

地震荷重下の配管に対する疲労評価手法の提案*¹ (有効ひずみ範囲を用いた荷重履歴効果の考慮)

Proposal of fatigue assessment method for piping under seismic loading
(About the use of effective strain range for loading sequence effect)

三好 弘二 (Koji Miyoshi)*² 釜谷 昌幸 (Masayuki Kamaya)*²

要約 地震荷重下での配管の疲労寿命に対する荷重履歴効果について検討し、有効ひずみ範囲を使用することで保守的にその効果を考慮できる評価手法を提案した。地震荷重を配管系に付与した有限要素解析により、配管の変動ひずみを得た。次に、そのひずみを付与した疲労試験を実施し、マイナー則により破断時の疲れ累積損傷量を求めた。その結果、得られた値は1未満であり、その最小値は0.43であった。すなわち、マイナー則では非保守的な疲労寿命を予測することとなった。疲労寿命の低下要因を調べるため亀裂進展試験を行った。その結果、単一の過大ひずみが負荷されることで亀裂開口ひずみが低下し、過大ひずみ後の亀裂進展速度を加速させていることが示された。亀裂開口ひずみの低下による有効ひずみ範囲の増加分を保守的に見込むことで疲れ累積損傷量を再計算した結果、地震荷重下でのひずみに対しては、ほとんどの条件で1以上となった。本研究で提案した有効ひずみ範囲を用いて荷重履歴効果を考慮する疲労評価手法は有効であるといえる。

キーワード 疲労, 地震荷重, 変動ひずみ, 荷重履歴効果, 亀裂進展速度, 有効ひずみ範囲

Abstract A loading sequence effect on fatigue life was investigated for piping under seismic loading. A fatigue assessment method which can consider the loading sequence effect conservatively was proposed using the effective strain range. Variable strains in the pipe wall were obtained by finite element analyses. A seismic loading was applied to a system of pipes in the analysis. Fatigue tests were conducted using strains obtained by the analysis. Damage factors at failure calculated by Miner's rule were less than 1.0 and the minimum value was 0.43. It implies that Miner's rule predicted non-conservative fatigue life. Crack growth tests were also conducted to examine the reduction of the fatigue life. It was shown that a single overload strain decreased crack opening strain and increased the effective strain range. The increment of the effective strain range accelerated the crack growth rate after the overload and reduced the fatigue life. The damage factor for the strain under seismic loading was recalculated using Miner's rule and the strain ranges which added the maximum increment of the effective strain range. The recalculated damage factors were larger than 1.0 under most conditions. The proposed procedure is available to predict the fatigue life of piping under seismic loading.

Keywords fatigue, seismic loading, variable strain, loading sequence effect, crack growth rate, effective strain range

1. 緒言

近年、原子力発電プラントにおいては、運転年数や想定する地震荷重の増加などにより、評価上の疲労損傷が大きくなる傾向にある。現在、国内プラントの耐震設計における疲労評価には、日本機械学会の設計・建設規格⁽¹⁾に規定される手順と設計疲労線図が用いられている⁽²⁾。当該設計疲労線図は、試験によって得られた最適疲労線図に対し、繰返し数で20倍、ひずみ範囲で2倍の余裕が考慮されているが、その余裕の根拠は明確ではない。日本溶接協会では、疲労試験の結果を実機評価に適用する上で想定すべき

影響因子を列記し、それぞれの因子に対して考慮すべき余裕度を定量化した。そして、それらの余裕度を積み上げることで、新たな設計疲労曲線を提案した⁽³⁾。

影響因子のうち、荷重振幅が繰返しに伴って変化する変動荷重の影響として、疲労限度以上と以下の応力振幅が混在する場合の疲労限度の低下影響を考慮している。また、その妥当性の検証として、高温水合流部に発生する負荷波形を用いて、配管の高サイクル熱疲労に対して、保守的な評価となることを確認している。変動荷重が疲労強度に及ぼす影響として、上述した疲労限度の低下に加え、負荷

* 1 日本機械学会論文集, Vol. 87, No.897 (2021) (DOI:10.1299/transjsme.21-00025)より転載

* 2 (株) 原子力安全システム研究所 技術システム研究所

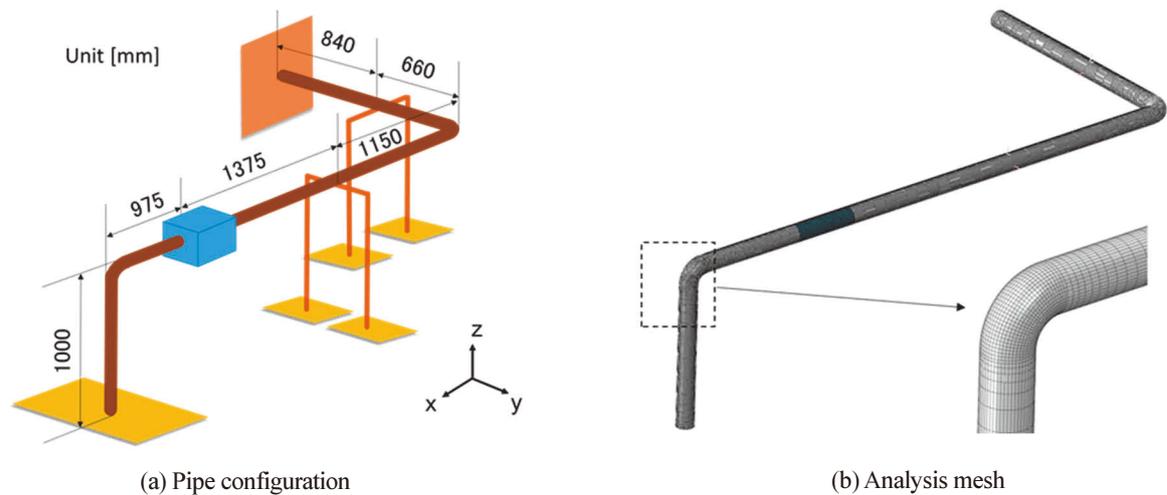


Fig. 1 Pipe configure for finite element analysis.

する荷重の順序によって疲労寿命が変化するいわゆる荷重履歴効果がある。この効果により、線形累積損傷則（以後、マイナー則）による疲労寿命の予測が非保守側となる可能性がある⁽⁴⁻⁶⁾。

プラント機器の設計では起動停止などの運転状態の変化が疲労損傷の駆動力として考慮される。そして、評価においては、保守側になるように、正と負の負荷をもたらす運転状態変化が組み合わせられ、荷重振幅が決定される。そのため、実際の荷重履歴と評価上の荷重履歴は必ずしも一致せず、荷重履歴効果は陽には考慮されてこなかった。しかし、地震荷重では、変動する荷重が時系列で与えられることから、実際に荷重履歴効果による影響が生じると推測される。地震荷重に対する荷重履歴効果を検討した例として、山口ら⁽⁷⁾は、亀裂を有する配管を対象に地震荷重下における亀裂進展評価手法を検討している。その中で、過大な圧縮荷重負荷後に亀裂進展速度が加速することを試験で確認し、その影響を考慮できる亀裂進展評価方法を提案した。しかしながら、亀裂発見後の健全性評価手法の構築に加え、設計段階においてこれらの荷重履歴効果を考慮した評価を行うことが求められる。

本研究では、マイナー則による評価上の疲労損傷量（疲れ累積損傷係数）を算出する現在の評価手順に対し、地震荷重における荷重履歴効果の程度を試験的に調べるとともに、荷重履歴効果を考慮するための具体的な評価手順を検討した。まず、オーステナイト系ステンレス鋼 (SUS316) を対象に地震荷重下での疲労寿命を試験により調べた。モデル配管系に発生する地震荷重によるひずみ変動を算出し、疲労試験で付与するひずみ波形を作成した。そして、得られたひずみ波形を荷重した疲労試験を行い、一定ひずみ振幅試験の結果と比較した。次に、疲労寿命低下の要因

