二段多重変動振幅荷重下の 2.25Cr-1Mo 鋼の高サイクル疲労強度[†]

中澤達郎* 小川武史** 坂上賢一***

High Cycle Fatigue Strength of 2.25Cr-1Mo Steel under Repeated Two-Step Variable Amplitude Loading

by

Tatsuro NAKAZAWA*, Takeshi OGAWA** and Kenichi SAKAUE***

Ultrasonic fatigue tests were conducted for medium strength steel, 2.25Cr-1Mo, under constant amplitude loading and repeated two-step variable amplitude loading conditions to evaluate the effect of loading conditions on fracture behavior. Most of the specimens were broken from an inclusion on the specimen surface. Cumulative damage value, D , calculated by Miner's rule, which ignored the damage by cyclic loading below fatigue limit, exhibited inappropriate prediction of fatigue life. The D values calculated by modified Miner's rule remarkably varied by the conditions of the repeated two-step variable amplitude loading. In some cases, specimen was not broken until D became larger than 60. Observations at fracture origin using replication technique revealed that stress amplitude below fatigue limit increased the resistance of fatigue crack initiation and/or growth. Mechanisms of these behaviors were discussed in detail.

Key words : Fatigue, Variable amplitude loading, Fatigue life, Crack growth, Cycle ratio, Inclusion, 2.25Cr-1Mo steel

1 緒言

実働荷重下の疲労寿命評価法については、古くから多くの研究が行われており、1970 年の中村による総括論文¹⁾には、多くの研究成果が紹介されている。¹⁾特に、疲労限度以下の低応力振幅繰返しの影響は、実用的な観点から極めて重要であり、その後も多くの研究が行われてきたが、^{2)~5)}産業界においては、修正マイナー則に基づく線形累積損傷則が広く用いられている。

近年、高経年化設備の健全性評価のために、超高サイクル領域での疲労強度評価が重要視されるようになり、高繰返し速度で試験が可能な超音波疲労試験が用いられるようになった。超高サイクル領域においても、修正マイナー則に基づく線形累積損傷則が有効であるかを検証しておくことは実用的な観点から重要である。

そこで本研究では、熱交換器やリアクタなど用いられている 2.25Cr-1Mo 改良鋼に対して、一定振幅荷重下および二段多重変動振幅荷重下で超音波疲労試験を行い、超高サイクル域における疲労強度に及ぼす変動振幅荷重条件の影響を調べた。

2 材料および実験方法

供試材は 2.25Cr-1Mo 改良鋼であり、その機械的性質および化学成分をそれぞれ Table 1 および 2 に示す。本供試材には、焼入れ (1020℃, 7hrs 保持後水冷)、焼戻し (680℃, 15hrs 保持後空冷) の熱処理が施されている。試験片形状を Fig. 1 に示す。最小直径 5mm の砂時計型丸棒試験片であり、共振周波数が 19.99 ~ 20.00kHz

Table 1 Mechanical properties.

0.2% proof stress [MPa]	Tensile strength [MPa]	Elongation [%]	Reduction of area [%]	Young's modulus [GPa]	Brinell hardness
597	669	23.7	76.7	210	217

Table 2 Chemical composition (mass%).

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V	Nb	N
0.15	0.07	0.55	0.006	0.003	0.15	2.47	1.07	0.31	0.034	0.0056
Al	B	Ti	Cu	Ca	As	Sb	Sn	O	REM	Fe
0.01	0.0001	0.004	0.05	0.0007	<0.002	0.0006	0.003	0.0011	<0.0001	Bal.

Fig. 1 Ultrasonic fatigue specimen.

