熱処理鋼の低速ねじり疲労変形に及ぼす組織の影響*

山 田 巖** 柿 内 正 昭**

Effect of Micro-Structure on the Fatigue Deformation of Heat Treated Carbon Steel Caused by Slow Cyclic Torsional Stress

by

Iwao YAMADA and Masaaki KAKIUCHI
(Himeji Technical College)

In this report, the fatigue deformation of carbon steel as heat treated and the same followed by plastic twisting or torsional stress-aging were investigated and the effect of micro-structure on the fatigue deformation was studied.

The results obtained are summarized as follows:

- (1) Static yield strength is nearly proportional to the fatigue yield strength, therefore, the former may be used as a measure of the latter.
- (2) The static yield strength, that is, the fatigue yield strength of the heat treated steel may be affected by the strength of ferrite itself, the magnitude of the mean ferrite path and the magnitude of the resistance against slip of ferrite caused by pre-straining or stress-aging. Hence, the effect of heat treatment, pre-straining and aging on the fatigue deformation may be explained in relation to the three factors mentioned above.
- (3) For heat treated steel, the torsional stress-aging is more useful for the prevention of fatigue deformation than cold-working.
- (4) In plastically twisted and torsional stress-aged steels the fatigue yield strength is smaller than the yield strength in static tests and the fatigue deformation increases as the mean stress decreases.

(Received Oct. 8, 1960)

1. 緒 言

疲労変形は、これを転位論的にみると、繰返応力の作用のもとにおける転位その他の格子欠陥の移動の結果生ずるものにほかならない。したがって、疲労降伏強さと静降伏点または静降伏強さとは一定の関係にあるのではないかと考えられる。炭素鋼の静降伏点が結晶粒度や平均フェライトパスによって著しく左右されることが、転位論的にも実験的にも明らかにされているが、これと同様に、炭素鋼の疲労降伏強さも組織のいかんによって著しく変化するであろうと期待される。以前、筆者らは炭素鋼焼なまし材にねじり応力時効を施すこと⁵⁾によって、疲労降伏強さが著しく増大することを報告し、これをコットレル効果で説明した。ひずみ時効はフェライト中に固溶しているCおよびN原子の数が多いほど起こりやすいから、焼入れ焼もどしなどの熱処理材にねじり応力時効を施すと、焼なまし材に施す場合より時効が促進されやすく、静降伏強さが

上昇する。したがって、疲労降伏強さも著しく上昇するであろうと考えられる。本研究はこれらの点を確かめるために行なったものである。

2. 試料および実験方法

Table 1 のような化学成分の炭素鋼焼なまし材に、Table 2 に示すような熱処理を行なった。試験片の形状は Fig. 1 のとおりで、熱処理後軽くエメリー紙で仕上げた。

繰返しねじり試験は静ねじり試験機を用いて手動で行ない、繰返速度は約5回/分である。なお、ねじり応力の繰返しに伴う塑性せん断ひずみは次の方法で測定した。すなわち、あらかじめ数本の試験片について、ねじり試験機付属の相対ねじれ角測定装置の目盛によって、つかみ部分間の相対ねじれ角 θ' (最小目盛 1°)

Table 1 Chemical composition (%)

Material	C	Si	Mn	P	S	Cu
A, D	0.18	0.44	0.48	0.018	0.026	0.18
B, C	0.37	0.23	0.62	0.015	0.021	0.15

* 原稿受付 昭和35年10月8日、当協会第9期総会講演会にて講演 (昭35.5)

** 正員 姫路工業大学

を測定する。それと同時に、別に試験片平行部に取り付けた2個の角度目盛リングから求めたねじれ角 θ を用いて、せん断ひずみ γ を計算し、 θ' と γ の関係線図(ほぼ直線となる)を作成した。この線図を用いて、つかみ部分間の相対ねじれ角 θ' から平行部分のせん断ひずみを求めるようにした。