を考察するため、地震荷重によって生じる特徴的なひずみ波形を用いた疲労試験も行った。さらに、平板試験片を用いた亀裂進展試験により、過大ひずみを荷重した際の亀裂進展速度の変化を調べるとともに、変化をもたらす要因を考察した。得られた知見をもとに荷重履歴効果を保守的に考慮できる評価手法を提案し、その妥当性について検証した。

2. 地震荷重下の配管に生ずるひずみ波形の算出

2.1 解析方法

配管系に地震動を荷重した場合の配管の振動を Abaqus 6.14 による有限要素解析で模擬した。解析対象と有限要素モデルを図 1 に示す。また、図 2 に解析モデルの固有モードと固有振動数を示す。このモデルは、2つのエルボを含む配管系に弁を模擬した錘が取り付けられている⁽⁸⁾。エルボ、直管部ともにシェル要素でモデル化した。錘による影響は、シェル重量を錘相当分増加させることで考慮した。モデル全体の要素数は 8320、節点数は 8469 で、板厚方向積分点数は 5 とした。解析に用いた諸元を表 1 に示す。2直線近似した応力・ひずみ関係に、移動硬化則を適用した。幾何学的非線形性は考慮していない。解析では、床面に原子力発電プラントの基準地震動を模擬した加速度を付与した。x および y 方向には、最大 700 cm/s^2 の図 3(a) に示す加速度を、z 方向には最大 468 cm/s^2 の図 3(b) に示す加速度を与えた。いずれの加速度も、時間幅 $\Delta t = 0.01 \text{ s}$ 、時間は 84.34 s で与えられている。これらの加速度応答スペクトル（減衰定数 1% の場合）を図 4 に示す。配管には、 1 MPa の

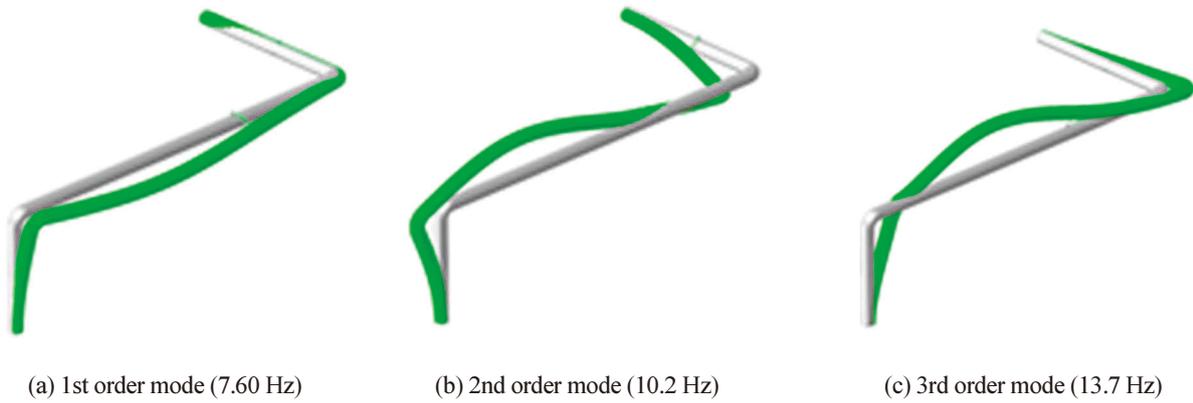


Fig. 2 Results of modal analysis for the piping system

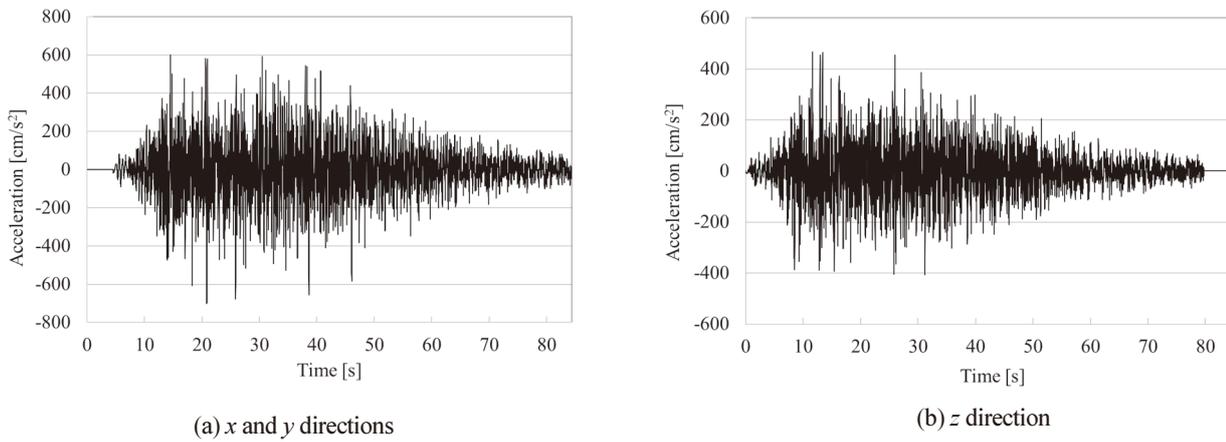


Fig. 3 Input acceleration for analysis

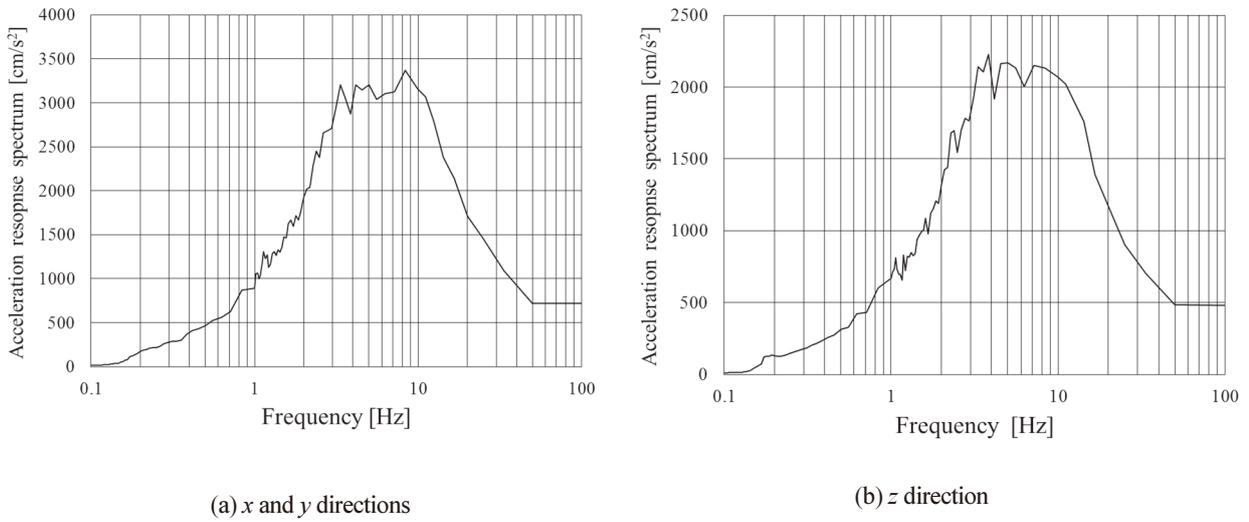


Fig. 4 Acceleration response spectrum for input acceleration. The damping constant assumed to be 1%.

内圧を付与した。門形サポートに対しては弾塑性サポートモデルを用いた。弾塑性サポートモデルでは、線形ばね要素にて鉛直方向変位をモデル化し、水平方向は、変形抵抗と塑性変形によるエネルギー吸収をモデル化するためトラス要素を使用している⁹⁾。サポートの剛性と降伏荷重はサポート単体の静的荷重試験で得られた表 2 の値を用いた。減衰は、固有振動数の 1 次振動数（水平方向の主要モード）と 3 次振動数（鉛直方向の主要モード）の減衰比が 0.5% であるとしたレーリー減衰を適用した。

Table 1 Analysis parameter

Component	Specifications	
Pipe	Geometry	JIS 100A Sch40 (Outer diameter 114.3 mm, Thickness 6mm)
	Young's modulus	203 GPa
	Poisson's ratio	0.30
	Yield strength	310 MPa
	Secondary stiffness	2.03 GPa
Weight	Mass	600 kg

Table 2 Analysis parameters for supporting structures.

