

高強度鋼の長寿命域における破壊機構の遷移を考慮した変動応力試験†

中 島 正 貴* 戸 梶 恵 郎** 井藤賀 久 岳***
清 水 利 弘* 神 谷 奈 美****

Variable Amplitude Loading Tests for a High Strength Steel Considering the Transition of Failure Mode in High Cycle Regime

by

Masaki NAKAJIMA *, Keiro TOKAJI **, Hisatake ITOGA ***, Toshihiro SHIMIZU * and Nami KAMIYA ****

Fatigue tests under variable amplitude loading were conducted on a high carbon chromium steel, JIS SUJ2. The aim in the present study is to clarify the damage mechanisms under variable amplitude loading for a high strength steel showing the transition of failure mode in long life regime. Tests were performed using cantilever-type rotating bending fatigue testing machines in laboratory air. Load sequences employed were two-step block loading (*high* → *low* and *low* → *high*) and two-step multiple block loading (*high*↔*low*). Fatigue damages were estimated by the Palmgren-Miner rule. When failure mode was the same at two stress levels employed, *i. e.* subsurface crack initiation, fatigue damages were evaluated properly by the Palmgren-Miner rule. Also when the cycle ratio at low stress level became large and multiple block loading was applied, the estimation of fatigue damages was made successfully. According to SEM analysis, it was found that the morphology of fish-eyes formed under variable amplitude loading was the same as that obtained under constant amplitude loading.

Key words : Fatigue, Variable amplitude loading test, Step-wise *S-N* curve, Failure mode, High strength steel, SUJ2

1 緒 言

高強度鋼においては破壊モードの遷移，すなわち高応力レベルでは表面起点型破壊，低応力レベルでは内部起点型破壊に起因して *S-N* 曲線が二段に折れ曲がることが知られている．このことは機械構造物の疲労限度を基準とした従来の疲労設計や余寿命評価が見直されなければならないことを示している．ところで，機械構造物は変動する負荷のもとで使用されることが多く，こうした実際の負荷状態を模擬するために変動応力疲労試験が行われ，疲労被害の程度は線形累積損傷則 (Miner 則) を用いて評価されている.^{1), 2)}しかし，Miner 則では疲労限度以下の応力による被害を評価できないため，便宜的に *S-N* 曲線の有限寿命部を疲労限度以下に延長して仮の寿命を想定し，疲労被害を算定している (修正 Miner 則) が，上記のように高強度鋼においては *S-N* 曲線が二段に折れ曲がるので，これまでのように修正 Miner 則を適用する必要はないことになる．また，修正 Miner 則による累積損傷の評価は損傷を過大に見積もることにもなる．しかしこれまで，変動荷重に注目した研究はきわめて少なく，^{3)~5)}もっぱら高強度鋼の *S-N* 曲線の二段折れ曲がりに伴う破壊機構に関して研究が集中している．^{6)~10)}また，実際の機械構造物の設計・保守などを考慮するとき，変

動荷重下の疲労現象を把握することの実用的意味はきわめて大きい．

そこで本研究では，高炭素クロム軸受鋼 SUJ2 を用いて，*S-N* 曲線の二段折れ曲がりを考慮した変動応力疲労試験を行い，Miner 則の適用による疲労被害評価の可否と破壊機構について検討した．

2 試 験 方 法

2・1 材料および試験片

供試材は高炭素クロム軸受鋼 (JIS SUJ2) で，その化学成分を Table I に示す．材料には 1108K より油焼入れ後，453K で焼もどし後空冷の熱処理を施した．熱処理後の機械的性質を Table II に示す．引張強さ $\sigma_B = 2316$ MPa およびビッカース硬さ $HV = 778$ (平均) である．この材料を Fig. 1 に示すような最小断面直径 3mm の砂時計型試験片に機械加工した．試験片の応力集中係数は $K_t = 1.06$ である．

2・2 試験方法

変動応力疲労試験を室温大気中において 4 連式片持ち回転曲げ疲労試験機 (繰返し速度 $f = 3150$ rpm) を用いて行った．Fig. 2 に変動応力パターンの模式図を示す．いずれも本材料の二段折れ曲がり *S-N* 曲線の遷移応力 (水平部) を考慮した応力の組み合わせによる 3 種類の