繰返しねじり試験は応力振幅(τ_a)と平均応力(τ_m)との比が0(常温のクリープ試験に相当する), 1(片張り), ∞ (両振り)の主として三つの場合について行ない、 $\tau_a/\tau_m=0$ の場合は、一定のねじりモーメントを

負荷している時間の1分間が5回の繰返数に対応するものとして取り扱った。

ねじり応力時効とは、所定の温度ふんい気中で所定

Fig. 1 Detail of specimen

Table 2 Heat treatment

Materials	Heat treatment	Mechanical properties				
		Proportional limit in torsion τ_p (kg/mm ²)	Yield strength in torsion τ_y (kg/mm ²)	Breaking shear stress in torsion τ_B (kg/mm ²)	Breaking shear strain in torsion γ_B (rad)	Rockwell hardness B (C)
A	0.18% C-steel was quenched from 870°C into ice-brine at -4°C and tempered at 200°C	31.0	47.0	87.0	0.94	102.0 (28)
B	0.37% C-steel was quenched from 850°C and tempered at 400°C	56.0	73.0	93.0	0.49	108.0 (35)
C	0.37% C-steel was quenched from 850°C and tempered at 600°C	33.0	43.0	82.0	1.07	93.0
D	0.18% C-steel was spheroidized	17.0	28.5	70.0	1.13	86.0

Steel A (×180)

Steel B (×480)

Steel C (×480)

Steel D (×180)

Photo. 1 Photomicrographs

時間ねじりモーメントを負荷する処理方法で、前に行った実験結果を参照してA材の場合には200°C、7分、C材の場合には350°C、3分の処理を行なった。

3. 実験結果

(I) 熱処理材の場合

熱処理材(A材, B材, C材, D材)の静ねじり試験から得られた機械的性質の値は Table 2 に、顕微鏡写真は Photo. 1 のとおりである。A材はフェライトと分散したペーナイトとからなっており、B材はトルースタイト、C材はソルバイト、D材は球状セメンタイト組織からなっている。B材、C材は同表から明らかなように0.37% C鋼を850°Cから水焼入れして、B材は400°C、C材は600°Cの焼もどしを行なったもので、B材の強度に比較してC材の強度はかなり低い。焼入鋼の弾性限度は比較的強く、300°C付近の焼もどしによってかなり上昇し、その後600°Cの焼もどし温度までは徐々に低下すると言われており、B材、C材の強度はこの傾向と一致している。ねじりの比例限度はB材が最大、C材、A材、D材の順に小さくなっており、ねじりの降伏強さはB、A、C、D材の順になっている。B材の強度は上述のように最も高いが、 r_B の値が著しく低くじん(靱)性に欠けていることがわかる。

次に、これら熱処理材について繰返しねじり試験を行ない、応力繰返しに伴う疲労変形の変化を測定した。その一例として、C材の $\tau_a/\tau_m=1$ の場合を示すと Fig. 2 のとおりである。繰返し応力が34~38 kg/mm²程度では疲労変形は全く現れないものと、繰返しのごく初期に現れても、その後1000回の繰返数以内に一定となっており、応力が更に高くなっても繰返数の増加につれて、漸次疲労変形の増加がやむ傾向を示していることがわかる。この傾向は τ_a/τ_m の値のいかんにかかわらず、また、他の組織の場合にもほぼ同様であった。

次に、繰返最大せん断応力と塑性せん断ひずみの関係を示すと Fig. 3~6 のとおりである。ただし、両

Fig. 2 Variation of fatigue deformation with number of stress cycles

振りの場合には、疲労変形が+のモーメントの方向にも、-のモーメントの方向にも起こるから、その大きいほうの疲労変形量の絶対値をとって示してある。これらの図から明らかなように、各熱処理材とも全く同様の傾向を示し、 τ_a/τ_m の値によって、疲労変形量にかなり大きな相違を示し、 $\tau_a/\tau_m=0$ の場合の曲線はその材料の静ねじり試験の塑性曲線(点線で示したものに)近くて、疲労変形が最も少ないが、 $\tau_a/\tau_m=1$ お