		Specifications	Element type
Vertical direction	Spring constant	5.99×10^3 N/mm	Spring element
	Primary stiffness	591 MPa	
Horizontal direction	Yield strength	117 MPa	Truss element
	Secondary stiffness	127 MPa	

2.2 解析結果

全時間 (84.34 s) における相当塑性ひずみの要素毎の最大値の分布を図 5 に示す。配管系全体では、錘近傍のエルボ部側面の内面で最大となった。この位置における全時間の最大値と最小値の差であるひずみ範囲は、周方向と軸方向に対して、それぞれ 0.43% と 0.05% であり、周方向のひずみ範囲が大きかった。エルボ部の形状変化を確認したところ、近傍に存在する錘の応答により、エルボの面内変形が発生し、それに伴い管断面形状が円形から楕円状に変形していることが確認できた。すなわち、エルボのオーバル変形により、側面の周方向ひずみの変動が大きくなった。図 6 に相当塑性ひずみが最大となった位置における周方向ひずみの時間変化を示す。解析初期に圧縮ひずみが発生しているのは、錘の死荷重によりエルボ断面形状が楕円状に変形し、管内面側に圧縮ひずみが発生したためである。

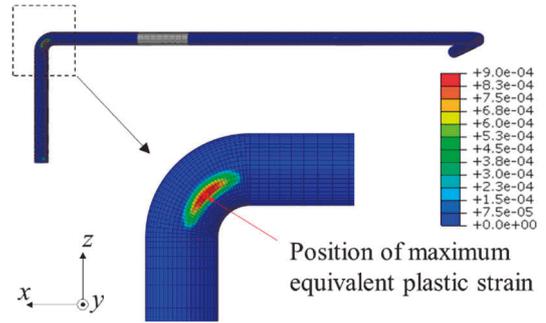


Fig. 5 Distribution of maximum equivalent plastic strain during 84.34 s.

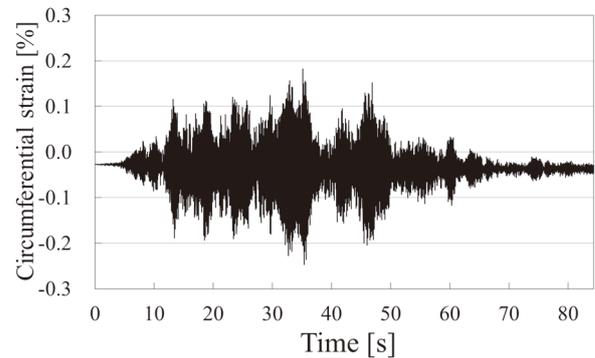


Fig. 6 Circumferential strain at the position of the maximum equivalent plastic strain.

2.3 解析結果を用いた負荷波形の作成

図 6 に示した相当塑性ひずみが最大となった位置での周方向のひずみから試験に用いるひずみ波形を作成した。試験上の制約から、解析によるひずみ波形から細かな変動成分を間引いたモデル波形とした。まず、オリジナルの波形から、極値を抽出した。次に、隣接するひずみの差が、ひずみ範囲 $\Delta\epsilon$ (全時間における最大値と最小値の差) の 5% 以下となる場合は削除した。データ数削減後のひずみ波形を図 7 に示す。疲労試験では、ひずみ範囲の影響を調べるため、図 7 のひずみ範囲 $\Delta\epsilon$ が所定の値となるように比例倍した波形(以下、地震負荷波形と表記)を負荷した。

地震負荷波形による疲労寿命の変化の要因を考察するために、地震負荷波形の特徴をモデル化した波形も作成した。図 7 に示した波形では、ひずみが周期的に増加と減少を繰り返す傾向が確認できる。この特徴を再現した波形として、図 8 に示すような漸増・漸減するひずみ波形を作成した。ここで平均ひずみは零とし、50 点で 1 ブロックの構成とした。そして、 $\Delta\epsilon$ が所定の値となるようにひずみを比例倍した。図 7 では、スパイク状の波形も確認できる。この特徴を再現するため、図 9 に示すような周期的な過大ひずみを負荷する波形も用いた。過大ひずみの符号は、(a)

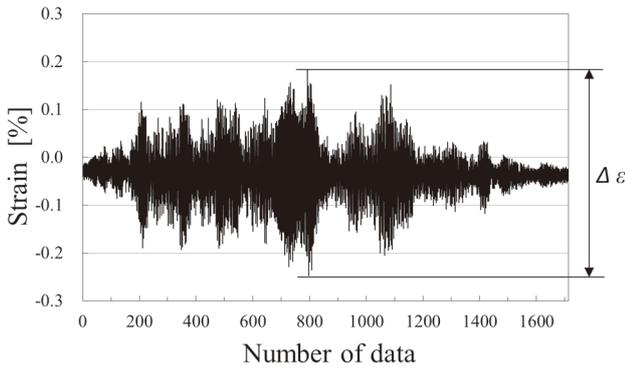


Fig. 7 Strain history applied for fatigue tests. The strain was derived from the transient strain shown in Fig. 4 obtained by simulating the seismic load.

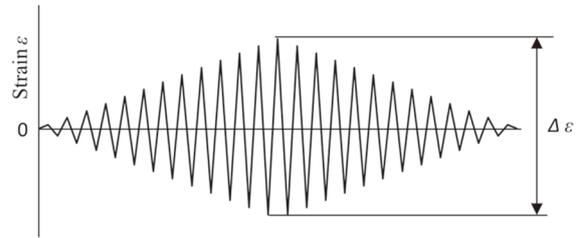
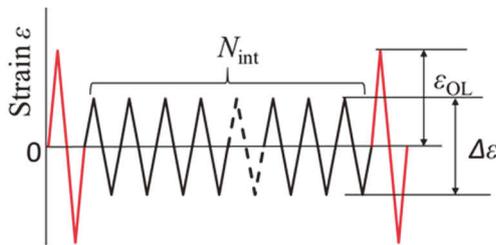
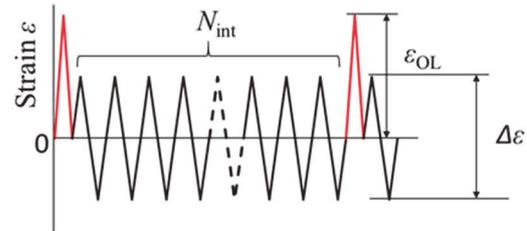


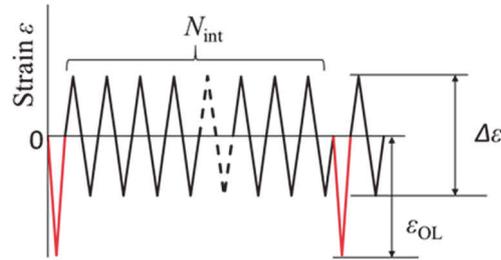
Fig. 8 Step up and down strain applied for fatigue tests.



(a) Tensile and compressive overloads (± OL)



(b) Tensile overload (+ OL)



(c) Compressive overload (- OL)

Fig. 9 Periodic overload strain applied for fatigue tests.