† 原稿受理 平成 14 年 12 月 12 日 Received Dec. 12, 2002

* 正 会 員 豊田工業高等専門学校機械工学科 〒471-8525 豊田市栄生町, Dept. of Mech. Eng., Toyota College of Tech., Eisei-cho, Toyota, 471-8525

** 正 会 員 岐阜大学工学部機械システム工学科 〒501-1193 岐阜市柳戸, Dept. of Mech. and Systems Eng., Gifu Univ., Yanagido, Gifu, 501-1193

*** 正 会 員 中日本自動車短期大学自動車工業科 〒505-0077 岐阜県加茂郡坂祝町, Dept. of Automobile Eng., Nakanihon Automotive College, Kamo-gun, Gifu, 505-0077

**** 豊田工業高等専門学校専攻科 〒471-8525 豊田市栄生町, Advanced Course Student, Toyota College of Tech., Eisei-cho, Toyota, 471-8525

Table I. Chemical composition [mass%].

C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	Fe
1.01	0.23	0.36	0.012	0.007	0.006	0.04	1.45	0.02	Bal.

Table II. Mechanical properties.

Tensile strength σ_B MPa	Elongation δ %	Reduction of area ϕ %	Vickers hardness HV
2316	2	0.4	750~795

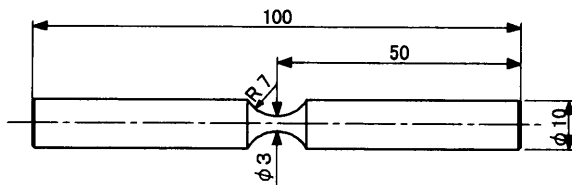


Fig. 1. Specimen configuration.

二段変動応力疲労試験である。Fig. 2 (a) および (b) はそれぞれ (高→低) および (低→高) 二段二重変動応力疲労試験, (c) は二段多重変動応力疲労試験である。

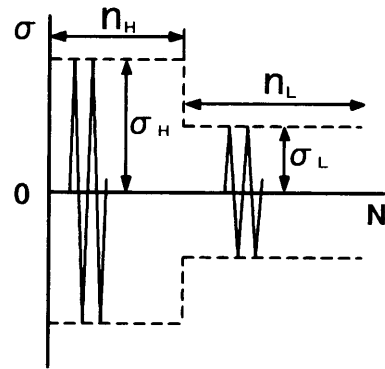
それぞれのブロックにおける負荷応力および繰返し数を以下のように決定した。後述する一定応力振幅下の疲労試験より得られた $S-N$ 曲線 (Fig. 3) から, 変動応力疲労試験の負荷応力として低応力には $\sigma_L = 900\text{MPa}$, 高応力には $\sigma_H = 1100 \sim 1600\text{MPa}$ を選択した。前者は一定応力振幅下において内部起点型破壊を生じ, 後者は 1100MPa を除いて表面起点型破壊を生じる応力である。すなわち, $900\text{MPa} \sim 1100\text{MPa}$ の組み合わせは内部/内部, それ以外は内部/表面という破壊モードの異なる応力の組み合わせとなる。なお, 表面起点型破壊を生じる応力同士の組み合わせは, 破壊機構の遷移という観点から本研究では検討の対象外とした。一方, ブロック当りの繰返し数については, 一定応力振幅下のデータに対して最小自乗法を適用した $S-N$ 曲線に基づいて, 適当な繰返し数比 (n/N) を選択した。