Fig. 3 Relation between maximum shear stress and permanent shear strain in fatigue test

Fig. 4 Relation between maximum shear stress and permanent shear strain in fatigue test

よび ∞ の順に多くなり、 $\tau_{fp0.2}^*$ の値が低下する。すなわち、平均応力が小さくなると疲労変形量が多くなる

Fig. 5 Relation between maximum shear stress and permanent shear strain in fatigue test

Fig. 6 Relation between maximum shear stress and permanent shear strain in fatigue test

ことがわかる。

(II) 熱処理材に加工および応力時効を組み合わせた場合

Table 2 から明らかなように、前述の熱処理材のうち、B材はじん性が悪いからこれに更に常温加工や応力時効を施すと、ますますじん性が低下すると思われる。ことに設計値以上の応力が働らくおそれのあるために、弾性限度の高いことと、じん性の大きいことを必要とするコイルばねやトーションパー用材料として、B材はあまり良好な材料といいがたい。またD材は降伏強さが低すぎるように思われる。これらの理由からB材、D材を除外して、A材およびC材に同一加工度の常温ねじり加工およびねじり応力時効を施し（加工度はいずれも塑性せん断ひずみ $\gamma_p=0.147$ rad）、低速ねじり繰返応力による変形の進行状況を調べた。

Table 3 はA材およびC材に常温ねじり加工およびねじり応力時効を施した材料の機械的性質を示したものである。なお、以後A材およびC材に常温ねじり加工したものをA_{cw}材、およびC_{cw}材、同じくねじり応力時効したものをそれぞれA_{sa}材およびC_{sa}材と呼ぶことにする。Table 2 と Table 3 とを比較して明らかなように、A材に常温ねじり加工やねじり応力時効を施すと、 τ_y がかなり上昇し、C材の場合にはねじり応力時効による比例限度の上昇が特に著しく、比例限度と降伏強さとが接近し、弾性域から塑性域へと急に移行する^{**}。熱処理材のままの材料（A材、C材）の τ_p 、 τ_y およびかたさに対する常温加工材（A_{cw}材、C_{cw}材）および応力時効材（A_{sa}材、C_{sa}材）のそれらの変化率をとると Table 3 の中の括弧内の数字のようになる。これからA材に対する応力時効の効果は、C材のそれに比較して少ないこと、A材およびC材に常温

* 1000回の繰返数における疲労変形 $\gamma_{fp}=0.2\%$ に対応する応力の意味で、これを疲労降伏強さと呼ぶことにした

** このことは Fig. 12 から明らかである

Table 3 Mechanical properties of cold worked and stress-aged specimens

Mechanical properties	Materials			
	A _{cw}	A _{sa}	C _{cw}	C _{sa}
Proportional limit in same direction as pre-straining τ_p (kg/mm ²)	31.0 (0.0%)	32.0 (3.3%)	33.0 (0.0%)	60.0 (81.7%)
Proportional limit in opposite direction to pre-straining $\tau_{p'}$ (kg/mm ²)	4.0	8.0	5.0	34.0
Yield strength in same direction as pre-straining τ_y (kg/mm ²)	58.0 (23.4%)	66.0 (40.4%)	56.5 (31.4%)	68.0 (58.1%)
Yield strength in opposite direction to pre-straining $\tau_{y'}$ (kg/mm ²)	28.0	30.0	19.5	44.0
Breaking shear strain in same direction as pre-straining γ_B (rad)	0.51 (-45.7%)	0.44 (-53.2%)	0.90 (-15.9%)	0.75 (-29.9%)
Breaking shear strain in opposite direction to pre-straining $\gamma_{B'}$ (rad)	0.82	0.76	1.15	0.95
Hardness (Rockwell B) H_B	104 (2.0%)	105 (2.9%)	95 (2.1%)	93 (0.0%)