引張・圧縮 (±), (b) 引張のみ (+), (c) 圧縮のみ (-) の 3 種類とした。過大ひずみの大きさ ϵ_{OL} は定常変動時のひずみ振幅 $\Delta\epsilon/2$ の 2 倍と 4 倍の 2 種類 (以下, 各々 OLR = 2, OLR = 4 と表記) とした。また, 過大ひずみを付与するインターバルのサイクル数 N_{int} も系統的に変化させた。

3. 疲労試験

3.1 試験方法

試験に用いた 316 ステンレス鋼の化学組成を表 3 に, 機械的性質を表 4 に示す。比較的大きな圧縮ひずみを負荷する条件では座屈を防止するため, 図 10 (a) に示す砂時計

型試験片を使用した。試験片表面は, バフ研磨仕上げとした。また, 砂時計型試験片では径方向伸び計を使用し, 軸ひずみを同定した。径変化値から軸ひずみ (対数ひずみ) ϵ_t の算出には, 次式を用いた。

$$\epsilon_t = \ln\left(\frac{l}{l_0}\right) = \ln\left(\frac{D_0}{D}\right)^2 \tag{1}$$

ここで, l_0 は変形前の長さ, l は変形後の長さ, D_0 は変形前の直径, D は変形後の直径であり, 体積一定の仮定により $l_0 D_0^2 = l D^2$ の関係を用いた。一方, 比較的ひずみ振幅が小さい試験では, 図 10 (b) に示す平滑丸棒試験片を使用した。

Table 3 Chemical content of test material (wt %).

Fe	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo
Bal.	0.05	0.23	1.29	0.036	0.028	10.05	16.98	2.01

Table 4 Mechanical properties of test material

0.2% proof strength	Tensile strength	Elongation	Reduction of area
284 MPa	617 MPa	0.61	0.80

Unit: mm

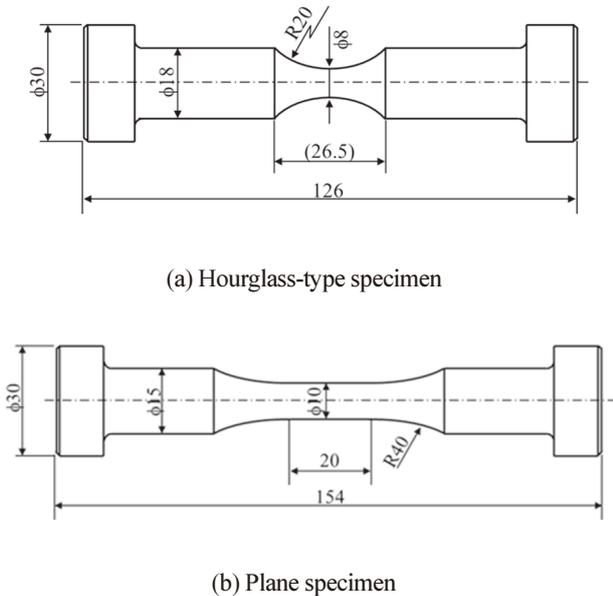


Fig. 10 Geometry of test specimen for fatigue tests.

試験は全て室温大気中で実施した。ひずみ波形としては、以下の4種類を付与した。

- (1) 一定ひずみ振幅試験
- (2) 地震負荷波形試験
- (3) 漸増・漸減ひずみ試験
- (4) 周期的過大ひずみ試験

表5から表8に試験条件の一覧を試験結果と併せて示す。表中の N_f は試験片破断までに要した過大ひずみ等を含む全繰返し数である。これらの試験では、砂時計型試験片では破断した時点、平滑丸棒試験片では、荷重25%低下もしくは破断した時点破断寿命として定義した。また、試験速度は一定ひずみ振幅試験の場合は0.40%/s、それ以外の試験では、1ブロック中の最大ひずみと最小ひずみの差に対してひずみ速度が1.6%/sとなるように周波数を設定し、試験中は同じ周波数を適用した。

Table 5 Summary of fatigue tests (Constant amplitude strain).

$\Delta\epsilon/2$ (%)	Specimen type	N_f
0.20	Plane	$> 10^6$
0.21	Plane	415,358
0.23	Plane	319,975
0.25	Plane	172,500
0.30	Plane	59,025
0.40	Plane	26,390
0.50	Plane	8,970
0.60	Plane	3,720
0.70	Plane	3,333
1.0	Hourglass	830
1.5	Hourglass	301
2.0	Hourglass	175
2.5	Hourglass	101
3.0	Hourglass	73
3.5	Hourglass	57
4.0	Hourglass	45
4.5	Hourglass	38
5.0	Hourglass	30
5.5	Hourglass	23
6.0	Hourglass	22
7.0	Hourglass	18
8.0	Hourglass	13

Table 6 Summary of fatigue tests (Strain under seismic loading).
One block consists of 1713 cycles.

$\Delta\epsilon/2$ (%)	Specimen type	N_f
0.4	Plane	797,354
0.5	Plane	274,297
0.6	Plane	161,690
0.7	Plane	69,033
1.0	Hourglass	21,287
1.5	Hourglass	7,832
2.0	Hourglass	3,903
2.5	Hourglass	2,426

Table 7 Summary of fatigue tests (Step up and down strain).
One block consists of 50 cycles.

$\Delta\epsilon$ (%)	Specimen type	N_f
2.0	Hourglass	6,024
3.0	Hourglass	1,872
4.0	Hourglass	1,174
5.0	Hourglass	774

Table 8 Summary of fatigue tests (Periodic overload strain).

Over load type	Specimen type	ε_{OL} (%)	$\Delta\varepsilon/2$ (%)	N_{int}	N_f
OLR = ± 2	Hourglass	± 1.0	0.5	49	4,661
	Hourglass	± 1.5	0.75	49	966
	Hourglass	± 2.0	1.0	49	817
	Hourglass	± 2.5	1.25	49	502
	Hourglass	± 1.0	0.5	2	1,765
	Hourglass	± 1.0	0.5	5	2,418
	Hourglass	± 1.0	0.5	10	2,794
	Hourglass	± 1.0	0.5	30	4,395
	Hourglass	± 1.0	0.5	100	4,745
	Hourglass	± 1.0	0.5	500	6,879
	Hourglass	± 1.0	0.5	1000	6,231
OLR = ± 4	Hourglass	± 1.0	0.25	49	11,551
	Hourglass	± 1.5	0.375	49	4,225
	Hourglass	± 2.0	0.5	49	2,350
	Hourglass	± 2.5	0.63	49	1,302
	Hourglass	± 1.0	0.25	2	1,984
	Hourglass	± 1.0	0.25	5	3,889
	Hourglass	± 1.0	0.25	10	5,688
	Hourglass	± 1.0	0.25	30	8,961
	Hourglass	± 1.0	0.25	100	13,938
	Hourglass	± 1.0	0.25	500	22,794
	Hourglass	± 1.0	0.25	1000	32,641
OLR = + 2	Hourglass	1.0	0.5	2	3,777
	Hourglass	1.0	0.5	10	5,624
	Hourglass	1.0	0.5	100	7,494
	Hourglass	1.0	0.5	500	8,640
	Hourglass	1.0	0.5	1000	7,031
OLR = + 4	Hourglass	1.0	0.25	2	10,881
	Hourglass	1.0	0.25	10	17,754
	Hourglass	1.0	0.25	100	43,279
	Hourglass	1.0	0.25	500	83,548
	Hourglass	1.0	0.25	1000	71,382
OLR = - 2	Hourglass	- 1.0	0.5	2	3,408
	Hourglass	- 1.0	0.5	10	4,089
	Hourglass	- 1.0	0.5	50	5,754
	Hourglass	- 1.0	0.5	100	6,458
	Hourglass	- 1.0	0.5	500	6,994
	Hourglass	- 1.0	0.5	1000	7,436
OLR = - 4	Hourglass	- 1.0	0.25	2	9,198
	Hourglass	- 1.0	0.25	10	11,000
	Hourglass	- 1.0	0.25	50	19,278
	Hourglass	- 1.0	0.25	100	16,675
	Hourglass	- 1.0	0.25	500	31,747
	Hourglass	- 1.0	0.25	1000	35,916