となるように長さの微調整を行った。一部の試験片には、粒径 0.6mm のジルコニアボールによってショットピーニングを施した。試験片中央部の研磨にはエメリー紙を用い、#1500 まで周方向研磨後、#2000 で軸方向研磨を行い仕上げた。

疲労試験は、繰返し速度 20kHz で共振負荷が可能な超音波疲労試験機を用いて行った。 piezoelectric actuator には、BRANSON 社製の超音波溶着機 CR-20 を使用

[†] 原稿受理 平成 22 年 11 月 29 日 Received Nov. 29, 2010 ©2011 The Society of Materials Science, Japan

* (株)ジャムコ 〒181-8571 三鷹市大沢, Jamco Co., Ohsawa, Mitaka, 181-8571

** 正会員 青山学院大学機械創造工学科 〒252-5258 相模原市中央区淵野辺, Dept. Mech., Aoyama Gakuin Univ., Chuou-ku, Sagami-hara, 252-5258

*** 芝浦工業大学機械工学科 〒135-8548 江東区豊洲, Dept. Mech. Eng., Shibaura Inst. Tech., Toyosu, Koto-ku, 135-8548

し, ブースタおよびホーンも同社製のチタン合金のものを用了. ピエゾアクチュエータの制御には, 付属のパワーサプライ 2000bdc を用い, 自作のソフトウェアにより変位振幅の制御を行った.

3 実験結果および考察

3.1 一定振幅荷重試験

一定振幅荷重試験は, 室温大気中 (温度 24 ~ 26°C, 湿度 10 ~ 40%) の両振りで行い, 試験打ち切りの繰返し数 $N = 2.0 \times 10^8$ 回とした. 試験中は高速繰返し負荷に伴う試験片中央部の温度上昇を抑えるために, 間欠運転を行った. さらに放熱を促すために, ボルテックスチューブで冷却した圧縮空気を試験片中央部に吹き付けて空冷を行った. 間欠運転の条件は, 試験片の温度を赤外線放射温度計で測定して, 温度上昇を抑えつつ停止時間を最小にするように変更した.

得られた $S-N$ 曲線を Fig. 2 に示す. 図には, 同一の供試材に対して電気油圧式疲労試験機を用いて行った試験結果 (10 ~ 30Hz で実施) を併記しており, 納入材の超音波疲労試験の結果とほぼ一致している. いずれの試験においても明瞭な疲労限度を示しており, $N = 2 \times 10^6 \sim 2 \times 10^8$ 回の領域で破断する試験片は認められない. 超音波疲労試験の疲労限度 σ_w は 425MPa であった. いずれの試験片についても, 後述する二段多重変動振幅荷重下の破壊起点と同様に, 表面の介在物が破壊起点である.

ショットピーニング材の $S-N$ 曲線についても, 明瞭な疲労限度を示しており, 納入材の疲労限度よりもかなり高くなった. ショットピーニング材については, $N = 1 \times 10^9$ 回まで疲労試験を継続したが, 破断する試験片はなく, 破壊起点は納入材と同様な表面の介在物であった. ショットピーニング材の超高サイクル領域の疲労破壊においては, 内部起点型の疲労破壊によって二重 $S-N$ 曲線となることが知られている.⁷⁾ しかし, 本供試材の場合, ショットピーニングによって, 表面層にひずみ硬化と残留応力を発生させると表面起点型破壊の σ_w が上昇するが, 内部起点型破壊は生じないことがわかった. そこで, 以下に示す変動振幅荷重試験においては, 納入材のみについて検討を行った.

3.2 二段多重変動振幅荷重試験

二段多重変動振幅荷重試験は, 一定振幅荷重試験の σ_w を挟む高応力振幅 $\sigma_H = 450\text{MPa}$ および低応力振幅 $\sigma_L =$

400MPa で行った. σ_L から試験を開始し, 低→高→低→高…と繰返し応力振幅を変動させた. 1 ブロックにおける高応力側の繰返し数 $n_H = 1.0 \times 10^3$ 回を固定し, 低応力側の繰返し数 n_L を変化させた. 試験条件は Table 3 に示すとおりであり, それぞれの実験条件に対して以下の実験結果で用いたシンボルも示している.