加工や応力時効を施しても硬度の増加率が少なく、ことに C_{cw} 材や C_{sa} 材ではほとんど硬度の増加が見られないか、むしろやや軟化を示す場合もあった。

次に、 A_{cw} 、 A_{sa} 、 C_{cw} 、 C_{sa} 材に低速ねじり繰返応力を加えた場合の疲労変形を調べた、Fig. 7 と Fig. 8 はそれぞれ A_{cw} 、 A_{sa} 材に片振り ($\tau_a/\tau_m=1$) のねじり繰返応力を加えた場合の例であるが、他の材料および繰返応力条件の場合でも全く同様の傾向を示した。常温加工材では、疲労変形は主として繰返しの初期に起こるが、繰返数が増加するにつれて変形の増加がしだいにやみ、特に繰返応力が低い範囲では、全く変形が現われないか、現われても 1000 回以内に一定となり、疲労変形がそれ以上進行しなくなっている。応力時効材の場合にも、繰返応力の低い範囲では常温加工材の場合とほぼ同様の傾向を示しているが、繰返応力がある程度以上になると、疲労変形が繰返数に伴ってますます増加する傾向を示す。

Fig. 9~12 はいずれも疲労変形と最大せん断応力との関係を求めたものである。Fig. 9 は A_{cw} 材の場合で、 $\tau_a/\tau_m=3$ の場合には応力が低い範囲では前加工と逆方向に変形が現われるが、ある程度以上の応力になると、前加工と同方向に進行する。この傾向も焼な

Fig. 7 Variation of fatigue deformation with number of stress cycles

Fig. 8 Variation of fatigue deformation with number of stress cycles

まし材に常温ねじり加工を施した場合と同様であって、バウシinger効果が応力繰返し中に変化することによるものと考えられる。Fig. 10 は A_{sa} 材、Fig. 11 は C_{cw} 材、Fig. 12 は C_{sa} 材の場合であるが、いずれの場合

Fig. 9 Relation between maximum shear stress and permanent shear strain in fatigue test

Fig. 10 Relation between maximum shear stress and permanent shear strain in fatigue test

にも $\tau_a/\tau_m=0, 1, \infty$ の順に低い応力で疲労変形が発生しやすく、平均応力が小さくなるほど疲労変形量が大きくなることがわかる。

4. 結果に対する考察

(I) 静降伏強さと疲労降伏強さとの関係について

上述の実験結果に基づいて、 τ_a/τ_m の各値に対する疲労降伏強さ $\tau_{fp0.2}$ の値を求め、静的降伏強さと疲労降伏強さとの関係を求めると Fig. 13 のようになる。

Fig. 11 Relation between maximum shear stress and permanent shear strain in fatigue test

Fig. 12 Relation between maximum shear stress and permanent shear strain in fatigue test

Fig. 13 は疲労変形量が0.2%に対応する疲労降伏強さの場合である。ただし、常温加工材あるいは応力時効材で $\tau_a/\tau_m=\infty$ の場合には、主として前加工と逆方向にかかる最小応力によって疲労変形が進行するから、静降伏強さとしては前加工と逆方向の静降伏強さをとって、同図の矢印のように修正して表わした。

τ_a/τ_m の値によって多少傾斜は異なるが、疲労降伏強さ τ_{fp} と静降伏強さ τ_y (前加工と同方向における) あるいは τ'_y (前加工と逆方向における) との間には、ほぼ比例関係が成立することがわかる。したがって、熱処理材のうち、静降伏強さの高い材料ほど疲労降伏強さが高く、静降伏強さを疲労変形抵抗の大小を表わす一つの尺度として利用しようと思われる。

