永久磁石式渦電流リターダのクリープ疲労寿命予測†

野口 泰隆* 宮原 光雄* 今西 憲治**
斎藤 晃*** 岸根 申尚***

Creep-Fatigue Life Prediction for Permanent Magnet Type Eddy Current Retarder

by

Yasutaka NOGUCHI*, Mitsuo MIYAHARA*, Kenji IMANISHI**,
Akira SAITOH*** and Nobutaka KISHINE***

The strain range partitioning method was applied to a creep-fatigue life prediction of the rotor of the permanent magnet type eddy current retarder, which is a braking system equipped in heavy trucks. Transient heat transfer analysis and elastic-plastic-creep thermal stress analysis were conducted with a three-dimensional finite element model in order to evaluate the inelastic strain caused by repetition of braking. On the basis of analytical results and creep-fatigue properties of rotor steels, creep-fatigue life of the rotor was predicted by the strain range partitioning method and creep-fatigue damage rule based on the strain range partitioning concept. The predicted lives were well corresponded with those in thermal cycle tests with the actual retarder. Furthermore, in order to increase the braking torque and extend the life of the rotor, the new rotor steel was developed. The developed steel has lower electrical resistivity and higher strength at high temperature than the conventional rotor steel. It was found that the developed steel rotor has higher braking torque and longer creep-fatigue life than those of the conventional steel rotor.

Key words: Life prediction, Creep-fatigue, Retarder, Braking system, Strain range partitioning method

1 緒 言

近年、車両の減速装置としてリターダを搭載した大型トラックやバスが増加している。リターダとは車両の主ブレーキであるフットブレーキとは別に搭載される補助ブレーキであり、リターダ搭載車はブレーキ負荷時の停止距離が短いことや、フットブレーキの使用回数が減るため運転手の疲労が軽減されるなどの利点を有している。リターダには永久磁石式¹⁾、電磁石式、油圧式などの方式があるが、小型・軽量である永久磁石式は車両への搭載性が特に優れており、国内では搭載車両が最も多い。

永久磁石式渦電流リターダの構造を Fig. 1 に示す。永久磁石式リターダは車両のプロペラシャフトに連結されて回転するロータと、車両の非回転部に固定されるステータからなり、ステータには永久磁石が配置される。制動時には永久磁石が発する磁力がロータに作用してロータの内面に渦電流が発生し、この渦電流と磁場の相互作用でロータに制動トルクが発生する。同時に、ロータは渦電流によって加熱され、温度が上昇する。非制動時にはロータに磁力が作用しないため、制動トルクは発生せず、ロータは発熱しない。

このように、永久磁石式リターダの制動と非制動を繰

Fig. 1. Structure of permanent magnet type eddy current retarder.

り返すとロータの温度は変動し、長期間使用時には熱疲労き裂が発生する場合がある。従って、耐久性に優れた永久磁石式リターダを得るためには、ロータの熱疲労寿命を確保する必要がある。

そこで、本報では耐久性に優れたリターダを得るためにロータ用鋼を開発し、さらに、ロータのクリープ疲労寿命を評価した。

† 原稿受理 平成 15 年 10 月 27 日 Received Oct. 27, 2003

* 正 会 員 住友金属工業株式会社総合技術研究所 〒660-0891 尼崎市扶桑町, Res. & Development Lab., Sumitomo Metal Indust. Ltd., Fuso-cho, Amagasaki, 660-0891

** 住友金属工業株式会社総合技術研究所 〒660-0891 尼崎市扶桑町, Res. & Development Lab., Sumitomo Metal Indust. Ltd., Fuso-cho, Amagasaki, 660-0891

*** 住友金属工業株式会社通産機品カンパニー製鋼所 〒554-0024 大阪市此花区島屋, Railway, Automotive, & Machinery Parts, Sumitomo Metal Indust. Ltd., Konohana-ku Osaka, 554-0024