試験後, 光学顕微鏡および走査型電子顕微鏡 (SEM) を用いて破面観察を行い, 破壊モードの確認や fish-eye の解析を行った。

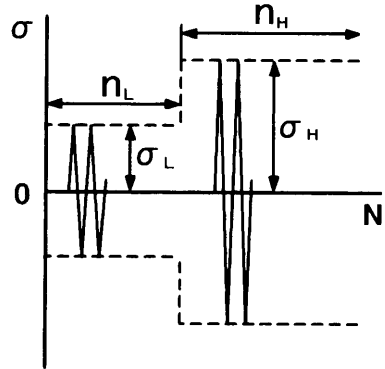
3 実験結果

3・1 一定応力下の $S-N$ 曲線

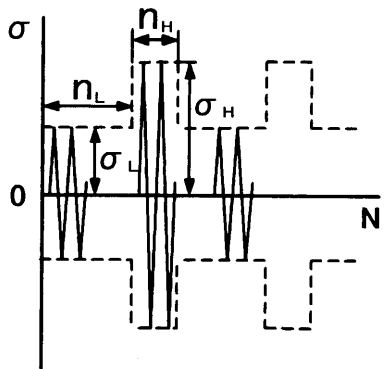
実験室大気中における一定応力振幅下の疲労試験により得られた $S-N$ 曲線を Fig. 3 に示す。本研究では一定応力振幅下において打ち切り繰返し数を定めずに, 試験片が破断に至るまで試験を続行した。その結果, $S-N$ 曲線は $N_f = 10^5$ 付近で一段目の折れ曲がりを生じ, その後 10^7 付近で二段目の折れ曲がりを生じた。従来からの繰返し数 10^7 回を基準としたステアケース法 (応力階差 50MPa) による疲労限度の決定では $\sigma_w = 1275\text{MPa}$ が得られた。また, $\sigma_a = 850$ および 800MPa においては繰返し数 $2 \times$



(a) Two-step block loading (High→Low)



(b) Two-step block loading (Low→High)



(c) Two-step multiple block loading (Low↔High)

Fig. 2. Variable amplitude loading patterns.

10^9 回 (約 440 日) に対して破断しなかったため試験を打ち切った。¹¹⁾ 破壊モードは, 1400MPa 以上の高応力域ではすべりや研削傷に起因する表面起点型破壊, 1100MPa 以下の低応力域では多くの場合, fish-eye を伴う内部起点型破壊であった。これらの間の応力域 (遷移域) では両破壊様式が混在しており, 短寿命側で表面起点型破壊, 長寿命側で内部起点型破壊となった。また図中の実線は, 最小自乗法により求められた $S-N$ 曲線であり, 以後これを用いて変動応力下の疲労被害を評価する。

3・2 (高→低) 二段二重疲労試験結果

Fig. 2 (a) に示す (高→低) 二段二重変動応力疲労試験の各ブロックにおける負荷応力として, 一次応力 $\sigma_H = 1500\text{MPa}$, 二次応力 $\sigma_L = 900\text{MPa}$ を選択した。一次応力繰返し数としては 1500MPa における一定応力振幅下の寿命 $N_f = 1.18 \times 10^4$ の約 90%, 100% および 110% を負

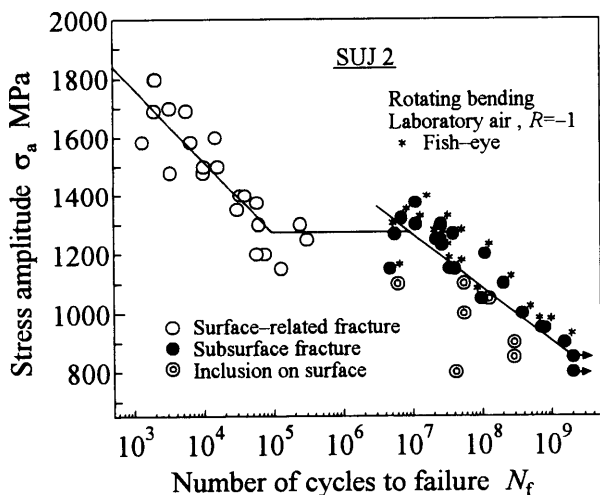


Fig. 3. S-N diagram under constant amplitude loading.

荷し、続いて二次応力 900MPa において繰返しを与えた。結果を Table III に示す。一次応力の繰返し数比が約 90 ~ 110% となった理由は、当初最小自乗法による 1500 MPa の寿命算定値の 70 ~ 90% を予定して負荷したところ、その後の一定応力振幅下における実験点の増加に伴って最小自乗法による寿命値が減少したためである。なお、この一次応力負荷後に試験片表面の光学顕微鏡観察（実物およびレプリカ）を行ったが、き裂は観察されなかった。

Table III に示したように、この（高→低）二段二重変動応力疲労試験では、いずれの試験片も一定応力振幅下

の二次応力の寿命である $N_f = 1.47 \times 10^9$ を超えても破断しなかった。したがって、 $N = 1.50 \times 10^9$ の繰返し後（約 330 日）に試験を打ち切り、後述する（低→高）二段二重変動応力疲労試験に用いた。Table III 中の累積疲労損傷を示す数値に付けられている括弧は、上述した試験の中断を意味している。