単一方向の応力 (unidirectional stress), すなわち、静的応力を受けた場合に現われるすべり帯と、繰返応力を受けた場合に現われるすべり帯の間には、その分布、形状に関してかなり明らかな相違点が存在することが既に明らかにされている。すなわち、前者のすべり帯は各結晶粒についてかなり一様に分布しているが、後者の場合には、すべり帯が局部的に集中しており、繰返数が多くなると、すべり帯の幅が広がることが認められている。作用応力の種類や繰返速度によるこのようなすべり帯の相違の原因はまだ明らかにされていないが、繰返応力による変形も、静的応力による変形も、ともに基本的にはそれぞれの応力のもとにおける転位その他の格子欠陥の挙動に関連して生じたものであることに変わりはないはずである。したがって、静降伏強さと疲労降伏強さとがほぼ比例関係にあることは、ある程度当然のようにも思われる。

鉄鋼の静降伏点は温度や応力速度などが一定であれば、転位がすべり面上を移動するときの抵抗力の大小、結晶粒度あるいは平均フェライトパスの大小、ならび

Fig. 13 Relation between static yield strength and fatigue yield strength

に堅いセメンタイトやパーライトの形状, 分布に関連する応力集中の程度などの影響を受ける。降伏点のみならず, 降伏強さについても同様の関係が成立するものと仮定してみる。セメンタイトが球状化した B, C, D 材では, この順序にセメンタイト球の大きさおよび平均フェライトバスの大きさが大きくなっており, フェライト部分のすべり抵抗も B, C, D 材の順に小さいと考えられるから, 静降伏強さは D, C, B 材の順に大きいはずである。静降伏強さに関する実験結果は上の定性的な考察と一致しており, 上述の仮定がほぼ成立するものと考えられる。これらの熱処理材に更に常温ねじり加工やねじり応力時効を施せば, 更にすべり抵抗が増大して (コッレル効果による転位の固着作用も含めて), 当然静降伏強さならびに疲労降伏強さを増大する⁵⁾。なお, A 材ならびに C 材に施したねじり⁵⁾応力時効の処理条件 (特に時効時間) は焼なまし材の場合を参照して選定したが, 時効はフェライト中に固溶している N および C 原子の数が多いほど起こりやすいから, 焼入れ焼もどし材などの最適時効時間は, 焼なまし材の場合よりやや短時間側にずれると考えられる。したがって, 各熱処理材について最適の時効時間を求めて応力時効を行なえば, 疲労変形の防止効果は更に上がるものと考えられる。

次に, A 材は低炭素マルテンサイト組織を目標として焼入れ処理を行ない, これを更に 200°C で焼もどしたものであるが, 焼入れのままのものと, 焼入れ後 200°C で焼もどしたものの組織はほとんど変わっていないが, 焼入れのままの硬度は 230 DPN¹²⁾ で低炭素マルテンサイト組織の硬度 350 DPN¹²⁾ 程度と比較して, かなり低かった。これは試料の直径は 6 mm であるが, 太いつかみ部分が影響して, 冷却速度がおそくなり, Photo. 1 (a) に示すようなパーナイトの分散した組織となったものと思われる。Aborn¹³⁾ は低炭素マルテンサイト材を 200°C 前後で焼もどして, かなり高い 125 kg/mm² の引張降伏強さを得ているから筆者らの場合にも焼入れ冷却速度をごく早くするか, あるいは激しい急熱, 急冷を行なうことによって低炭素マルテンサイトとした後, 200°C 前後で焼もどせば, 更に疲労降伏強さの高い C 材にまさる材料が得られたのではないかと推察され, そのじん性の良好さとともに有望な材料と筆者は考えているが, これについては別に検討したい。

(II) 疲労変形限度線図

上述の実験結果に基づいて, 疲労降伏強さを耐久限度線図上にプロットすると Fig. 14 のようになる。ただし, 同図には前に報告した 0.37% C 鋼の焼なまし材に常温ねじり加工およびねじり応力時効を施した場合も点線で示してある。

