

[論文]

7/3 黄銅の低サイクル疲労に関する研究

東海大学 工学部動力機械工学科 教授・工博 林 守仁*
三菱伸銅(株) 開発部 部長・工博 鈴木 竹四

Low Cycle Fatigue on Cartridge Brass

Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, Tokai University Prof. Dr. Eng. Morihito Hayashi
Research and Development Department, Mitsubishi Shindoh Co, Ltd Director and General Manager, Dr. Eng.
Takeshi Suzuki

(Received February 22, 2005 ; Accepted April 13, 2005)

Generally, there are three categories for fatigue designing for machinery. The first one is based on fatigue endurance limit, the second is on s-n curve, and the third one is on fatigue crack growth. On the second one, it is so called "linear damage rule" applied to the construction or machinery on which the fluctuated or repeated stress, or strain, is loaded. As known, cartridge brass has good machinability and sound mechanical properties, accompanying by corrosion-resistance and superior thermal conductivity, so it has been widely utilized as machine parts. However, for supplementing its high specific-gravity and improving its thermal-conduction, the weight- or thickness-reducing is measured on so to be able to use in crucial circumstances. In such a case, it is indispensable to have the sufficient data prepared for low cycle fatigue designing. For sufficing and complementing past fragmentary data and to procure the low-cycle fatigue life curve to make clear the features on cartridge brass, the transverse specimen was fabricated from rolled sheet, and the axially strain-controlled low cycle fatigue test is carried out. The tensile data and properties are obtained in advance. On fatigue, the change of the peak and the lowest stresses on cyclic hysteresis loops during each test is investigated. And plastic and elastic strain range, total stress range, and cycles to failure versus total strain range are presented as in table. And then the rule of Coffin-Manson and the rule of Basquin are obtained from the relationship of total strain range versus fatigue life as shown in diagram and in equation and the coefficients and the exponents are examined, too. Furthermore, for the estimation of fatigue strength, Langer's formula, best fit fatigue curve, and design fatigue curve on cartridge brass are introduced. Finally, from the fractography, the origin, stable crack growth, and final unstable fatigue fracture are examined.

Keywords: *Keywords: low cycle fatigue, cartridge brass, Miner's rule, Basquin' rule, fatigue life prediction, linear damage rule, Langer's formula, best fit fatigue curve, design fatigue curve.*

1. 緒 言

近年、機械や構造物は、ますます高速、高性能、軽量化が進み、なおかつ経済的な製品を作ることが要求され、安全性は以前にも増して強く要求されてきた。それに伴い設計技術や製作技術は年々向上しつつも、船体、自動車や航空機などの破壊事故は絶えない。こうした多くの機械や構造物が破壊する主要原因に疲労に関わるものが多い。一般に機械の疲労強度設計は、疲れ限度に基づくもの、S - N曲線に基づくもの、き裂の成長に基づくものの三つに大別できる。このうちのS - N曲線に基づくものは、応力またはひずみが繰り返し作用する変動荷荷を受ける構造物をも含めて、累積疲労損傷の概念を用い

た安全寿命設計の手法を形成している¹⁾。

7/3 黄銅は良好な機械的性質、加工性と同時に、耐食性と伝熱性にも優れ、多くの機械部品に適用されている。とくに、その高比重を補いまたは伝熱特性を向上させるために薄肉化が進められ、ときには過酷な負荷状態で使用される。そのために必要な基本的設計資料として、低サイクル疲労に関するデータが必要不可欠であり、幾つかの研究がなされている²⁾⁻⁵⁾。本研究は、データの補充とその充足化をはかるためにひずみ制御低サイクル疲労試験を行い、低サイクル疲労寿命曲線を求め、7/3 黄銅の低サイクル疲労特性を明らかにすることに目的をおいた。

2. 実験方法

2.1 試験材料

実験には圧延方向に垂直の厚さ 12mm 幅 120mm の断面をもった熱延材を使用した。その化学成分を Table 1 に、組織写真(の平均粒径約 12 μ m)を Fig.1 にそれ

* 〒259-1292 神奈川県平塚市北金目 1117
Tel : 0463-58-1211 Fax : 0463-59-8293
E-mail : hayashi2360@hotmail.com