2 ロータ材

永久磁石式リターダのロータ材として Table I に示す化学組成の鋼を開発した。開発鋼は電気抵抗を低減し、ロータに発生する渦電流を増加させて制動トルクを向上するために、従来鋼の JIS SCM415 に比べて C, Cr の添加量を低減した。これにより、室温における従来鋼の比抵抗が $0.246 \times 10^{-6} \Omega\text{m}$ であるのに対し、開発鋼は $0.201 \times 10^{-6} \Omega\text{m}$ となり電気抵抗が約 20% 低減された。さらに、開発鋼は高温強度を向上するために Mo を増加し、微量添加で電気抵抗を増加させずに高温強度を向上できる元素である Nb, V, B を添加した。Table II に開発鋼と従来鋼の機械的特性、Fig. 2 に振幅変動法²⁾で測定した繰返し応力-ひずみ曲線を示す。開発鋼のほうが高温強度および引張破断延性に優れていることが分かる。また、Fig. 3 にはクリープ試験で評価した負荷応力と最小クリープひずみ速度の関係を示す。開発鋼の方がクリープひずみ速度が遅く、クリープ変形抵抗が高い。

3 試験および解析方法

3・1 ロータの性能評価試験

開発鋼と従来鋼で作製したロータ（内径 411mm，幅 80mm，肉厚 11.5mm，フィン高さ 12mm，フィン 90 枚）

Table I. Chemical composition of the rotor steels. (mass%)

	C	Si	Mn	Cr	Mo	Nb	V	B
Conventional steel (SCM415)	0.16	0.27	0.67	0.98	0.16	-	-	-
Developed steel	0.10	0.16	0.78	-	0.52	0.020	0.042	0.001

Table II. Mechanical properties of the rotor steels.

	Temperature (K)	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	σ_T (MPa)	R.A. (%)
Conventional Steel	298	344	555	52.1
	673	268	488	56.5
	923	144	222	87.9
Developed Steel	298	382	512	75.0
	673	311	465	78.2
	923	209	238	89.5

$\sigma_{0.2}$: 0.2% proof stress, σ_T : Tensile strength, R.A.: Reduction of area

Fig. 2. Cyclic stress-strain curves of the rotor steels.

Fig. 3. Relationship between applied stress and minimum creep rate of the rotor steels.

の性能を評価するため、回転試験機を用いて制動トルク評価試験および熱サイクル試験を実施した。

まず、制動トルク評価試験ではロータの回転数を 300 ~ 3000rpm に変化させて、各回転数における制動トルクを測定した。

次に、熱サイクル試験ではロータを 3000rpm で回転させた状態でリターダを制動オンにしてロータを加熱し、最高温度 T_{max} に到達した時点で制動オフ、最低温度 T_{min} まで冷却された時点で再度制動オンへの切り替えを繰り返した。温度条件は $T_{min} = 373\text{K}$, $T_{max} = 923\text{K}$, 953K であり、最高 20000 サイクルまで実施した。試験は適宜中断してロータ内面のき裂の発生状況を観察し、巨視き裂が観察された時点、またはロータの変形が進行して T_{max} まで加熱することができなくなった時点で終了した。ここで、ロータの温度はロータの幅中央部の内表面から 2mm ロータ内部の点に熱電対を埋め込み、熱電対からの信号をスリップリングを介して非回転部に伝送して温度計で測定した。さらに、 $T_{min} = 373\text{K}$, $T_{max} = 953\text{K}$ の条件では試験中断時にロータの円周方向に等間隔な 20 箇所内で径を測定しロータの残留変形を評価した。

3・2 FEM 解析

開発鋼および従来鋼からなるロータのクリープ疲労寿命を評価するため、熱サイクル試験でロータに発生する非弾性ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{in}$ を有限要素法 (FEM) 解析で評価した。解析は、まず非定常伝熱解析でロータの温度分布を求め、次に、その温度分布を与えて弾塑性クリープ熱応力解析を行い、ロータに生じる $\Delta\epsilon_{in}$ を評価した。解析ではロータ形状の対称性を考慮して全周の 1/90 をモデル化し、周期境界条件を与えた。Fig. 4 に解析に用いた有限要素モデルを示す。解析には 8 節点 3 次元要素を用い、解析コードは ABAQUS を使用した。

非定常伝熱解析では実測した制動トルクと回転数から制動時にロータがなす仕事を算出し、ロータの発熱量

Fig. 4. FEM model of the rotor.