焼なまし材, 熱処理材ともにほぼ直線で示されるのに反し, これらの材料に常温加工や応力時効を加えると, 片振りの領域では疲労変形抵抗の上昇が見られるが, 両振りの領域では, むしろ変形抵抗が低下する。両振りの領域での疲労降伏強さの低下は前加工によるバウシinger 効果のためであると考えられる。したがって, 片振りおよび両振りの全域について疲労変形抵抗を大きくするためには, 熱処理のみによって降伏強さを高めることが望ましいが, 強度の増大はじん性の低下と結びつく場合が多い。したがって, 静的強度はやや低いがじん性に富んでいる材料, たとえば C 材に応力時効を施すのがよい。ただし, この場合には両振りの領域で疲労降伏強さが低下することはやむをえない。

疲労変形防止上有効な処理方法を選択するにあたって, その部品に働く応力が片振りの範囲にとどまるものか, 両振りの範囲に及ぶものであるか, また, かなりのじん性を必要とするものであるかを考え, これらの諸点の兼ね合いから熱処理のみによって疲労変形の防止を図るか, 熱処理に常温加工あるいは応力時効を適用して, 疲労変形の防止を図るかを選定しなければならない。

5. 結 論

炭素鋼熱処理材ならびに熱処理材に更に常温ねじり加工あるいはねじり応力時効を行なった材料について平均応力を種々変えて, どのようにねじり疲労変形が進行するかを調べ, ねじり疲労変形に及ぼす組織の影響について考察した。その結果を要約すると次のようである。

Fig. 14 Diagram of fatigue deformation
sa: stress aged, cw: plastically twisted

* 実測しなかったが一般的にこのように考えてさしつかえなからう

** ただし, 両振りの領域を除く

(1) 炭素鋼熱処理材ならびに熱処理材に更に常温ねじり加工あるいはねじり応力時効を施した材料のいずれの場合にも静降伏強さと疲労降伏強さとはほぼ比例関係にあり、静降伏点あるいは降伏強さの増強改善策がそのまま疲労降伏強さの増強策に通ずることがわかった。

(2) したがって、炭素鋼の疲労降伏強さの大小を判定する尺度として、静降伏点あるいは降伏強さを使用しうるように思われる。

(3) 熱処理材の静降伏強さ、ひいては疲労降伏強さはフェライトの固溶炭素量に関係するフェライト自身の強度と加工、時効などによるフェライトのすべり抵抗と、セメントタイトの大きさ、分布状態、すなわち、平均フェライトパスなどに関係する。したがって、疲労変形に対する熱処理、加工、時効等の効果も上述の諸量との関連において説明することができる。

(4) 焼なまし材の場合と同様、熱処理材に対しても、応力時効処理は疲労変形の防止に有効である。

(5) 熱処理材の疲労降伏強さは、その材料の静降伏強さより低く、かつ、平均応力が小さくなるほど疲労変形量がやや大きくなる傾向がある。

(6) 熱処理材に常温ねじり加工あるいはねじり応力時効を施すと(4)の傾向が特に著しくなり、片振りの領域($0 \leq \tau_a/\tau_m \leq 1$)では熱処理のままのものより疲労変形抵抗が増大するが、両振りの領域($1 \leq \tau_a/\tau_m \leq \infty$)ではかえって減少する。これは前加工によるバウ

シinger効果のためである。したがって使用応力が片振りの領域にあるか、両振りの領域に及ぶものであるかによって熱処理のみ施すほうが有利であるか、熱処理材に更に応力時効を施すほうが有利であるかを選定しなければならない。

終りにのぞみ、種々御指導御批判を賜りました大阪大学工学部教授篠田軍治先生ならびに本学教授桜井忠一先生、および、鋼材を提供していただいた川崎製鉄技術研究所長今井光雄博士に厚く御礼申し上げますとともに、当時本学の学生として熱心に実際に協力された荒木正(大阪金属工業株式会社)ならびに藤井敏和(松下電器産業株式会社)両氏に感謝する。