損傷値 D は, Fig. 2 に直線で示すように小林らの試験結果も考慮して $S-N$ 曲線の有限寿命域を直線回帰し, 次式の修正マイナー則に基づき計算した.

$$D = D_H + D_L = \sum \frac{n_H}{N_H} + \sum \frac{n_L}{N_L} \quad (1)$$

ここで, D_H および D_L は σ_H および σ_L による累積損傷, N_H および N_L は Fig. 2 の直線関係の σ_H および σ_L における破断寿命 N_f を表している. Table 3 には, 破断時の D , D_H および D_L をそれぞれ D_f , D_{Hf} および D_{Lf} として示している. また, N_f は破断時の σ_H および σ_L の総繰返し数を表している. 試験片が破断に至らない場合, 式 (1) の D が 60 を超えると試験を打ち切った. Table 3 中の “>” 印は試験の打ち切りを意味している. 未破断試験片は, 欠陥およびき裂の有無を検討するため, 追加の疲労試験を行って試験片を破断させた. この結果については後述する.

$n_H/n_L = 0.40$ の試験におけるき裂発生起点部のレプリカ観察結果を Fig. 3 に示す. 図 (a) は疲労き裂発生と進展を示す光学顕微鏡写真である. この試験片には, 疲労試験を開始する前から介在物が観察されている. 50 ブロックの繰返しを与えた時点では, 図中の矢印で示す介在物付近の位置に損傷が生じ, 100 ブロックの時点では, 損傷部分がさらに成長している. 図 (a) 中の①および②の位置を原子間力顕微鏡 (AFM) により観察し, 図 (b) に示す. レプリカの観察であることから, 高さを反転させて試験片の立体形状を再構築している. ①の破線で囲んだ位置に②で損傷が見られる. 損傷の位置は浅いくぼみとなっており, 介在物内の割れおよび母材との界面からはく離が生じていると考えられる. 200 ブロックの時点では, 介在物からき裂が発生し, 矢印の位置まで進展している.

Table 3 Conditions and results of two-step variable amplitude loading tests where $n_H = 1.0 \times 10^3$ cycles.

n_L [cycles]	n_H/n_L	N_f [cycles]	D_{Hf}	D_{Lf}	D_f ($=D_{Hf}+D_{Lf}$)	$\sqrt{\text{area}}$ [μm]	Symbol
1.0×10^3	1.00	$>3.46 \times 10^7$	>57.71	>8.79	>66.50	6.72	△
1.0×10^3	1.00	$>3.66 \times 10^7$	>61.11	>9.30	>70.41	No inclusion	▲
1.0×10^3	1.00	1.59×10^6	2.65	0.40	3.05	17.20	▲
2.0×10^3	0.50	$>4.46 \times 10^7$	>50.92	>14.82	>65.74	6.06	□
2.0×10^3	0.50	2.69×10^6	3.07	0.89	3.96	7.52	■
2.5×10^3	0.40	9.34×10^5	0.88	0.34	1.22	16.95	
3.0×10^3	0.33	1.62×10^6	1.36	0.61	1.97	No inclusion	
5.0×10^3	0.20	2.73×10^6	1.52	1.14	2.66	22.48	
1.0×10^4	0.10	1.75×10^6	0.55	0.79	1.34	10.80	
1.2×10^4	0.083	1.88×10^6	0.50	0.87	1.37	5.55	●
1.5×10^4	0.067	1.14×10^6	0.24	0.54	0.78	17.68	
1.6×10^4	0.063	6.28×10^6	1.28	2.95	4.23	5.15	
1.8×10^4	0.053	8.23×10^6	1.50	3.90	5.40	8.27	
2.0×10^4	0.050	9.54×10^7	15.75	45.38	61.13	2.70	
3.0×10^4	0.033	$>1.43 \times 10^8$	>15.96	>68.97	>84.93	No inclusion	
5.0×10^4	0.020	$>1.15 \times 10^8$	>7.81	>56.22	>64.03	4.39	◇
5.0×10^4	0.020	$>2.34 \times 10^8$	>15.96	>114.92	>130.88	11.27	◆

Fig. 2 $S-N$ curves.