3.3 （低→高）二段二重疲労試験結果

（低→高）二段二重変動応力疲労試験（Fig. 2 (b)）では、各ブロックにおける負荷応力として、一次応力 $\sigma_L = 900$ MPa、二次応力 $\sigma_H = 1100, 1400, 1500$ および 1600MPa を選択した。一次応力繰返し数は 900MPa における最小自乗法による寿命 $N_f = 1.47 \times 10^9$ の約 7% および 51% を与えた。結果を Table IV (a) および (b) に示す。

一次応力の繰返し数比が 7% の場合（Table IV (a)）、いずれの二次応力においても n_H はその応力レベルにおける疲労寿命（ n_H ）よりも長寿命となった。そのため、高応力側の繰返し数比（ N_H/N_H ）が大きくなり、それに伴い累積損傷値（ $\Sigma(n/N)$ ）も 1 を大きく超え、Miner 則は成立しない。また、破壊モードは $\sigma_H = 1100$ MPa 以外はすべて表面起点型であった。 $\sigma_H = 1100$ MPa の二段二重疲労試験は、一次および二次応力ともに遷移応力以下で行われているので、破壊モードが fish-eye 破壊となることは妥当である。

Table IV (b) に示す一次応力の繰返し数比が 51% の場合、内部起点型破壊のき裂発生時期を推定した結果によれば^{4), 12)}一次応力の繰返しが終了した時点で内部き裂はすでに形成されていたと推定されるが、二次応力負荷

Table III. Cumulative damages under (High → Low) variable amplitude loading.

σ_H (MPa)	n_H	N_H	σ_L (MPa)	n_L	N_L	n_H/N_H	n_L/N_L	$\Sigma(n/N)$
1500	1.04×10^4	1.18×10^4	900	1.50×10^9 (Run-out)	1.47×10^9	0.88	(1.02)	(1.90)
	1.19×10^4					1.01		(2.03)
	1.34×10^4					1.14		(2.16)

Table IV. Cumulative damages under (Low → High) variable amplitude loading.

(a) Cycle ratio of 7% at low stress level

σ_L (MPa)	n_L	N_L	σ_H (MPa)	n_H	N_H	n_L/N_L	n_H/N_H	$\Sigma(n/N)$	Failure mode
900	1.00×10^8	1.47×10^9	1100	6.15×10^8	1.10×10^8	0.07	5.59	5.66	Fish-eye
			1400	4.24×10^5	2.96×10^4		14.32	14.39	Surface
			1500	1.23×10^5	1.18×10^4		10.42	10.49	Surface
			1600	5.92×10^4	4.66×10^3		12.70	12.77	Surface

(b) Cycle ratio of 51% at low stress level

σ_L (MPa)	n_L	N_L	σ_H (MPa)	n_H	N_H	n_L/N_L	n_H/N_H	$\Sigma(n/N)$	Failure mode
900	7.43×10^8	1.47×10^9	1100	1.16×10^8	1.10×10^8	0.51	1.05	1.56	Fish-eye
	7.43×10^8		1400	1.65×10^4	2.96×10^4	0.51	0.56	1.07	Surface
	7.43×10^8		1500	4.60×10^3	1.18×10^4	0.51	0.39	0.90	Surface
	7.43×10^8		1600	8.30×10^3	4.66×10^3	0.51	1.78	2.29	Surface

後の破壊モードは、Table IV (a) と同様に $\sigma_H = 1100\text{MPa}$ を除いてすべて表面起点型であった。一方、累積損傷値は Table IV (a) と比べて大きく減少し、ほぼ 1 に近い。

Table V は、Table III に示す（高→低）変動応力疲労試験において破断しなかった試験片を用いて行った（低→高）変動応力疲労試験の結果である。ここでは先だって行われた試験の二次応力（900MPa）と繰返し数（ $N = 1.50 \times 10^9$ ）を一次側の負荷と見なした。表に示したように、破壊モードはすべて内部起点型となった。このことは、先の（高→低）変動応力疲労試験における高応力側の繰返しの影響が事実上認められないこと、および内部破壊の起点が低応力（900MPa）の繰返しの間に生じていたことを示唆している。また、 $\sigma_H = 1500\text{MPa}$ における繰返しは $N = 1.54 \times 10^6$ となり、一定応力振幅下の寿命 $N_f = 1.18 \times 10^4$ を大きく上回った。一定応力振幅下の 1500MPa では、通常内部起点型破壊は生じないので、破壊機構が遷移したために寿命の増加を生じたものと推定される。そのため、高応力側の繰返し数比が大きくなり、それに伴って累積損傷値も 1 を大きく超え、Miner 則は成立しない。しかし、他の二つの応力（ $\sigma_H = 1100\text{MPa}$ および 1250MPa）では、累積損傷値は 1 に近い。