それぞれ示した。引張または疲労試験片(Fig.2)の軸は圧延材の幅方向と平行に圧延方向と垂直に切り出した。残留応力を除去するため、200℃を3時間保持した炉冷焼きなましを行った。試験片表面は横方向切削痕の強度への影響をなくすよう縦方向に仕上げ、表面の平均あらさを0.64μm以下に抑えた。

Table 1 Chemical composition of specimen

Chemical composition [mass%]							
Cu	Fe	Pb	Sn	P	Al	Ni	Zn
69.14	0.018	0.002	0.007	0.001	0.002	0.002	Re.

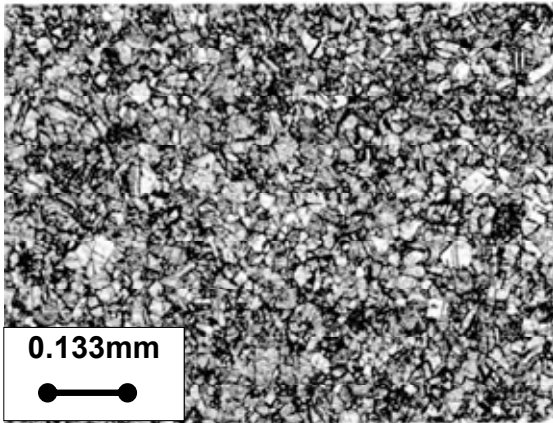


Fig.1 Microstructure of transverse section of cartridge brass fatigue specimen.

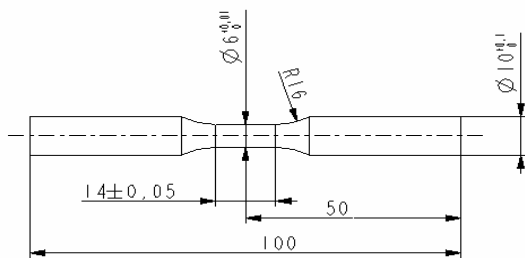


Fig.2 Configuration of fatigue specimen.

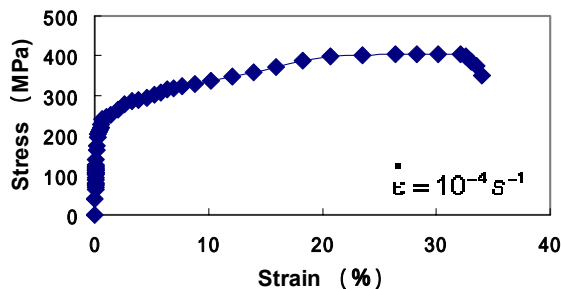


Fig.3 The diagram of stress versus strain curve of cartridge brass.

本実験により得られた引張応力—ひずみ線図 (Fig.3) およびその代表的引張データ (Table 2) により、JISに規定されている 7/3 黄銅(C2600-1/2H)⁶⁾相当する試験片であることが確認された。

2.2 試験方法

引張およびひずみ制御両振低サイクル疲労試験は島津サーボパルサー EHF-EB-10L 型疲労試験機を用いて行った。静的引張試験は一定のひずみ速度で引張り、その荷重およびひずみは連続的に記録した。

疲労試験では、試験片の中央にダイナストレイン(G.L. 12.5mm)を取り付け、試験中ひずみの計測および制御に用いた。疲労試験は Fig.4 に示すように軸方向両振り三角波ひずみ制御方式を採用した。試験条件は Table 3 および式(1)に示したとおりである。

Table 2 Tensile properties on cartridge brass.

	Specimen	2600-1/2 H (JIS)
Tensile strength (MPa)	404	355 ~ 440
0.2% proof strength (MPa)	230	
Elongation (%)	34	Over 28
Rate of reduction (%)	40	
Young's ratio (GPa)	110	

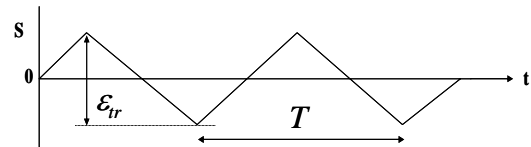


Fig.4 Pulsating sawtoothed strain wave for strain controlled fatigue test.