Fig. 3 に示した試験片の破壊起点部の破面を、電界放射型の電子顕微鏡 (SEM) によって観察し、結果を Fig. 4 に示す。介在物の内部にも組織構造が観察できる。そこで、電子線マイクロアナライザ (EPMA) によってこの位置の面分析を行い、Fig. 5 に主な検出元素の結果を示す。写真の輝度が高いほど相対的に高い濃度となっている。これらの結果から、破壊起点は酸化物 (Al_2O_3 , MgO) および硫化物 (MnS , CaS) の複合介在物であることがわかった。Table 3 には、このような介在物を荷重軸方向と垂直な面に投影した介在物面積の平方根 $\sqrt{\text{area}}$ も示している。なお、一部の試験片では、破壊起点部に介在物が認められなかった。

繰返し数比 n_H/n_L で整理した D_f を Fig. 6 に示す。 D_f は

Fig. 5 EPMA analysis for fracture surface shown in Fig. 4.

(a) Optical micrographs showing crack initiation and growth

(b) Atomic force micrographs at the locations of ① and ② shown in Fig. (a)

Fig. 3 Observations of plastic replica at the crack initiation site for $n_H/n_L = 0.40$ with $N_f = 9.34 \times 10^5$ cycles.

Fig. 4 SEM micrograph of fracture surface at the crack initiation site for $n_H/n_L = 0.40$ with $N_f = 9.34 \times 10^5$ cycles.

n_H/n_L により大きく異なる値を示した。 n_H/n_L が 0.053 ~ 0.40 の範囲では D_f は 0.78 ~ 5.40 となり、修正マイナー則は有効な評価を与えている。しかし、 $n_H/n_L \leq 0.050$ では、 D_f が大きな値となる傾向を示し、 $n_H/n_L = 0.02$ の条件では、2 本の試験片が破断に至らなかった。また、 $n_H/n_L \geq 0.50$ では、同じ試験条件であっても D_f は大きく異なり、 D_f が 3 ~ 4 程度で破断に至る試験片がある一方で、破断しない試験片も確認できた。なお、Table 3 において、疲労限度以上の繰返し荷重による損傷である D_{Hf} は、0.24 まで低下するものがある。すなわち、疲労限度以下の繰返し負荷による損傷は存在しており、マイナー則を疲労寿命評価に用いることは不適当である。

3・3 未破断試験片の追加疲労試験

Table 3 に示すように、二段多重変動振幅荷重試験で未破断であった試験片は 6 本であり、追加の疲労試験を行った。この中で、 $n_H/n_L = 1.00$ の試験片 (Table 3 の△印) について行った追加の疲労試験の結果を以下に示す。この試験片については、疲労試験の初期段階から試験片表面のレプリカを採取しており、試験終了後にレプリカの観察を行った。光学顕微鏡写真を Fig. 7 に、き裂全長 $2a$ と累積繰返し数 N の関係を Fig. 8 に示す。

$n_H/n_L = 1.00$ の試験では、 D が 66.5 となっても試験片は破断しなかったが、Fig. 7 に示されているように、介在物と母材のはく離、疲労き裂の発生および進展が生じていた。Fig. 8 において、はく離した介在物の幅は $2a$

Fig. 6 Cumulative damage values at fracture as a function of stress cycle ratio.