3・4 二段多重疲労試験結果

破壊機構が遷移する応力をはさむ $\sigma_L = 900\text{MPa}$ と $\sigma_H = 1500\text{MPa}$ 、および遷移応力以下の $\sigma_L = 900\text{MPa}$ と $\sigma_H = 1100\text{MPa}$ の組み合わせの二段多重変動応力疲労試験結果を Table VI に示す。前者の遷移応力をはさむ組み合わせにおいて、1 ブロック当りそれぞれ $n_L = 10^7$ と $n_H = 10^3$ の繰返しを交互に与えたところ、21 回目の σ_L において $\Sigma n_H = 2.00 \times 10^4$ 、 $\Sigma n_L = 2.00 \times 10^8$ で破断を生じた。破壊は表面起点型破壊であった。

また、 $\sigma_L = 900\text{MPa}$ と $\sigma_H = 1100\text{MPa}$ の遷移応力以下における二段多重疲労試験の結果では、 $n_L = 10^7$ と $n_H = 2 \times 10^6$ の繰返しを交互に与えたところ、83 回目の高応力側において $\Sigma n_L = 8.20 \times 10^8$ 、 $\Sigma n_H = 1.64 \times 10^8$ で破断を生じた。破壊は fish-eye を伴った内部起点型であった。ここでの二つの変動応力条件による二段多重疲労試験において、累積損傷値は両者とも 1 に近い値となった。

3・5 Fish-eye の定量的評価

Fig. 4 に二段変動応力幅下において認められた fish-eye の SEM 写真の例を示す。この fish-eye は Table III および V に示す 1500MPa ($n_H = 1.04 \times 10^4$) → 900MPa ($n_L = 1.50 \times 10^9$) → 1500MPa ($n_H = 1.54 \times 10^6$) の負荷履歴を持つ試験片のもので、 $\sigma_H = 1500\text{MPa}$ において破壊機構の遷移に伴う寿命の増加を生じたものである。上記の負荷履歴にもかかわらず、図より明らかなように fish-eye はほぼ円形であり、試験片表面に内接している。こうした様相は一定応力振幅下の fish-eye の傾向と同様である。

Fig. 5 に試験片表面から fish-eye 内の介在物までの距離 d_{inc} と fish-eye の半径方向寸法 $2b$ との関係を示す。図より d_{inc} と $2b$ に一定の線形関係があり、fish-eye 内で介在物の占める位置がほぼ同じであることがわかる。また図から明らかなように、この傾向は一定応力振幅下と全く同様である。

村上らの研究に基づき¹³⁾介在物、粒状領域 (Granular area) および fish-eye の $\sqrt{\text{area}}$ をそれぞれ求めた。それらと疲労寿命の関係を Fig. 6 に示す。なお、ここで横軸の疲労寿命は、変動応力振幅下の結果に対しては全寿命で評価した。図より変動応力振幅下の結果は、一定応力振幅下の結果とほとんど同様である。すなわち、介在物の $\sqrt{\text{area}}$ はほぼ一定の値をとっており、粒状領域と fish-eye の $\sqrt{\text{area}}$ は、それぞれ一定応力振幅下のばらつきの範囲内にある。

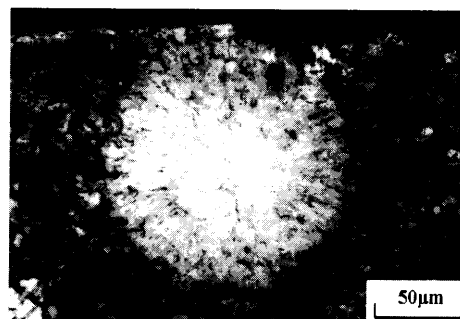


Fig. 4. SEM micrograph of fish-eye formed under variable amplitude loading.

Table V. Cumulative damages under (Low → High) variable amplitude loading using specimens which were not broken under (High → Low) variable amplitude loading in Table III.