Table 3 Fatigue test conditions.

Specimen	7/3 brass (C2600- 1/2H)
Test environment	R.T. in Air
Waveform of strain	Sawtooth
Total strain rage, ε _{tr} (%)	0.18-6
Strain ratio, R	-1
The rate of strain, ε̇(%/sec)	3.0
Testing apparatus	Servopulser (± 10 t)
Strain measurement	Dynastrain (GL=12.5mm)

$$\dot{\epsilon} = \frac{2\epsilon_{tr}}{T} = 2 \cdot \epsilon_{tr} \cdot f \quad (1)$$

式中の T はひずみの繰返し周期、f は繰返し速度である。

なお、試験中は適当な回数においてヒステリシスループを記録し、ひずみの繰返しに伴う荷重の変化状態をも記録した。また、試験片の疲労破断は引張側荷重が定常状態から 25%低下してまもなく起こった。ここでは、

破断した時点での繰返し数をもって疲労寿命とした。試片は走査型電子顕微鏡による検査を行った。

試験片組織については光学顕微鏡、破断面は拡大写真また弾性ひずみ範囲 ϵ_{er} は(3)式より得られ、

3. ひずみ制御疲労試験の結果と考察

7/3 黄銅 (C2600-1/2H) に対して室温大気中でひずみ制御両振疲労試験を行った結果、試験片にはFig.5に示すようなヒステリシスループが発生した。繰返しひずみの作用により生じた応力の最大および最小極値は初期において、やや緩やかに増加するがまもなくある一定値に落ち着きその安定期が長く保持された後、破断直前に近づくにつれ急降下する。その変化を試験条件である全ひずみ範囲をパラメータとして示した各サイクルの極値をもってFig.6に表した。このように7/3 黄銅の安定性は比較的良好である。 $N_f/2$ 近傍のサイクルにおける平均的公称応力状態を代表する σ_{max} と σ_{min} を(2)式に代入して σ_r を求めた。

$$\sigma_r = \sigma_{max} - |\sigma_{min}| \quad (2)$$

$$\epsilon_{er} = \sigma_r / E \quad (3)$$

塑性ひずみ範囲 ϵ_{ep} は(4)式より得られる。

$$\epsilon_{pr} = \epsilon_{tr} - \epsilon_{er} \quad (4)$$

または、ヒステリシスループよりループとひずみ軸との交点間を ϵ_{pr} 、全ひずみ範囲 ϵ_r からそれを引いた残りを ϵ_{er} として実験記録から直接求めることもできる。ここでは後者を採用した。公称応力の各値も同様に実験記録からのループ極値から直接求められる。これらの値と疲労試験より得られた破断点での繰返し数である疲労寿命 N_f を文献³⁾に報告されている7/3 黄銅の低サイクル疲労データをも併せた実験結果をTable 4に示した。表中No.9,12,14は文献⁵⁾を取り入れた。この表より全ひずみ範囲と疲労寿命 N_f の関係がFig.7のようにS-N曲線の形で示される。図中全ひずみ範囲は弾性ひずみ範囲および塑性ひずみ範囲の和で式(5)にて表すことができる。

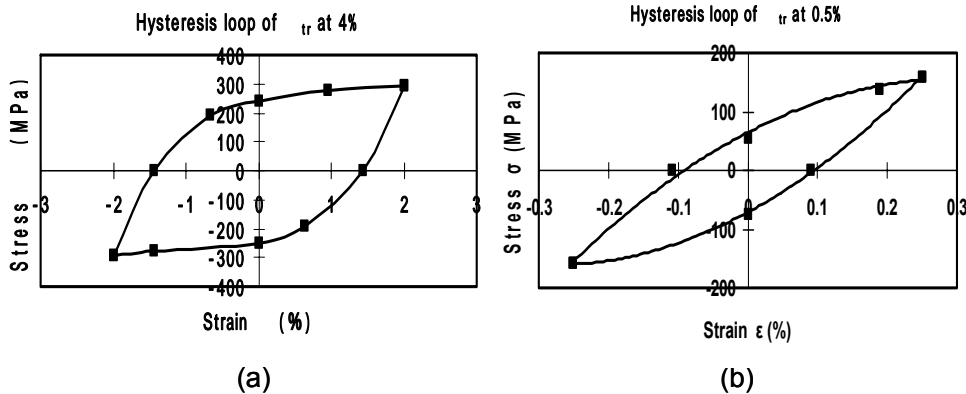


Fig.5 Hysteresis loop of $N_f/2$.