としてその仕事量に相当する熱量をロータの内面に負荷した。境界条件として与えたロータ表面の熱伝達係数は別途行った実験結果からロータ外面は $248\text{W/m}^2\text{K}$ 、内面は $12\text{W/m}^2\text{K}$ 、側面は $58\text{W/m}^2\text{K}$ に決定した。また、雰囲気温度は熱サイクル試験中の平均的な温度である 323K とした。

弾塑性クリープ熱応力解析では回転時の遠心力と伝熱解析で求めた温度分布をロータに与えた。解析では熱サイクルを3回与え、最後の2サイクルの結果を寿命評価に用いた。解析には繰り返し負荷時の非弾性変形挙動を精度良く評価するために、Fig. 2 に示した繰り返し応力-ひずみ曲線から求めた機械的特性を用いた。解析には Fig. 2 の曲線を2直線で近似した各温度の応力-ひずみ関係を用い、中間の温度は線形で内挿した値を用いた。また、クリープひずみの構成式は下式に示す負荷応力 σ (MPa) と最小クリープひずみ速度 $\dot{\epsilon}_c$ (1/s) の関係式 (Norton 則) を用いた。

$$\dot{\epsilon}_c = B\sigma^n \quad (1)$$

ここで、 B 、 n は材料定数である。解析に用いたロータ材の B 、 n を Table III に示す。Fig. 2 に示したように、開発鋼の 773K でのクリープ試験は1条件のみしか実施していないため、 n は 873K と等しいものと仮定して材料定数 B を決定した。

3・3 クリープ疲労寿命予測

ロータのクリープ疲労寿命 N_f は FEM 解析で評価した非弾性ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{in}$ からひずみ範囲分割法³⁾を用いて評価した。ひずみ範囲分割法では材料に負荷された $\Delta\epsilon_{in}$ は4種類の非弾性ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{ij}$ ($ij = pp, cc, pc, cp$ 。以下、 $ij = p, c$ と略称する。) に分割することができ、各ひ

ずみ範囲に対応する寿命 N_{ij} ($ij = p, c$) は下式で表される。

$$\Delta\epsilon_{ij} = A_{ij}N_{ij}^{-m_{ij}} \quad (i, j = p, c) \quad (2)$$

ここで、 A_{ij} 、 m_{ij} は材料定数である。また、非弾性ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{in}$ ($= \Delta\epsilon_{pp} + \Delta\epsilon_{cc} + \Delta\epsilon_{pc}$ or $\Delta\epsilon_{cp} = \sum \Delta\epsilon_{ij}$ ($ij = p, c$)) が負荷された場合の寿命 N_f は次式で表される。

$$\begin{aligned} \frac{1}{N_f} &= \frac{1}{N_{pp}} + \frac{1}{N_{cc}} + \frac{1}{N_{pc}} \text{ or } \frac{1}{N_{cp}} \\ &= \sum \frac{1}{N_{ij}} \quad (i, j = p, c) \end{aligned} \quad (3)$$

寿命評価に用いるロータ材のクリープ疲労特性を評価するため、直径 10mm 、平行部長さ 30mm 、標点間距離 25mm の丸棒試験片のクリープ疲労試験を実施した。試験はひずみ制御下で実施し、負荷波形は引張側、圧縮側ともひずみ速度が速い PP 波 (fast-fast 波)、引張側のひずみ速度が速く圧縮側のひずみ速度が遅い PC 波 (fast-slow 波)、引張側のひずみ速度が遅く圧縮側のひずみ速度が速い CP 波 (slow-fast 波) の3種類である。高速 (P) 側のひずみ速度は $0.8\%/s$ 、低速 (C) 側のひずみ速度は $0.01\%/s$ とした。試験寿命 N_f は引張側のピーク応力が $1/2N_f$ サイクルのものに比べて 50% 低下した時点の繰返し数とした。

Fig. 5 にロータ材のクリープ疲労特性 ($\Delta\epsilon_{ij}-N_{ij}$ の関係) を示す。なお、非弾性ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{ij}$ は寿命中期の応力とひずみのヒステリシスループから決定した。開発鋼と従来鋼のクリープ疲労特性に大差はない。Table IV にロータ材の A_{ij} 、 m_{ij} の評価結果を示す。

ここで、 $\Delta\epsilon_{ij}-N_{ij}$ 関係は比較的温度依存性が小さく、 $\Delta\epsilon_{ij}-N_{ij}$ 関係を用いれば温度変動を伴う熱疲労条件下の寿命を一定温度下でのクリープ疲労試験結果から精度良

Fig. 5. Creep-fatigue properties ($\Delta\epsilon_{ij}-N_{ij}$ ($i, j = p, c$) relationships) for the rotor steels.