σ_L (MPa)	n_L	N_L	σ_H (MPa)	n_H	N_H	n_L/N_L	n_H/N_H	$\Sigma(n/N)$	Failure mode
900	1.50×10^9	1.47×10^9	1100	1.44×10^8	1.10×10^8	1.02	1.30	2.32	Fish-eye
			1250	1.52×10^7	1.58×10^7		0.96	1.98	Fish-eye
			1500	1.54×10^6	1.18×10^4		130.50	131.52	Fish-eye

Table VI. Cumulative damages under two-step multiple block loading.

σ_L (MPa)	Σn_L	N_L	σ_H (MPa)	Σn_H	N_H	$\Sigma(n_L/N_L)$	$\Sigma(n_H/N_H)$	$\Sigma(n/N)$	Failure mode
900	8.20×10^8	1.47×10^9	1100	1.64×10^8	1.10×10^8	0.56	1.49	2.05	Fish-eye
	2.00×10^8		1500	2.00×10^4	1.18×10^4	0.14	1.69	1.83	Surface

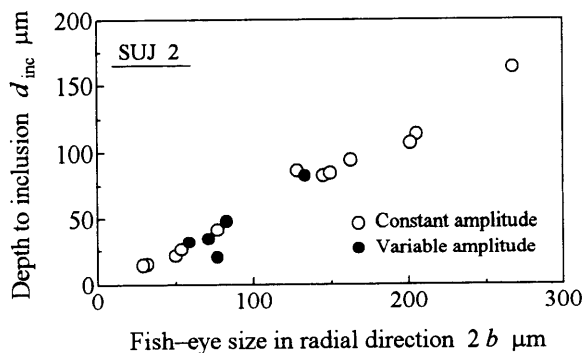


Fig. 5. Relationship between d_{inc} and fish-eye size in radial direction, $2b$.

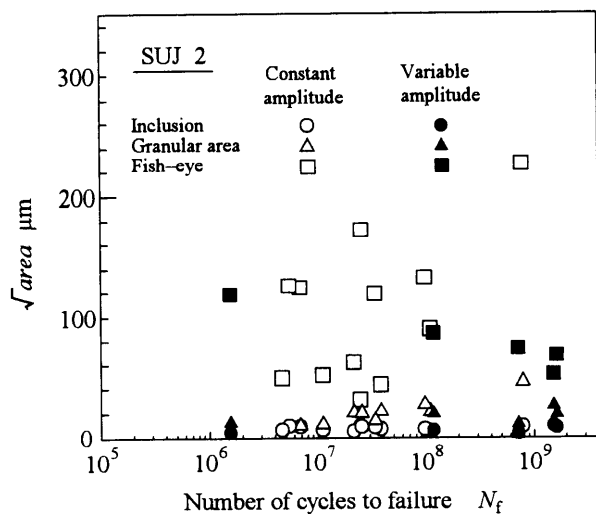


Fig. 6. Relationships between $\sqrt{\text{area}}$ and N_f .

4 考 察

4・1 変動応力と破壊モードとの関連

Table IIIにおける(高→低)二段二重疲労試験では、三種類いずれの応力の組み合わせにおいても、低応力側の負荷における疲労寿命(N_L)までの繰返しに対して試験片は破断しなかった。最初の高応力負荷後の表面観察においてき裂発生は認められなかった。この試験片を用いた、その後の(低→高)二段二重疲労試験において、いずれも内部起点型破壊が生じたことから(Table VおよびFig. 4)、破壊の核となった介在物周辺では、低応力における繰返しの間にき裂が発生していたと推定され、最初の(高→低)二段二重疲労試験が中断されなければ、ある繰返しの後に内部起点型破壊を生じたと考えられる。

Table IVおよびVの結果から、低応力側の繰返し数比の増加に伴って、破壊モードが表面起点型から内部起点型へ遷移することが認められる。fish-eye破壊の核となる非金属介在物周辺に形成される粒状領域に注目した(低→高)二段二重疲労試験によって内部起点型破壊のき裂発生時期を推定した試験結果から、内部き裂は疲労寿命の約30%前後において既に発生していることが確認されている。¹²⁾このことから、Table IV(b)における51%の繰返しに対して内部き裂はおそらく発生していたと予想されるが、寸法的に小さいために、続く高応力側の負