3.2 試験結果

3.2.1 一定ひずみ振幅試験

広範囲なひずみ振幅に対する基本データを採取するため、一定ひずみ振幅試験を実施した。ひずみ振幅が最大であった $\Delta\epsilon/2 = 8.0\%$ では 13 回で破断した。一方、 $\Delta\epsilon/2 = 0.20\%$ では、 10^6 回でも未破断であったため、試験を終了した。試験結果をもとに以下の回帰式を作成した⁽¹⁰⁾。図 11 に回帰曲線を試験結果とともに示す。

$$\Delta\epsilon = 57.1 \times N_f^{-0.512} \quad (N_f < 10^3) \quad (2)$$

$$\log N_f = \frac{3.79 \times 10^{-2}}{\Delta\epsilon - 0.40} - \frac{\Delta\epsilon}{0.638} + 5.53 \quad (N_f \geq 10^3) \quad (3)$$

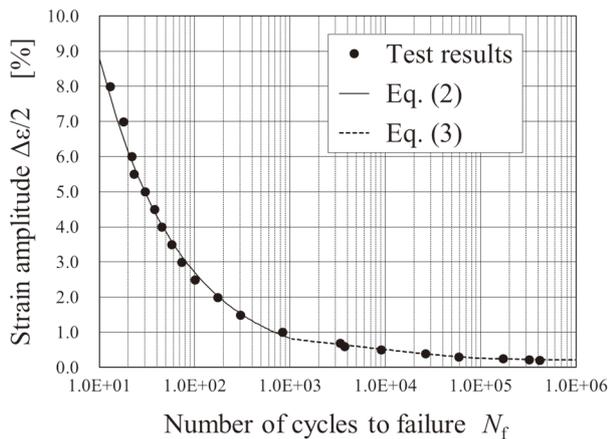


Fig. 11 Fatigue curve obtained by constant amplitude fatigue tests

3.2.2 地震負荷波形試験

破断までに負荷したひずみ波形からマイナー則により、以下の式により疲れ累積損傷量 DF を求めた。

$$DF = \sum_i^n \frac{1}{N_{fp}(\Delta\epsilon_i)} \quad (4)$$

ここで、 $\Delta\epsilon_i$ は破断までに負荷したひずみ波形をレイنفロー法⁽¹¹⁾で抽出したひずみ範囲を、 n はひずみ範囲の数を示す。 $N_{fp}(\Delta\epsilon_i)$ は $\Delta\epsilon_i$ に対して式 (2) および式 (3) から得られる N_f を示す。図 12 にひずみ振幅 $\Delta\epsilon/2$ と DF との関係を示す。 $\Delta\epsilon/2 = 1.5\%, 2.5\%$ 以外の条件では DF が 1 未満

で破断しており、その最小値は 0.43 であった。これはマイナー則による予測より短寿命で破断することを意味する。また、ひずみ振幅が小さいほど DF は低下する傾向を示した。ただし、低下傾向はおよそ $\Delta\epsilon/2 = 0.7\%$ 以下で飽和していた。

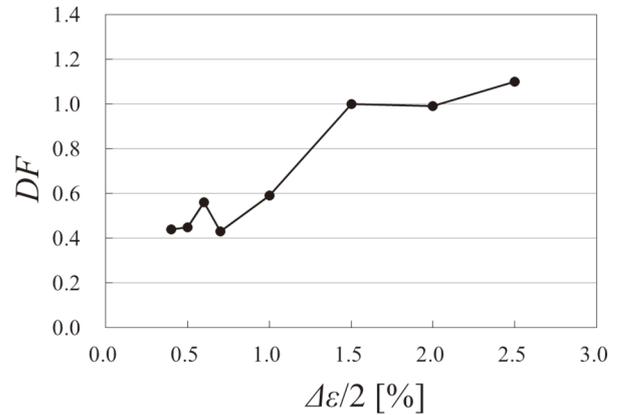


Fig. 12 Calculated fatigue damage for strain under seismic loading. DF for many cases was less than 1.0. It implies that Miner's rule could not predict the fatigue life conservatively.

3.2.3 漸増・漸減波形および周期的過大ひずみ試験

図 13 に漸増・漸減波形および引張・圧縮の周期的過大ひずみを負荷した場合に対するひずみ範囲と DF との関係を示す。横軸は、漸増・漸減波形の場合は $\Delta\epsilon$ 、周期的過大ひずみ波形の場合は $2\epsilon_{OL}$ とした。漸増・漸減波形の場合は、ひずみ範囲によらずほぼ $DF = 1$ で破断していた。一方、周期的な過大ひずみを負荷した場合は、ひずみ範囲が低下すると DF は減少する傾向があり、2 条件を除くと DF が 1 未満で破断した。また、過大ひずみの比率が大きい $OLR = \pm 4$ の条件のほうが DF は小さかった。

過大ひずみを付与し、 N_{int} を系統的に変化させた場合の結果を図 14 に示す。 $OLR = 2$ では $\epsilon_{OL} = 1.0\%, \Delta\epsilon/2 = 0.5\%$ 、 $OLR = 4$ では $\epsilon_{OL} = 1.0\%, \Delta\epsilon/2 = 0.25\%$ とした。いずれの条件でも、 DF が 1 未満で破断した。 $N_{int} = 2$ の場合では、過大ひずみの符号や比率にかかわらず DF はおよそ 0.5 から 0.7 となった。 $OLR = 2$ の場合、 N_{int} が増加するに伴い、 DF はほぼ一定か増加する傾向にあり、 $OLR = 4$ の場合は、 N_{int} の増加とともに DF が減少し、 $N_{int} = 100$ 付近から上昇に転じる傾向が見られた。また、 OLR の大きさが同じであれば、引張のみの過大ひずみを付与した場合と比較して、圧縮のみの過大ひずみを付与した場合の DF が小さくなる傾向があった。

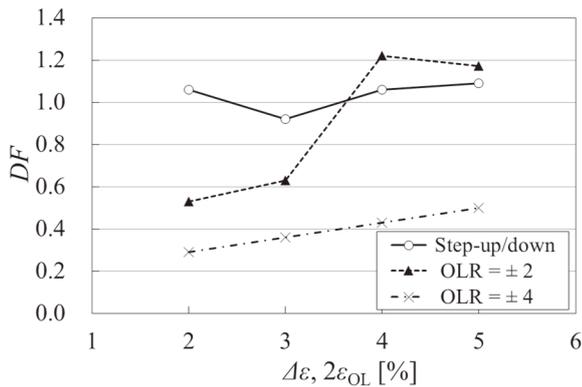


Fig. 13 Calculated fatigue damage for step up and down strain and periodic overload strain. Periodic overload strain rather than step up and down reduced fatigue life. DF for $OLR = 4$ was smaller than that of $OLR = 2$.

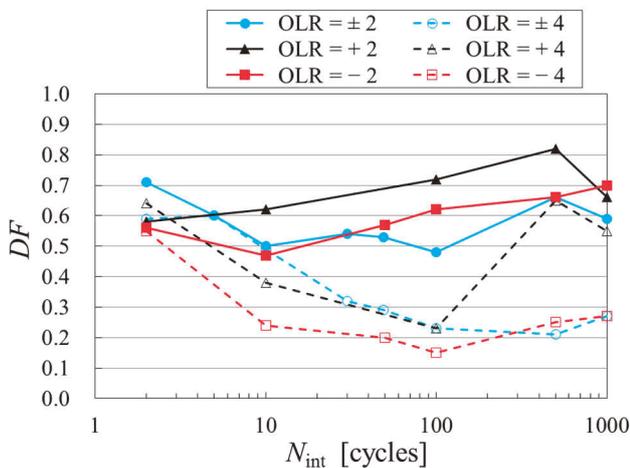


Fig. 14 Calculated fatigue damage for periodic overload strain. DF for all the cases was less than 1.0 and changed with N_{int} . DF for compressive overload was smaller than that of tensile overload when the ratio of overload was the same value.