Table III. Material constants B , n of the rotor steels.

	Temperature (K)	B	n
Conventional steel	773	2.12×10^{-12}	1.40
	873	5.36×10^{-21}	6.86
	923	1.09×10^{-16}	5.52
Developed steel	773	3.53×10^{-14}	1.68
	873	2.73×10^{-12}	1.68
	923	7.03×10^{-16}	4.22

Table IV. Material constants A_{ij} , m_{ij} of the rotor steels.

	A_{pp}	m_{pp}	A_{pc}	m_{pc}	A_{cp}	m_{cp}
Conventional steel	0.741	0.670	6.59	1.03	0.322	0.717
Developed steel	0.545	0.642	8.47	1.10	0.164	0.638

く評価することができるとの Halford⁵⁾らの報告に基づき、本研究ではロータのクリープ疲労寿命評価にひずみ範囲分割法を適用した。温度依存性が小さいことを考慮に入れ、後述する最高温度 $T_{max} = 923 \sim 973\text{K}$ の熱サイクル試験でのロータ寿命は全て 923K のクリープ疲労試験で求めた $\Delta\epsilon_{ij}-N_{ij}$ 関係を用いて評価した。

4 試験および解析結果

4.1 ロータの性能評価試験結果

制動トルクの測定結果を Fig. 6 に示す。開発鋼のロータは従来鋼のロータに比べて制動トルクが高いことが分かる。これは、開発鋼は C や Cr などの合金元素を減らして電気抵抗を低減したことにより、制動時にロータに発生する渦電流が増加したためであると考えられる。渦電流が生じると磁石と反対方向の磁場が形成されるため、渦電流の発生量が多い高回転域では開発鋼ロータの優位性は無くなるが、実用領域である 2 千数百 rpm 以下では開発鋼のロータの方が高制動力を発揮する。

Fig. 7 に $T_{min} = 373\text{K}$, $T_{max} = 953\text{K}$ の条件で実施した熱サイクル試験でのロータの内径変化量を示す。Fig. 7 において、変形量の正はロータの径が大きくなったことを意味し、負はロータの径が小さくなったことを意味する。従来鋼のロータは繰返し数 n の増加とともにロータが変形して内径が大きくなるのに対し、開発鋼のロータはほとんど変形しない。ロータの径が大きくなると、ロータの内側に配置されている磁石とロータの距離が広くなるためロータに作用する磁力が低下し、制動トルクの低下を招く。従って、従来鋼のロータは制動と非制動を繰り返して使用すると制動力が徐々に低下してしまうが、開発鋼のロータは制動力を長期間維持することができる。これは、従来鋼に比べ開発鋼のクリープ変形抵抗および高温での耐力が高く、非弾性変形が生じ難いからである。

熱サイクル試験後にロータの内表面を観察したところ、幅方向に伸びたき裂が円周上の幅中央部に多数観察された。そこで、ロータの幅中央部を切断し、切断面上でき裂深さを測定した。ここで、従来鋼のロータは変形が大きいため T_{max} が 953K 以上の条件では巨視き裂が発生するまで試験を継続することができなかった。試験の繰返

Fig. 6. Comparison of braking torque performance.

(a) Conventional steel rotor

(b) Developed steel rotor

Fig. 7. Comparison of residual deformation after thermal cycle test.

し数は、開発鋼のロータが $T_{max} = 923\text{K}$, 953K , 973K の条件でそれぞれ 20300, 20000, 10400 サイクル、従来鋼のロータが $T_{max} = 923\text{K}$ の条件で 8300 サイクルである。観察されたき裂の最大深さは、開発鋼ロータが $T_{max} = 923\text{K}$, 953K , 973K の条件の試験でそれぞれ 1.30mm, 4.82mm, 1.12mm、従来鋼のロータが $T_{max} = 923\text{K}$ の条件の試験で 0.25mm であった。また、従来鋼のロータの $T_{max} \geq 953\text{K}$ の熱サイクル試験では試験中にロータが大きく変形して制動トルクが低下した結果、発熱量が減少して巨視き裂が発生する前に T_{max} まで加熱することが不可能になったため、その時点で試験を中止した。