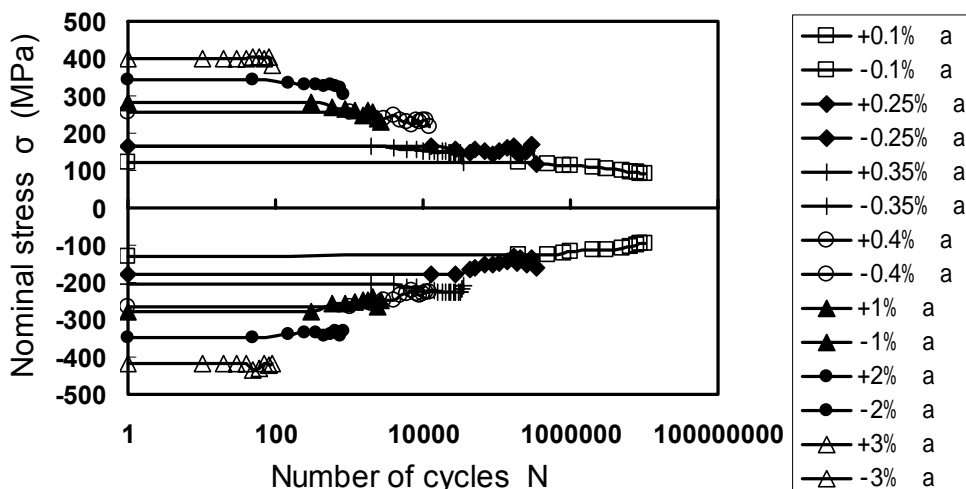


Fig.6 The change of the peak and the lowest stresses of hysteresis loops in each tests.

Table 4 Strain controlled fatigue test results of cartridge brass (R:-1, waveform: sawtooth)

Spe c. No.	f (Hz)	ϵ_{tr} (%)	Strain and stress at $N_{1/2}$ (% or MPa)					N_f (cycle)
			ϵ_{pr}	ϵ_{er}	σ_{max}	σ_{min}	σ_f	
1	0.25	6	5.34	0.66	306	334	640	95
2	0.375	4	3.04	0.96	298	-298	596	129
3	0.75	2	1.44	0.56	239	-239	478	3036
4	1.25	1.2	0.825	0.375	201	-201	402	9794
5	1.875	0.8	0.47	0.33	194	-194	388	12784
6	2.143	0.7	0.372	0.328	180	-187	367	35614
7	3	0.5	0.262	0.238	168	-177	345	124911
8	3	0.5	0.228	0.272	167	-176	343	351329
9	80	0.4	0.200	0.200	140.1	-140.1	280.2	323353
10	3.75	0.4	0.168	0.232	166	-149	315	329248
11	3.75	0.4	0.168	0.232	166	-148	314	347000
12	80	0.338	0.14	0.198	130.5	-130.5	261	594557
13	7.5	0.2	0.064	0.136	118	-114	232	10292510
14	80	0.18	0.05	0.13	114	-114	228	3281928