3.3 疲労試験のまとめ

地震荷重下で配管に生じたひずみ波形を用いて、疲労試験を行った結果、図12に示すとおり DF が1未満で破断する場合があります、明瞭な荷重履歴効果が確認された。地震負荷波形の特徴をモデル化した漸増・漸減波形および引張・圧縮の過大ひずみを付与した疲労試験では、漸増・漸減する波形よりむしろ過大ひずみを付与した場合の寿命低下が顕著であった。また、疲労寿命低下の程度は、過大荷重の大きさと頻度により変化した。とくに、引張よりも圧縮の過大ひずみを付与した場合の疲労寿命低下が顕著であった。過大荷重が亀裂進展速度に与える影響については、数多くの研究がなされており、引張の過大荷重の場合は塑性誘起閉口などによる遅延効果が、圧縮の過大荷重の場合は、亀裂先端部の引張の残留応力場の形成などにより

加速することが報告されている⁽¹²⁾。また、過大荷重負荷後の応力比が負の場合は、引張の過大荷重の場合でも、亀裂進展速度が加速することも報告されている⁽¹³⁾。これらの報告の多くは、炭素鋼やアルミニウム合金を対象にした結果であるが、ステンレス鋼に対しても、過大な圧縮荷重を負荷することにより寿命が低下し⁽¹⁴⁾、亀裂進展速度が加速することが示されている^(15,16)。本試験においても、過大ひずみ負荷後の亀裂進展速度の加速が疲労寿命低下をもたらしたと考えられる。過大ひずみが亀裂進展の加速、および疲労寿命の低下をもたらす要因を考察するため、次章では過大ひずみを模擬した亀裂進展試験を行った。とくに、亀裂進展と疲労寿命の直接的な関係を明らかにするため、疲労試験と同じ両振りのひずみ制御下における亀裂進展挙動を調べた。

4. 亀裂進展試験

4.1 試験方法

疲労試験に使用した材料と同一ヒートの素材から製作した図15に示す平板試験片⁽¹⁷⁾を用いた。平行部の長さは36mmで、試験片中央部(図15のA部)にはクリップゲージを取り付けるためエッジ加工を施した。また、放電加工により長さ0.5mmのスリットを導入し、機械予亀裂の長さは $a = 1$ mm とした。試験部中央から長手方向に14mmの位置に取り付けたひずみゲージの測定値を用いてひずみ制御試験を実施した。クリップゲージで計測した亀裂開口変位と荷重から除荷弾性コンプライアンス法により亀裂長さを推定するとともに亀裂開口点を同定した⁽¹⁷⁾。

試験では、図16に示す通り、亀裂長さ $a = 3$ mm に到達した時点で、引張・圧縮の過大ひずみ(以後、 $\pm OL$ と表記)、または圧縮の過大ひずみ(同、 $-OL$)を負荷した。また、参照データとして一定振幅試験も実施した。表9に試験条件を示す。過大ひずみの大きさ ε_{OL} は0.5%~1.0%に変化させた。試験速度は、ひずみ速度が0.4%/sとなるように設定した。

4.2 試験結果

図17に亀裂長さと負荷サイクル数の関係を示す。過大ひずみを付与した $a = 3$ mm 以降の傾きは過大ひずみの大きさにより異なっていた。また、一定振幅試験の結果と比較して、過大ひずみを負荷すると、進展が明らかに加速していた。

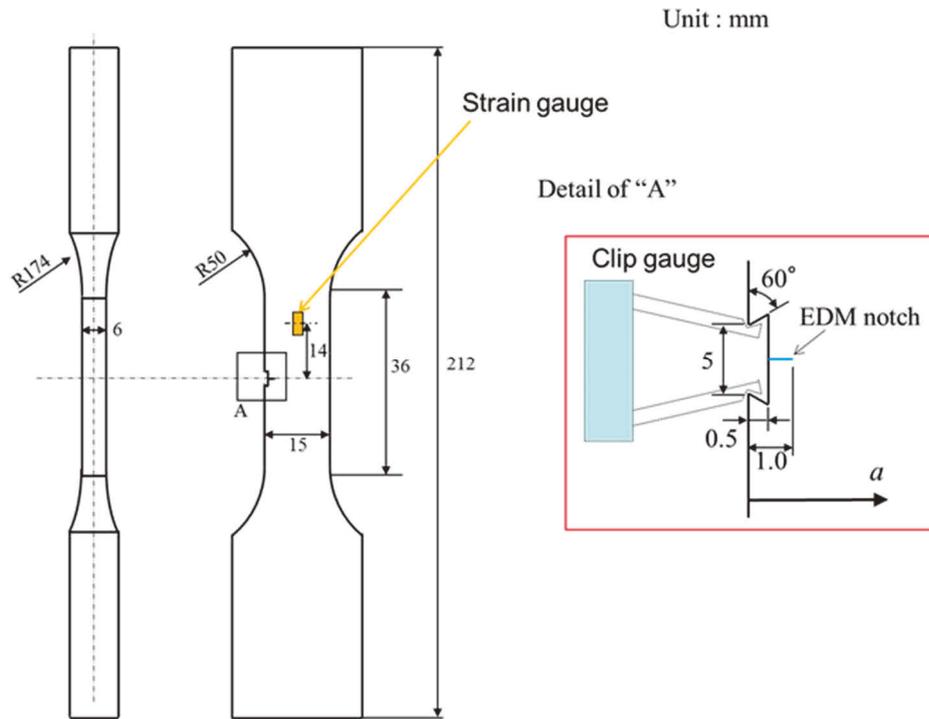


Fig. 15 Geometry of a plate specimen for crack growth test and configuration of strain gauge and clip gauge.

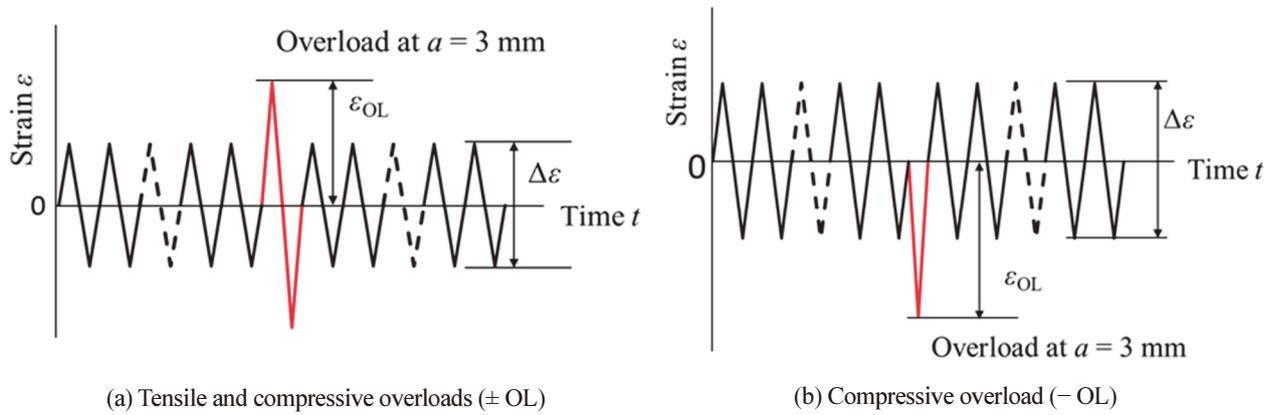


Fig. 16 Single overload strain applied for crack growth tests.

Table 9 Summary of test conditions for crack growth tests.