4.2 FEM 解析および寿命評価結果

非定常伝熱解析で評価した熱サイクル試験におけるロータ温度の時間変化を Fig. 8 に示す。温度評価点は実機試験の温度測定点と同じロータ幅中央部の内表面から 2mm ロータ内部の点である。また、図中には実機での測温結果も併せて示した。FEM 解析で評価したロータの温度は実測値とほぼ対応していることが分かる。

Fig. 8. Comparison with the temperature of the rotor between FEM evaluated and measured. ($T_{max} = 973K$)

弾塑性クリープ熱応力解析で評価した熱サイクル試験でロータ表面に生じる相当応力と相当非弾性ひずみのヒステリシスループの例を Fig. 9 に示す。Fig. 9 は開発鋼のロータで $T_{max} = 923K$ の条件における評価結果である。また、Fig. 9 では便宜上、相当応力、相当非弾性ひずみに最大主応力と最大主ひずみ方向の応力、ひずみと同じ符号を付けた。⁴⁾ ロータ表面に生じる非弾性ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_{in}$ をひずみ範囲分割法を用いて $\Delta \varepsilon_{ij} (i, j = p, c)$ に分割した結果とラチェットひずみ δ の評価結果を Table V に示す。ロータ表面に発生する非弾性ひずみ範囲は PC 型が主である。この $\Delta \varepsilon_{ij} (i, j = p, c)$ と式 (2)、(3) を用いて評価し

Fig. 9. Hysteresis loop at the inner surface of the developed steel rotor. ($T_{max} = 923K$)

Table V. Inelastic strain range evaluated by strain range partitioning method.

	T_{max} (K)	$\Delta \varepsilon_{in}$ (%)	$\Delta \varepsilon_{pp}$ (%)	$\Delta \varepsilon_{cc}$ (%)	$\Delta \varepsilon_{pc}$ (%)	$\Delta \varepsilon_{cp}$ (%)	δ (%)
Conventional steel	923	0.051	-	0.000	0.051	-	-0.009
	953	0.074	-	0.007	0.068	-	-0.010
	973	0.088	-	0.025	0.064	-	-0.009
Developed steel	923	0.007	-	-	0.007	-	-0.002
	953	0.025	-	-	0.025	-	-0.008
	973	0.047	-	0.000	0.047	-	-0.000

たロータのクリープ疲労寿命 N_f と T_{max} の関係を Fig. 10 に示す。ここで、ロータ材の $\Delta \varepsilon_{cc} N_{cc}$ 特性は評価していないため、Fig. 5 のクリープ疲労試験で最も寿命が短かった $\Delta \varepsilon_{cp} N_{cp}$ 特性を用いて寿命を評価した。すなわち、寿命を低く見積もる安全側の評価を行うために、 $\Delta \varepsilon_{cc} N_{cc}$ 特性は $\Delta \varepsilon_{cp} N_{cp}$ 特性と等しいものとして評価した。また、圧縮のラチェットひずみは寿命に影響を及ぼさないと考え⁴⁾、その影響を無視した。Fig. 10 をみると明らかなように、開発鋼のロータは従来鋼のロータよりクリープ疲労寿命が長く、耐久性に優れる。

5 考 察

Fig. 5 に示したロータ材の N_{ij} は直径 10mm の丸棒試験片のクリープ疲労寿命であるため、この値を用いて評価した Fig. 10 の寿命 N_f は試験片の破損寿命に対応している。つまり、クリープ疲労試験における試験片の破損時には概ね直径の半分 (5mm) 程度の深さまでき裂が進展していたため、Fig. 10 の寿命 N_f は約 5mm の深さまでき裂が進展する寿命であるといえる。しかし、熱サイクル試験で実ロータの内面に生じたき裂はこれより浅いため、Fig. 10 に示した解析による寿命評価結果を実測値と比較するためには、き裂深さを考慮する必要がある。そこで、時政、宮原が提案したひずみ範囲分割概念に基づく損傷則^{6), 7)}を用いて、熱サイクル試験で発生した深さまでき裂が進展する寿命 N_0 を予測し、予測寿命と実寿命を比較した。