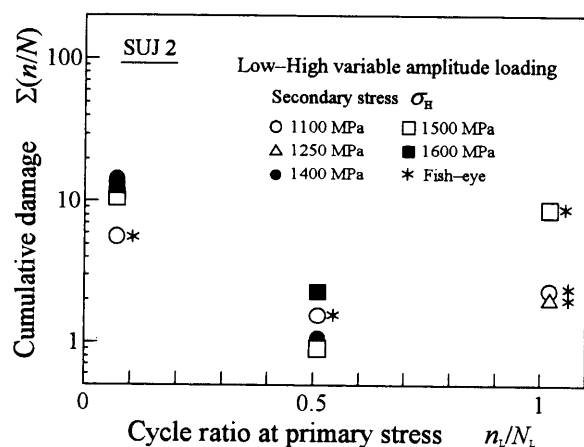
荷によって破壊起点が表面に遷移したものと考えられる。これは、もし低応力側で十分な繰返しが行われfish-eyeが大きく成長していれば、1500MPaの負荷においても内部起点型破壊を生じることからも推定されることである(Table V)。

Table VIに示す二段多重疲労試験の結果において、破壊モードが同一となる内部起点型同士の応力では破壊は内部起点型に、破壊モードが異なる場合には表面起点型となった。特に後者の結果では1ブロック当りの繰返し数の組み合わせが一例のみであり、一般的結論は得られないが、Table IVおよびVの結果から推定すると、低応力側の累積繰返し数比が大きくなる限り、内部起点型破壊は生じないものと推定される。

4・2 Miner 則による評価

二段変動応力疲労試験結果に対してMiner則を適用するにあたって、破壊モードが高・低応力レベルによって異なることから、それぞれの応力レベルにおける疲労被害を独立的に取り扱うことが、原則的には妥当であると考えられる。しかし、Table IV(a)に見られるように、二次応力における繰返し数比が増大することから、一次応力の負荷による強化機構の存在が示唆される例もあり、この場合は二次応力による疲労被害を独立したものとは見なし得ない。したがって、Table III～VIにおいては、それぞれの応力レベルにおける疲労被害とそれらを加算した累積損傷値を併記した。本研究の場合では900MPa～1100MPaにおける内部起点型同士の組み合わせは明らかに疲労被害を加算的に取り扱ってもよい例であると考えられるが、他の例では表面起点型破壊に対して900MPaにおける疲労被害をどのように取り扱うか、判断が困難である。ただし、Table Vに示す900MPa($n_L = 1.50 \times 10^9$)→1500MPa($n_H = 1.54 \times 10^6$)の負荷履歴で内部起点型破壊が生じた例については、表中では他と同様に取り扱っているが、疲労被害を改めて以下のように算定した。すなわち、最小自乗法を適用した長寿命域における内部起点型破壊に関するS-N曲線を1500MPaまで上方に延長して仮の寿命を計算し、それに基づく累積損傷値を評価した。1500MPaにおける内部起点型破壊の想定寿命値は $N = 2.29 \times 10^5$ となり、二次応力における繰返し数比は $n_H/N_H = 6.72$ 、累積損傷値は $\Sigma(n/N) = 7.74$ となった。この値をTable Vの結果($\Sigma(n/N) = 131.52$)と比較したとき、疲労被害の評価としてはより妥当であると考えられる。

上記の結果も含めて、Table IVおよびVの結果を一次応力の繰返し数比(n_L/N_L)と累積損傷値の関係としてFig. 7に示す。ここでは、表面起点型破壊の場合でも、900MPaにおける疲労被害を内部起点型破壊の寿命値から算定したTable IVおよびVの結果を用いている。Miner則の成立を累積繰返し数比 $\Sigma(n/N) = 0.5 \sim 2$ 前後と考えると、まず破壊モードが高・低応力レベルで同じ場合にMiner則の成立が認められる。すなわち、ここでは900MPa～1100MPaの組み合わせがそれに該当するが、二つの応力レベルに対して同じ介在物が内部破壊の

Fig. 7. Relationship between $\Sigma(n/N)$ and n_L/N_L .