として測定しているの、初期の $2a$ の増大は $18\mu\text{m}$ 程度の介在物のはく離が生じたことを意味している。やがて介在物から発生したき裂は、徐々にき裂進展速度を上げながら $2a = 40\mu\text{m}$ 程度に達していた。したがって、さらに試験を継続すると破断に至っていたと推察される。半円の表面き裂を仮定して、 $\sigma_a = 400$ または 450MPa , $2a = 18 \sim 40\mu\text{m}$ に対して応力拡大係数を計算すると $1.4 \sim 2.3\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 程度となり、大きいき裂の進展に対する下限界応力拡大形数範囲以下であると考えられる。また、平均のき裂進展速度は $3 \times 10^{-13}\text{m/cycle}$ 程度と極めて小さい。

次に、Fig. 6 の結果において D_f が小さかった $n_H/n_L = 0.1$ に変動荷重条件を変更して試験片を破断させようとしたが、 D が 20 を超えても破断しなかったの、再び疲労試験を打切った。Fig. 7 および Fig. 8 の試験終了後のレプリカ観察から、この変動荷重条件では、き裂はほとんど停留していた。そこで、さらに $\sigma_a = 450\text{MPa}$ 一定の疲労試験を実施すると、直ちにき裂進展が開始して破断に至った。これらの結果から、疲労限度以下の低応力振幅の繰返し負荷は、疲労き裂進展速度を低下させていると結論される。その原因の一つとして、酸化物誘起き裂閉口が考えられるが、その痕跡を確認することはできなかった。

Fig. 7 Observations of crack initiation and growth under two step variable amplitude loading indicated by triangle symbol ($\triangle$) in Table 3.

Fig. 8 Fatigue crack growth behavior for unbroken specimen under $n_H/n_L = 1$.

その他 5 本の未破断試験片については、 $\sigma_a = 450$ または 470MPa 一定の追加疲労試験を行った。レプリカ観察により、 $n_H/n_L = 0.02$ の未破断試験片 ($\diamond$ 印) についても二段多重変動振幅荷重試験中に介在物と母材のはく離が確認できたが、き裂発生は認められなかった。その他の未破断試験片については、欠陥またはき裂は確認できず、追加疲労試験中にき裂が発生および進展した。

3・4 疲労損傷の支配因子

以上の結果から、破壊起点は試験片表面に存在する介在物であることから、介在物寸法の影響について検討した。 $\sqrt{\text{area}}$ と n_H/n_L の関係を Fig. 9 に示す。図中の * 印は二段多重変動振幅荷重試験で未破断となったことを意味している。 n_H/n_L と介在物寸法に相関は認められない。

そこで、 $\sqrt{\text{area}}$ で整理した D_f を Fig. 10 に示す。 $n_H/n_L = 0.02$ ($\diamond$ 印) の結果を除くと、 D_f が 10 を越える場合の $\sqrt{\text{area}}$ は $10\mu\text{m}$ 以下である。 $n_H/n_L = 1.0$ については、未破断であった試験片 ($\triangle$ および $\blacktriangle$ 印) と $D_f = 3.05$ で破断した試験片 ($\blacktriangle$ 印) が確認できたが、後者の介在物寸法は $17\mu\text{m}$ 程度あり、未破断であったものと比較してかなり大きい。一方、 $n_H/n_L = 0.02$ については介在物の $\sqrt{\text{area}}$ が $10\mu\text{m}$ を超えても破断に至っていない ($\diamond$ 印)。これらの結果から、介在物の $\sqrt{\text{area}}$ は D_f に影響を与える因子であるが、3・2 節の結果からも推察されるように、 n_H/n_L も影響因子であると考えられる。

Fig. 9 Relationship between inclusion size and cycle ratio.

Fig. 10 Relationship between cumulative damage values and inclusion size.