参考文献

- 1) M. Gensamer, E.B. Pearsall, W.S. Pellini and J.R. Low, Trans. ASM, 30, 983 (1942)
- 2) C.S. Roberts, R.C. Carruthers and B.L. Averbach, Trans. ASM, 44, 1150 (1952)
- 3) A.N. Turkalo and J.R. Low, Trans. AIME, 212, 750 (1958)
- 4) 山田, 吉田, 姫路工業大学研究報告, No. 12, 7 (1960)
- 5) 桜井, 山田, 柿内, 材料試験, 7, 62, 618 (1958)
- 6) たとえば H. Muir, B.L. Averbach, M. Cohen, Trans. ASM, 47, 380 (1955)
- 7) 日本ベネ協会編, ばね, 9 (1959) 丸善
- 8) 山田, 材料試験, 8, 74, 830 (1959)
- 9) たとえば, F.P. Bullen, A.K. Head and W.A. Wood: Proc. Roy. Soc. London A 216, 332 (1953)
- 10) A.H. Cottrell, Chartered Mech. Eng., 4, 448 (1957)
- 11) 横堀, 機械の研究, 11, 980, 1237 (1959)
- 12) 山中, 金属, 30, No. 2, 12 (1960)
- 13) R.H. Aborn, Trans. ASM, 48, 51 (1956)

アルミニウム合金の一定ならびに変動振幅荷重疲労試験 (Axial-Load Fatigue Tests of 2024-T3 and 7074-T6 Aluminum-Alloy Sheet Specimens under Constant- and Variable-Amplitude Loads) E.C. Naumann, H.F. Hardrath and D.E. Guthrie, NASA, Tech. Note, D-212 (1959)

2024-T3 および 7075-T6 の2種のアルミニウム合金板状試験片($\alpha_k=4$)について荷重振幅一定ならびに変動荷重振幅の繰返引張圧縮疲労試験を行なった。試験機は偏心回転質量によって励振し荷重振幅を生ぜしめ、平均応力はばねでかけられ、いずれもレバーで拡大されて試験片に両振または片振の軸方向繰返荷重を作用せしめるものである。繰返速度は 1800 cpm, 準共振型である。荷重をプログラムとおりに制御するために油圧駆動の制御装置を用いている。疲労試験として一定応力振幅、多段多重繰返応力(応力上昇, 下降, 上昇→下降, および下降→上昇の4種)ならびに突風ひん(頻)度に近似した不規則繰返応力の計6種の試験を行ない種々の試験条件の影響について調べた。

試験の結果はすべて累積繰返数比 $\sum \frac{n}{N}$ の値で整理し、ある一つの試験条件のみが異なる2種のグループについては t 分布により検定を行なって統計的にその結果を論じた。結論として、(1) 応力作用順序の寿命に及ぼす影響は著しく、 $\sum \frac{n}{N}$ の値は多段多重繰返で応力下降の場合に最も大きく、応力上昇→下降, 下降→上昇, 不規則応力の順に小さくなり、多段多重繰返、応力上昇の場合に最も小さい。この原因は圧縮残留応力によるものだと説明した。(2) 平均応力が高いほど $\sum \frac{n}{N}$ の値は大きい。これも残留応力によるものと解釈した。(3) 7075-T6 は 2024-T3 より $\sum \frac{n}{N}$ の値が大きい。(4) 変動1周期中に含まれる繰返数が少ないほど $\sum \frac{n}{N}$ の値は大きい。(5) 応力段数および応力スペクトルの型の影響については結論を下すには資料不足である。(6) $\sum \frac{n}{N}$ 算定の基礎となる $S-N$ 曲線の信頼性や破壊時の応力レベルについても述べている。(訳者注一結論の(1)は必ずしも一般の傾向を表わしていない。ゆえに残留応力のみによる説明は適当でないと思われる。)(中川隆夫)