時政、宮原が提案する損傷則では非弾性ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_{in} = \sum \Delta \varepsilon_{ij} (i, j = p, c)$ 下のき裂進展速度とき裂進展曲線は以下の式で求められる。

$$\frac{da}{dn} = \sum \left(\frac{da}{dn} \right)_{ij} = \sum \left(B'_{ij} \Delta \varepsilon_{ij}^{1/m_{ij}} \right) a \quad (i, j = p, c) \quad (4)$$

$$\frac{\ln(a/a_0)_{\Sigma ij}}{\ln(a_c/a_0)_{\Sigma ij}} = \frac{n}{N_f} \quad (i, j = p, c) \quad (5)$$

ここで、 a はき裂半長、 a_0 は初期き裂半長、 a_c は N_f 時のき裂半長、 B'_{ij} 、 m_{ij} はクリープ疲労試験とクリープき裂進展試験から求まる材料定数である。

Fig. 10. Relationship between T_{max} and creep-fatigue life, N_f predicted by using $\Delta \varepsilon_{ij} N_{ij}$ relationship.

N_0 の評価手順をFig. 11に示す. 式(5)より, き裂半長 a の対数と繰返し数 n の関係を示したグラフ上では, き裂長さと繰返し数の関係は初期き裂半長 a_0 と最終き裂半長 a_c を結ぶ直線で表される. いま, 評価に用いる a_0 は平均結晶粒径の半分 (従来鋼, 開発鋼とも 0.01mm), 最終き裂半長 a_c は試験片直径の半分 (= 5mm) と仮定し, 繰返し数 0 におけるき裂長さ a_0 (= 0.01mm) とFEM解析をもとに評価した寿命 (繰返し数) N_f の時点でのき裂深さ a_c (= 5mm) の両点を結んだ直線から, 熱サイクル試験で観察された深さまでき裂が進展する寿命 N_0 を評価した. なお, Table V に示したようにロータ表面に発生する非弾性ひずみ範囲はPC型が主であり, PP波形以外のIJ (I, J = P, C) 波形下ではき裂発生寿命を無視できると仮定し^{6), 7)}ここでは, 初期の状態から深さ a_0 のき裂が存在するものとした. 評価した N_0 と熱サイクル試験で実際に負荷した繰返し数の関係をFig. 12に示す. 予測寿命 N_0 は開発鋼, 従来鋼ともに実際の繰返し数の factor of 2 の範囲内にあり, ひずみ範囲分割法とその概念に基づく損傷則を用いてロータの寿命を精度良く予測できることが確認された.

6 結 言

本報では, 永久磁石式渦電流リターダのロータのクリープ疲労寿命を評価した. 以下に, 本報で得た主な知見を示す.

(1) ひずみ範囲分割法とその概念に基づく損傷則を用いて予測したロータの寿命は実体の熱サイクル試験の結果と良く一致し, ロータの寿命を精度良く予測できることを確認した.

Fig. 11. Procedure for the prediction of the life, N_0 that crack grows to the observed depth in the actual rotor.

Fig. 12. Comparison of predicted and observed lives of the developed and conventional steel rotors.

(2) ロータ用に開発した鋼からなるロータは従来鋼のJIS SCM415 からなるロータより高い制動トルクを発揮する. これは, 開発鋼はCやCrの添加量を低減し, 電気抵抗を小さくしたことにより, 制動時にロータに発生する渦電流が大きくなったからである.

(3) 開発鋼は従来鋼より高温強度が優れる. その結果, 高温で使用した際の非弾性変形が小さくなり, 開発鋼のロータは従来鋼のロータに比べて高い制動トルクを長期間安定して得ることができ, さらに, クリープ疲労寿命が長い.

参 考 文 献

- 1) 桑原 徹, 荒木憲詞, 自動車技術会学術講演会前刷集, 29 (1991).
- 2) 日本材料学会編, “疲労設計便覧”, p.126 (1995).
- 3) S. S. Manson, G. R. Halford and M. H. Hirschberg, Des. Elev. Temp. Env., 12 (1971).
- 4) S. S. Manson and G. R. Halford, Symp. Creep-Fatigue Int., 299 (1976).
- 5) G. R. Halford, M. H. Hirschberg and S. S. Manson, ASTM STP520, 658 (1973).
- 6) K. Tokimasa and M. Miyahara, Int. J. Pre. Ves. & Piping, 59, 107 (1994).
- 7) M. Miyahara and K. Tokimasa, Mat. Sci. Res. Int., 3, 49 (1997).