3・5 低応力振幅が疲労寿命に与える影響

二段多重変動振幅荷重試験で未破断となった試験片において、低応力側の繰返し数が多い (n_H/n_L が小さい) 場合には、欠陥寸法が大きくても未破断となった。そこで、 $\sigma_a = 400\text{MPa}$ 、 $N = 1.0 \times 10^8$ 回の繰返し予荷重を与えた試験片に対して、 $\sigma_a = 450\text{MPa}$ で二段二重変動振幅荷重試験を行い、疲労寿命を調べた。繰返し予荷重を与えていない 3 本の試験片の結果と比較して Fig. 11 に示す。図には、二段多重変動振幅荷重試験の未破断試験片に対して行った $\sigma_a = 450\text{MPa}$ 一定の追加疲労試験の結果も併記した。いずれの場合にも疲労寿命が増大した。また、2 本の試験片については、 $N = 1.0 \times 10^7$ 回の繰返し荷重を与えても破断しなかったことから、さらに $\sigma_a = 470\text{MPa}$ に増大させた。

3・2 節で述べたように、二段変動振幅荷重試験を打ち切った試験片には、1 例においてき裂発生が確認され、他の 5 例には認められなかった。前者の要因として、前述した酸化物誘起き裂開口によるき裂進展の抑制が考えられる。また、後者の要因としては、介在物周縁の繰返し硬化によるき裂発生抑制が推察される。いずれの挙動によっても、修正マイナー則は安全側の評価を与えることになる。なお、疲労限度以上の損傷のみを考慮するマイナー則を疲労寿命評価に用いることは不適當である。

4 結 言

本研究では、2.25Cr-1Mo 改良鋼に対して、一定振幅荷重下および二段多重変動振幅荷重下で超音波疲労試験を行い、超高サイクル域における疲労強度に及ぼす変動振幅荷重条件の影響を調べた。得られた主な結果は、以下のとおりである。

(1) 一定振幅荷重下では明瞭な疲労限度を示し、介在物を起点とした表面起点型破壊が生じる。

Fig. 11 The effect of pre-loading on the fatigue lives at $\sigma_a = 450\text{MPa}$.

(2) 二段多重変動振幅荷重下の破断時の線形累積損傷値は、高応力振幅と低応力振幅の回数比、および破壊起点となる介在物寸法が重要な影響因子である。

(3) 二段多重変動振幅荷重下において、疲労限度以下の繰返し負荷による損傷は存在し、マイナー則を疲労寿命評価に用いることは不適當である。

(4) 修正マイナー則による疲労寿命評価において、疲労限度以下の応力振幅の繰返し負荷は、き裂の発生および進展を抑制しており、修正マイナー則は安全側の評価を与える。

本研究は、九州電力(株)、北海道電力(株)、東北電力(株)、東京電力(株)、中部電力(株)、北陸電力(株)、関西電力(株)、中国電力(株)、四国電力(株)、日本原子力発電(株)、電源開発(株)からの受託研究として(社)日本溶接協会 原子力研究委員会 GCF3 小委員会で行われたものの一部である。ここに記して感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) H. Nakamura, "Abstract of random load fatigue test results", Journal of the Japan Society of Mechanical Engineers, Vol.73, No.621, pp.1350-1358 (1970).
- 2) T. Yamada, "Prediction of fatigue life of carbon steel under programmed loading", Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol.27, No.300, pp.878-883 (1978).
- 3) M. Jono, T. Izushi and S. Kikukawa, "Statistical study on fatigue lives of a carbon steel, S35C, under repeated two-step loadings", Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol.30, No.328, pp.8-14 (1981).
- 4) S. Kitagawa, "Effect of low level stress cycles on varying load fatigue of mild steels", Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol.29, No.325, pp.1005-1010 (1980).
- 5) Y. Murakami, "Correlation between behavior of small cracks and variation of cumulative fatigue damage under the multiple repeated two-step stress loading", Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol.38, No.433, pp.1188-1193 (1989).
- 6) H. Kobayashi, A. Todoroki, T. Ohmura, T. Sano and T. Takehana, "Elevated temperature ultra-high-cycle fatigue properties and fracture mechanism of modified Cr-Mo steels", Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A, Vol.70, No.696, pp.1087-1092 (2004).
- 7) M. Moriyama, T. Nagano, N. Kawagoishi, S. Takaki and E. Nagashima, "Effects of shot peening on fatigue strength of 18% Ni maraging steel", Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A, Vol.65, No.639, pp.2267-2273 (1999).