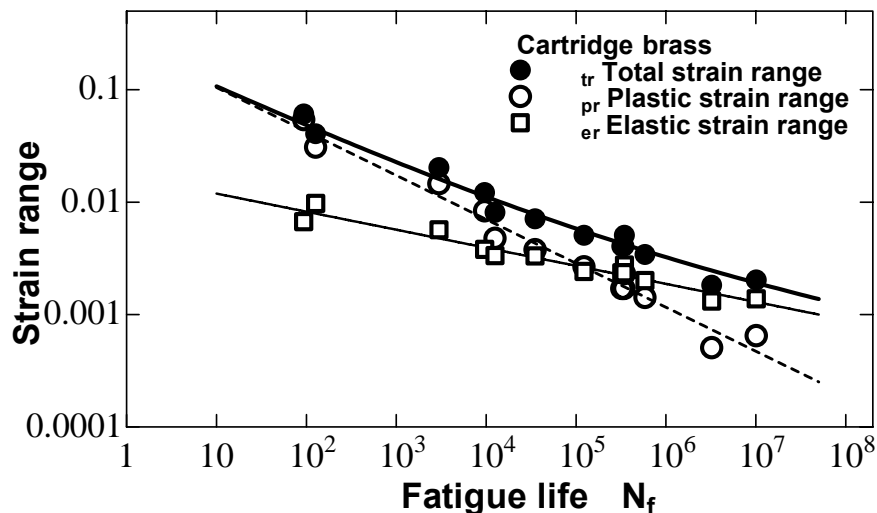


Fig.7 Diagram of strain range versus fatigue life on cartridge brass.

式(5)は 2 つのべき形式の和によって示されている。前項のCoffin-Manson則および後項のBasquin則この両者は繰返し数約 10^5 の近傍で交差し、それを境に、繰返し数の大きい側は弾性ひずみ範囲、小さい側は塑性ひずみ範囲が支配的となる。

$$\begin{aligned} \epsilon_{tr} &= \epsilon_{pr} + \epsilon_{er} \\ &= C_p \cdot N_f^{-Kp} + C_e \cdot N_f^{-Ke} \\ &= 0.258N_f^{-0.39} + 0.0172N_f^{-0.16} \end{aligned} \tag{5}$$

得られた式中の実験値について、Coffin¹⁾によれば、 K_p を 0.5、 C_p を(6)式であるとしている。

$$C_p = \frac{1}{2} \epsilon_f = \frac{1}{2} \ln \left(\frac{100}{100 - \phi} \right) \tag{6}$$

本実験において得られた 7/3 黄銅での K_p は 0.39 と低めであった。 C_p の値は 7/3 黄銅の引張試験データによる伸び率を(6)式の ϵ_f に代入し 0.17 が得られ、破断時の絞りを ϕ に用いることにより 0.255 が算出される。これらの値は本研究で得られた実験値よりやや低めであるが近い値が示されている。

なお、Manson¹⁾によれば、 K_e は 0.12、 K_p は 0.6 であるとし、 C_e および C_p をそれぞれ(7)式と(8)式で予測している。

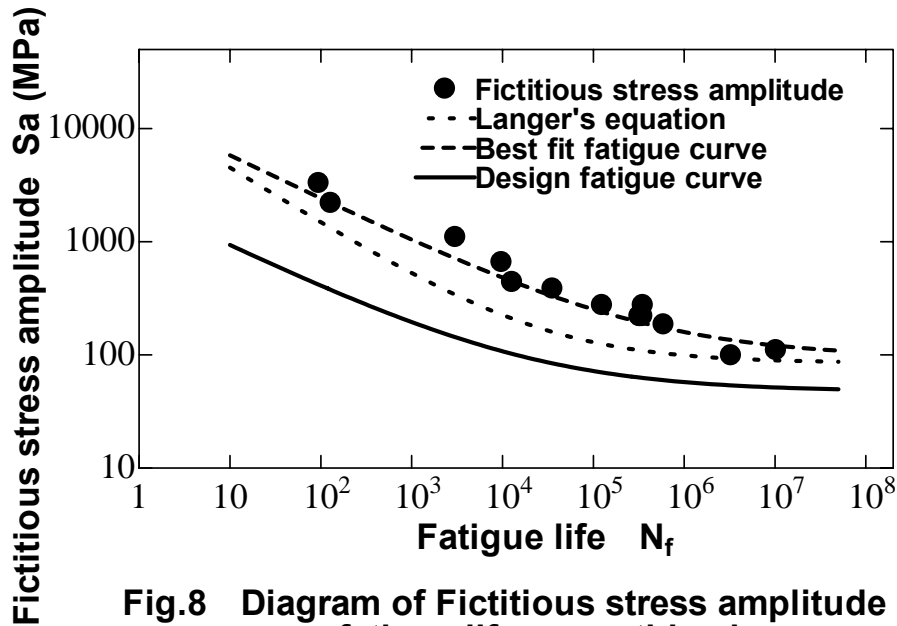


Fig.8 Diagram of Fictitious stress amplitude versus fatigue life on cartridge brass.