Load type	ϵ_{OL} (%)	$\Delta\epsilon/2$ (%)
Constant amplitude	—	0.25
± OL	± 0.5	0.25
	± 0.75	0.25
	± 1.0	0.25
- OL	- 0.5	0.25
	- 0.75	0.25
	- 1.0	0.25

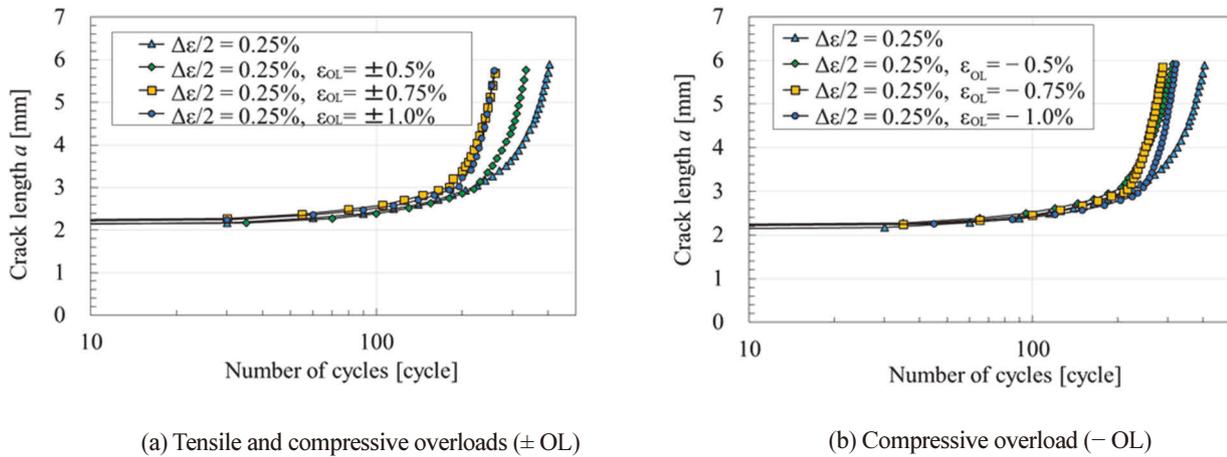


Fig. 17 Relationship between crack length and number of cycles. A single overload was applied when crack length reached 3 mm. The inclination of the crack growth curve changed at 3 mm.

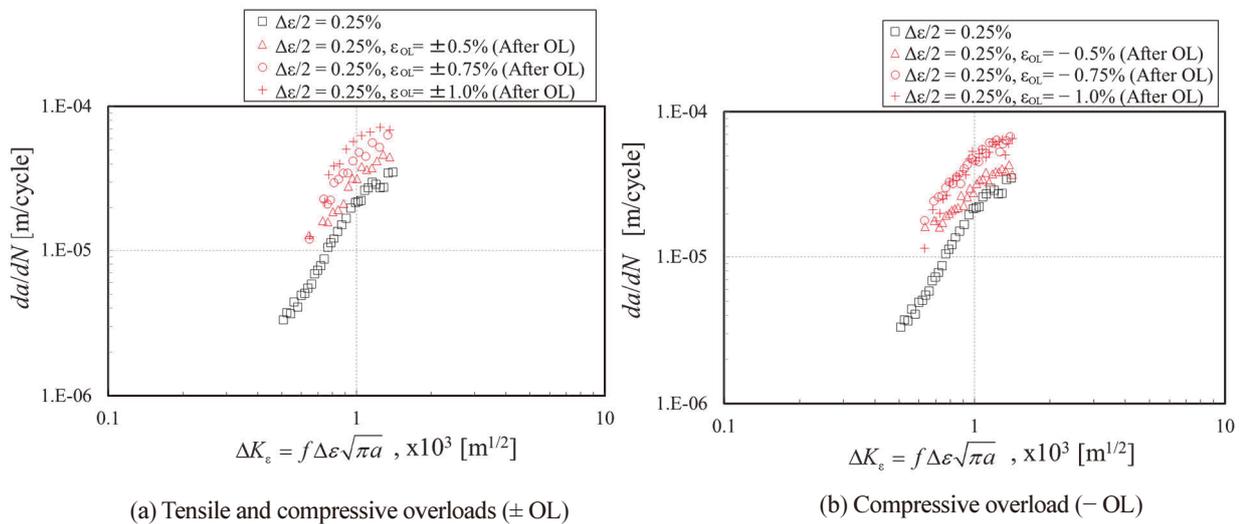


Fig. 18 Relationship between crack growth rate and strain intensity factor range. The crack growth rates for the cases of constant amplitude correlated well with the strain intensity factor range. The crack growth rate increased after a single overload.

図 18 に亀裂進展速度とひずみ拡大係数範囲の関係を示す。ひずみ拡大係数範囲 ΔK_ε は、以下の式より求めた。

$$\Delta K_\varepsilon = f \Delta \varepsilon \sqrt{\pi a} \quad (5)$$

$$f = 0.265 \left(1 - \frac{a}{W}\right)^4 + \left(0.857 + 0.265 \frac{a}{W}\right) \left(1 - \frac{a}{W}\right)^{\frac{3}{2}} \quad (6)$$

ここで、 f は形状係数⁽¹⁸⁾で式中の W は試験片の幅である。図には、過大ひずみを付与しない一定振幅試験の結果も示した。過大ひずみを負荷していない場合の進展速度は、両対数グラフ上ではほぼ直線状で近似できる。一方、赤色で示した過大ひずみ負荷後の進展速度は増加していた。また、

増加の程度は、過大ひずみが大きくなると増える傾向があった。以上の傾向は引張・圧縮、および圧縮の過大ひずみをかけた場合に共通に見られた。ただし、圧縮の過大ひずみを負荷した場合の増加量は、 $\varepsilon_{OL} = -0.75\%$ と -1.0% の条件では同程度であった。引張・圧縮の場合と圧縮のみの場合では、ひずみ速度の増加の程度については大きな差異は見られなかった。

図 19 に有効ひずみ範囲と亀裂長さの関係を示す。有効ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_{\text{eff}}$ は、測定した亀裂開口点のひずみ ε_{op} から、以下の式で求めた。

$$\Delta \varepsilon_{\text{eff}} = \varepsilon_{\text{max}} - \varepsilon_{\text{op}} \quad (7)$$

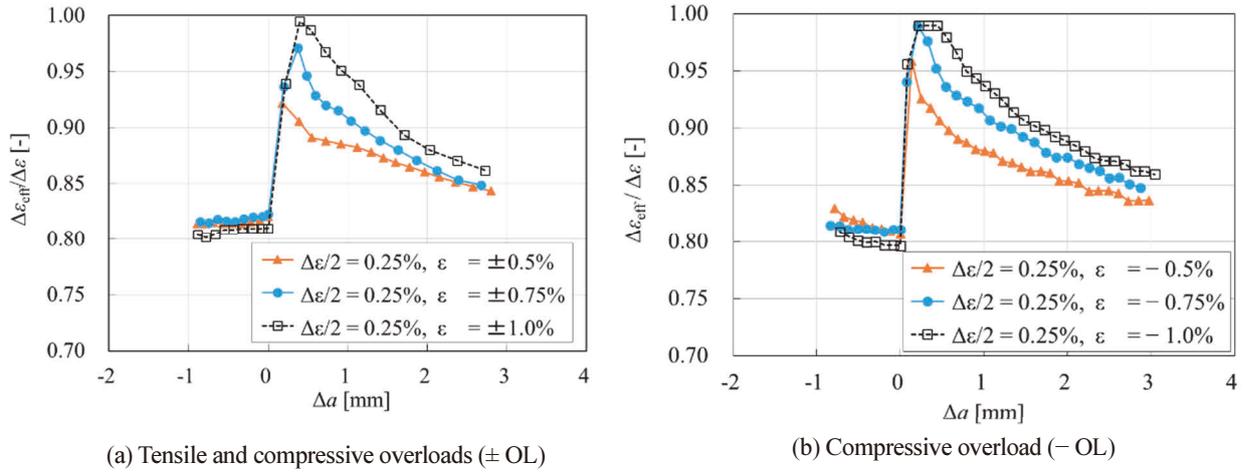


Fig. 19 Relationship between normalized effective strain range and crack length. Δa is the increment of the crack length after overloading. $\Delta \epsilon_{\text{eff}}/\Delta \epsilon$ increased abruptly after the overload and decreased gradually.

