で片狀黒鉛の場合は黒鉛による切欠効果によつて既に材料力學の計算値は材料の應力集中の限界値を超えているから外部切欠の影響を受けない。疲労の場合も靜的の場合と同様であ

る。粒狀黒鉛の場合は限界値に達せぬから外部切欠の効果を受けることも當然である。實驗結果が得られていないので此處での細目の取扱いは避けることとしよう。

VI. 總 括

鋼の疲労破損の一般式を導出して鑄鐵及び硬軟二層としての鋼の諸疲労限の特性を論じた。本論における缺陷は均等分布の應力状態の破損をもつて不均等應力分布の破損にまで論旨を進めている點であるが、その程度が實驗誤差に屬する範圍においてはそのままこれを是認し、應力分布が急峻なるに及んでは補正項を導入した。

本補正項は應力分布の程度に依存する故に一定とおくべきではないが實驗結果との一致性を吟味しつゝ鑄鐵の疲労破損機構では一應一定とおいた。靜的引張における應力集中の限界値から純粹剪斷における應力集中を導出して使用している點も更に反省を要する課題であるが、今迄照合した實驗例の範圍では著しく矛盾した結果は見られず、概ね成立つと考えられる。第 1, 2 報を通じ、まず理論の提題を行つてその妥當性を述べ、次にこれの誘導結果を示し、實驗値との照合を行つて兩報に上げたあらゆる場合に本論が成立するかどうかを示すという方法をとつた。

本報迄の構成に當つて工大教授山田先生、東大教授大越先生、近くは工大教授津村先生、日大教授淺川先生の御指導御批判を辱うしたことは著者の光榮とする所である。