それに比べ、実験値 K_e の値はやや高めで、 K_p は低めである。式(7)より算出された C_e は0.013と実験値の方が高めに現れた。 C_p は式(8)より0.52と算出され、実験値の約2倍であった。一般に鉄鋼を中心とした多くの金属において、 K_e は0.1から0.13、 K_p は0.5から0.7とされている。

$$C_e = 3.5 \cdot \sigma_B / E \quad (7)$$

$$C_p = \varepsilon_f^{0.6} \quad (8)$$

米国機械学会ASMEの低サイクル疲労設計法では、構造の応力を弾性解析により求め、それを基にして疲労の解析へと進めている。その手法に適応するため、一般に全ひずみ範囲およびヤング率を式(9)に代入して算出される仮想弾性応力振幅 S_a の形で用いられることが多い。そこで本研究においてもこの手法を応用し、得られた仮想弾性応力振幅と疲労寿命との関係をFig.8の黒点にプロットした。

$$S_a = \frac{1}{2} E \cdot \varepsilon_{tr} \quad (9)$$

Langerの方法⁷⁾によれば、 S_a はまた式(10)の形に、疲労強度の推定式として表せられ、低サイクル領域ではCoffin-Manson則にあてはまり、高サイクル領域では疲労限度に漸近する曲線となる。

$$S_a = \frac{E}{4 \cdot N_f^{K_p}} \cdot \ln\left(\frac{100}{100 - \phi}\right) + \sigma_w \quad (10)$$

一般にLangerの式は疲労延性指数 K_p が0.5の形をとっている。(10)式において、 N_f が無限大または 10^7 回における S_a は σ_w となり、材料の疲労限度に相当する。(10)式に本試験の引張データを代入して算出したLangeの

曲線をFig.8に点線で表した。この曲線は実験データよりは低めに現れている。Fig.8のLangerの曲線または(10)式の N_f が 10^7 のところにおける S_a の値は疲労限度 σ_w を表し、ここでは約95MPaである。

ここでさらに、 K_p を実験値0.39にした場合は、実験値にかなり一致するもので、Fig.8に破線で示した。このように実験値に合った疲労曲線を最適疲労曲線といわれ、ASME Boiler and Pressure Vessels Code, Sec. 8⁸⁾において疲労設計に用いられている。この式に(11)式に示す寿命に対する安全率 f_N を20に、強さに対する安全率 f_s を2に裕度を考慮に入れた曲線は設計疲労曲線として利用されている。

$$S_a = \frac{E}{4 \cdot f_N \cdot (f_s \cdot N_f)^{K_p}} \cdot \ln\left(\frac{100}{100 - \phi}\right) + \frac{\sigma_w}{f_s} \quad (11)$$

Fig.8にその計算結果を実線にて示した。

4. 破壊分析

7/3 黄銅疲労試験片はFig.9に示しているように基本的に負荷軸に垂直分離破断する。

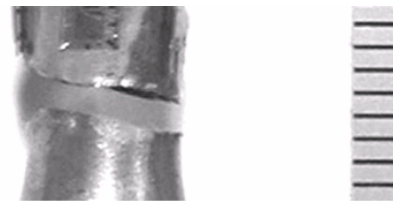


Fig.9 Photo of fatigue failed specimen with total strain range 0.4%.

Fig.10は高倍率写真で撮影した疲労破断面の一例である。繰返しひずみの作用により疲労き裂の起点、安

定成長および最終不安定破断の3領域が破断面に明確に現れている。

疲労破壊の発生点は表面近傍にある介在物によって

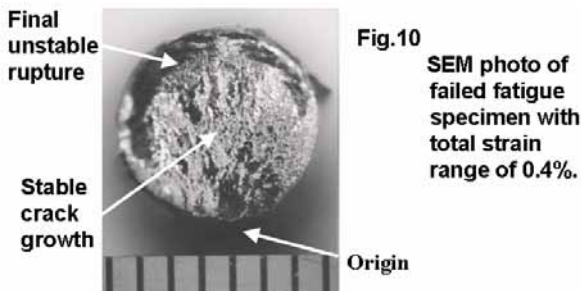


Fig.10 SEM photo of failed fatigue specimen with total strain range of 0.4%.