起点として作用したためと推定される。また Fig. 7 より、破壊モードが異なる場合でも、低応力側の繰返し数比が増大すると Miner 則の成立が認められる。Table V の結果では、先立つ（高→低）二段多重疲労試験の結果（Table III）を加算しても累積繰返し数比は 3 程度である。Table V および Fig. 7 では Table III の結果を加算していないが、破壊モードの遷移を考慮しても内部起点型破壊に対して Miner 則がほぼ成立していると考えられる。

Miner 則が明らかに成立していない $n_L/N_L = 0.07$ (Table IV (a)) の場合では、累積繰返し数比は 10 前後となり、それには二次応力成分 (n_H/N_H) が大きな割合を占める。その理由として、一次応力における 10^8 回の繰返しの間に内部起点型破壊の核を生じていたとしても、その寸法が小さい場合には、二次応力に変動した際に破壊起点が表面に遷移するため疲労損傷が事実上なかったことになること、また低応力での繰返しに起因するコーキング効果のような強化機構が存在することが考えられる。同じ Table IV (a) において、高応力レベルが 1100 MPa の場合のみ破壊モードが内部起点型であるために、累積繰返し数比は小さくなっているが、Miner 則はやはり成立していない。Table VI における二段多重疲労試験の場合には、破壊モードの異なる応力同士の組み合わせでも Miner 則はほぼ成立している。

以上の検討から Miner 則がほぼ成立する条件をまとめると、

- (1) 破壊モードが高・低応力レベルで同じである場合
- (2) 低応力側の繰返し数比が大きい場合
- (3) 本試験条件下における二段多重疲労試験の場合となる。

5 結 言

高炭素クロム軸受鋼 SUJ2 を用いて、S-N 曲線の二段折れ曲がりを考慮した変動応力疲労試験を行い、Miner 則の適用による疲労被害評価の可否と破壊機構について検討した。得られた結果は以下のとおりである。

(1) Miner 則が成立する条件は破壊モードが高・低応力レベルで同じである場合、すなわち内部起点型破壊である場合、低応力側の繰返し数比が大きい場合、および二段多重疲労試験の場合である。

(2) 破壊モードが高・低応力レベルで同じとなる応力の組み合わせでは、内部起点型破壊を生じた。一方、破壊モードが異なる組み合わせでは、低応力側の繰返し数比の増加に伴って破壊モードは表面起点型から内部起点型へ遷移した。

(3) 変動応力振幅下において認められた fish-eye は、いずれもほぼ円形で試験片表面に内接しており、 $\sqrt{\text{area}}$ 法による定量的評価によっても、介在物、粒状領域および fish-eye 寸法について一定応力振幅下におけるそれらのばらつきの範囲内にあり、一定応力振幅下の結果と同様であった。

最後に、本研究を行うにあたり協力いただいた当時豊田工業高等専門学校学生松永伸一君、石田 潤君および近藤和也君に謝意を表する。

参 考 文 献

- 1) A. Palmgren, V. Deut. Ingenieure, **68**, 339 (1924).
- 2) M. A. Miner, J. Appl. Mech., **12**, A-159, 111 (1945).
- 3) A. Sugeta, Y. Uematsu and M. Jono, Proc. of the Int. Conf. on Fatigue in the Very High Cycle Regime (S. Stanzl-Tschegg and H. Mayer 編), 323 (2001).
- 4) 魯 連涛, 塩澤和章, 日本機械学会論文集, **A-68**, 1666 (2002).
- 5) 服部信祐, 西田新一, 佐々木龍, 日本機械学会 2002 年度年次大会講演論文集 (II), No.02-1, 363 (2002).
- 6) 江村秀樹, 浅見克敏, 日本機械学会論文集, **A-55**, 45 (1989).
- 7) 中村 孝, 金子 真, 野口 徹, 神保勝久, 日本機械学会論文集, **A-64**, 1820 (1998).
- 8) 塩澤和章, 魯 連涛, 石原外美, 材料, **48**, 1095 (1999).
- 9) 勝谷悟志, 黒島義人, 原田昭治, 材料, **48**, 1107 (1999).
- 10) 村上敬宜, 野本哲志, 植田 徹, 村上保夫, 大堀 学, 材料, **48**, 1112 (1999).
- 11) 中島正貴, 酒井達雄, 清水利弘, 日本機械学会論文集, **A-65**, 2504 (1999).
- 12) 中島正貴, 戸梶恵郎, 井藤賀久岳, 高 行男, 清水利弘, 日本材料学会第 51 期学術講演会講演論文集, 277 (2002).
- 13) 村上敬宜, 石田 誠, 日本機械学会論文集, **A-51**, 1050 (1985).