起こるが、ここでは表面の小さな疵によって起こる一例を Fig.11 に示す。

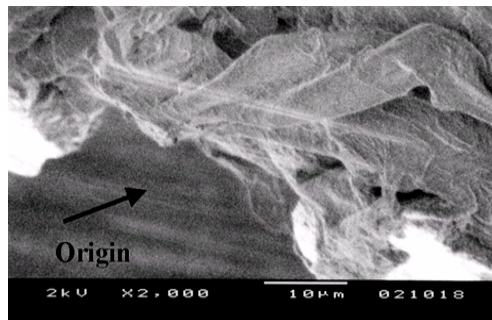


Fig.11 SEM photo denotes fatigue crack originated by a flaw.

また、き裂発生後安定に進展した疲労き裂の痕跡として疲労ストライエーションが破断面に現れている。

Fig.12 には全ひずみ範囲 0.4%の時のものでき裂進行途中に現れたものを示した。そのストライエーション間隔は約 1 μ m である。

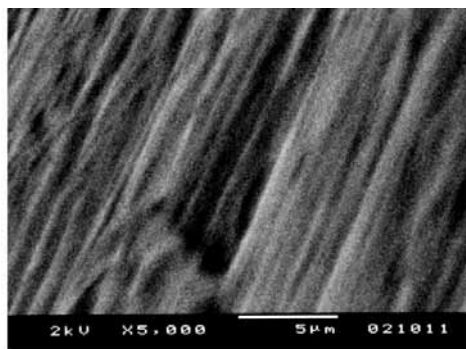


Fig.12 SEM photo, striations are detected in stable growth zone of failed specimen strained cyclically with total strain range at 0.4%.

5. 結 言

本研究は、板材より圧延断面方向に軸を取った 7/3 黄銅丸棒試験片に対して、室温大気中において軸方向ひずみ制御低サイクル疲労試験および破面解析を行い、主に以下の事柄を明らかにした。

(1) 静的引張試験の結果、本研究の試料は C2600 1/2 材相当だった。

(2) 両振りひずみ制御疲労試験によって得られた各全ひずみ範囲条件におけるヒステリシスループのピーク応力変化は、初期に増加し、まもなく一定値を保ち、破断直前に急減少する。

(3) 各試験の全ひずみ範囲条件において発生した塑性ひずみ範囲および弾性ひずみ範囲を求め、疲労寿命とそれらの関係を線図と実験式によって表し、マンソン-コフィン則とバスキン則によって整理した。式中の係数と指数はかならずしも文献値と合致しなかった。

(4) 疲労強度の推定に使用される Langer の式において K_p を実験値に合わせた最適疲労曲線および設計疲労曲線を求めた。

(5) 疲労破断面には、き裂の起点、安定成長域、最終不安定破断域が明確に観察され、試験条件の全ひずみ範囲が 0.4% の試料では約 1 μ m 間隔の疲労ストライエーションが観察された。

参考文献

- 1) 日本機械学会編：金属材料疲労強度の設計資料Ⅱ、低サイクル疲労強度(1983).
- 2) Chr.Boller, T. Seeger, Materials Data for Cyclic Loading Part "C" High-Alloy Steels, Materials science monographs 42C, Elsevier Science Publishers B.V., (1983), 536-550.
- 3) 幡中憲治、山田敏郎：日本機械学会論文集、A編、46-408(1980), 878-885.
- 4) N. Marchand, J.P. Bailon, J.I. Dickson : Proc. Of the Symp. "Defects, Fracture and Fatigue", Mount Gabriel, Canada, (1982).
- 5) J. Polak, M. Klesnil, P. Lukas : Mat. Science and Engineering, 15 (1974), 231-237.
- 6) 日本規格協会, JIS ハンドブック 非鉄 (2001).
- 7) B.F. Langer : Trans.ASME, Ser.D, J.Basic Eng., 84 (1962), 389
- 8) ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. (1968), Sec. , Div.2 (1967).