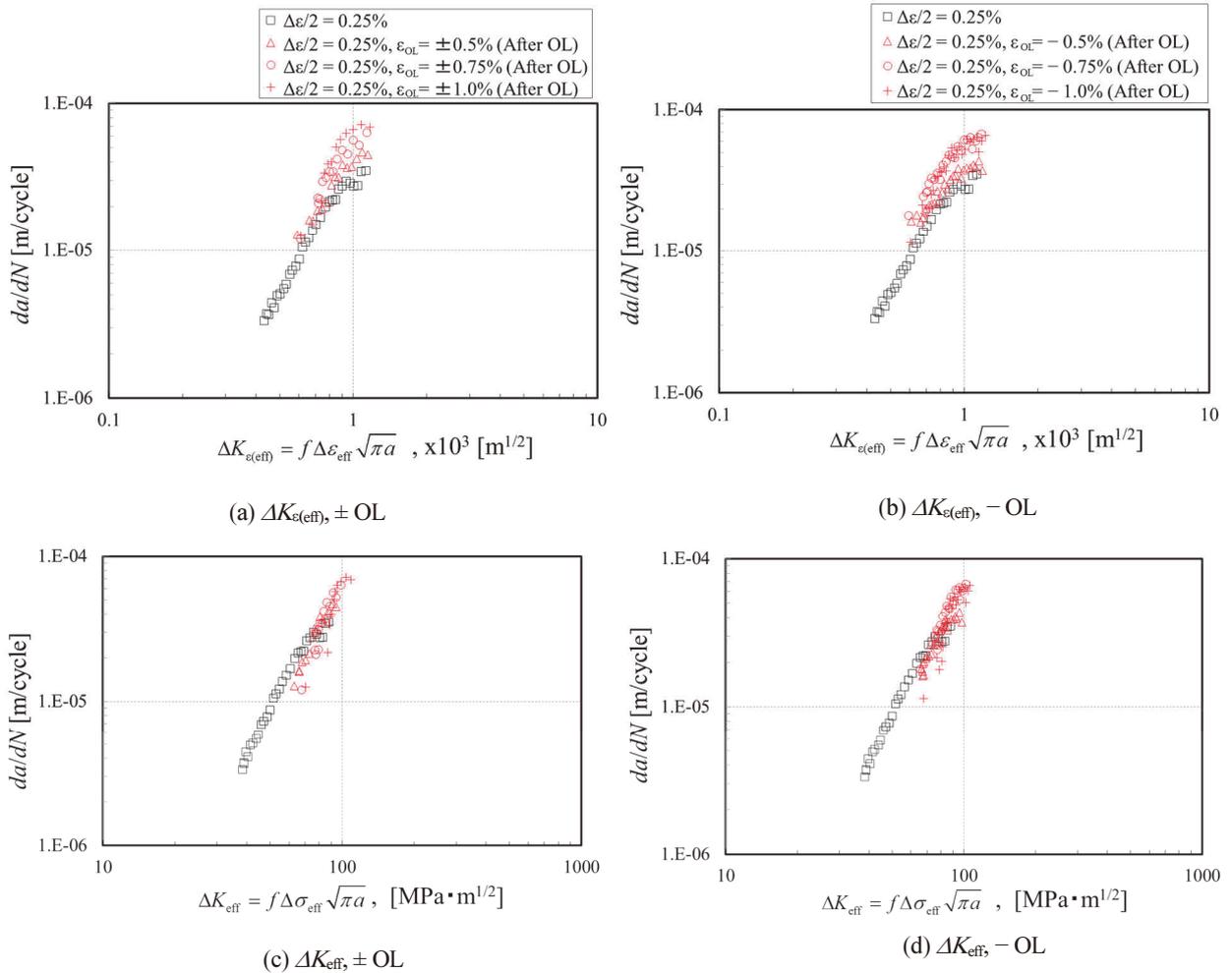


Fig. 20 Relationship between crack growth rate and effective strain and stress intensity factor ranges. The crack growth rates correlated well with $\Delta K_{\epsilon(\text{eff})}$ and $\Delta K_{\epsilon\text{ff}}$ rather than ΔK_{ϵ} .

ε_{\max} は一定振幅負荷サイクル中の最大ひずみで、本試験条件では 0.25% となる。横軸は、 $\Delta a = a - 3 \text{ mm}$ で、 $\Delta \varepsilon_{\text{eff}}$ はひずみ範囲 $\Delta \varepsilon$ で無次元化している。過大ひずみ負荷後に有効ひずみ範囲は増加し、ピーク値を示した後は、徐々に低下した。また、 $\Delta \varepsilon_{\text{eff}}/\Delta \varepsilon$ の最大値は過大ひずみが大きいほど増加した。これらの傾向については、引張・圧縮の過大ひずみを負荷した場合と、圧縮のみの過大ひずみを負荷した場合で類似していたが、 ε_{OL} の大きさが 0.5% と 0.75% での最大値を比較すると、圧縮のみの過大ひずみの場合のほうが大きかった。

図 20(a),(b) に、下式で定義される有効ひずみ拡大係数範囲と亀裂進展速度の関係を示した。

$$\Delta K_{\text{eff}} = f \Delta \varepsilon_{\text{eff}} \sqrt{\pi a} \quad (8)$$

図 18 と比較して、過大ひずみ負荷後の亀裂進展速度は、ひずみ振幅一定試験の結果に近くなった。とくに $\varepsilon_{\text{OL}} = \pm 0.5\%$ 、 -0.5% の条件では、同程度となっていた。一方、比較的過大ひずみが大きかった他の条件ではなお相違があった。次に、横軸を有効応力拡大係数範囲で整理した結果を図 20(c),(d) に示す。この場合は、過大ひずみ負荷後の亀裂進展速度はひずみ振幅一定試験の結果と相違があったが、亀裂が進展するにつれて、その相違は小さくなる傾向があった。亀裂開口を考慮したひずみの有効範囲を用いることで亀裂進展速度との相関がよくなり、有効応力拡大係数を用いた場合は、過大ひずみ負荷の有無にかかわらず亀裂進展速度が一本の直線で近似できた。つまり、亀裂進展の加速は有効範囲の増加（亀裂開口範囲の減少）によりもたらされており、有効範囲を考慮することで、過大ひずみ負荷後の亀裂進展速度を予測することができると考えられる。

5. 考察

疲労寿命は、亀裂発生までの期間と亀裂進展の期間から成るが、ステンレス鋼の疲労寿命の大部分は亀裂進展期間に等しく、発生までの期間は無視できる程度に小さい⁽⁹⁾。そのため、過大ひずみ負荷後の亀裂進展速度の加速は、疲労寿命に直接的な影響を及ぼすことになる。そのため、周期的な過大ひずみを負荷した疲労試験では、 DF が 1 未満で破断したと考えられる。また、過大ひずみの比率が大きいほうが、有効ひずみ範囲が大きくなり、破断時の DF の低下が顕著であった。過大ひずみの発生頻度によっても、疲労寿命の低下の程度は変化していた。その特徴として破断時の DF はある発生頻度で最小となり、頻度が少なくな

るにつれ、すなわち N_{int} が増加するにつれ、再び上昇する傾向を示していた。これは、過大ひずみの負荷により一時的に有効ひずみ範囲は増加するものの、その後は負荷前の値に漸近する傾向があったように、その増加効果が持続するサイクル数が限定的であるためと考えられる。

DF が 1 未満で破断する場合、マイナー則による評価では、予測した寿命より短寿命側で破断する可能性があるため、疲労評価においては荷重履歴効果による影響を考慮する。図 21 に示す通り、過大ひずみ負荷後は亀裂開口ひずみが低下する。一定振幅試験時の有効ひずみ範囲を $\Delta \varepsilon_{\text{eff(CA)}}$ とすると、過大ひずみ負荷後の有効ひずみ範囲は $\Delta \varepsilon_{\text{eff(CA)}}$ から $\Delta \varepsilon_{\text{eff(OL)}}$ に増加する。 $\Delta \varepsilon_{\text{eff(OL)}}$ の大きさは、過大ひずみの大きさや頻度により変化するため予測することは難しい。しかし、 $\Delta \varepsilon_{\text{eff(OL)}}$ は最大でも全ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon$ (図 16 に示す $\Delta \varepsilon$) を超えることはできない。よって、過大ひずみによる有効ひずみ範囲の増加量の最大値は、 $\varepsilon_{\text{h(max)}} = \Delta \varepsilon - \Delta \varepsilon_{\text{eff(CA)}}$ となる。つまり、ひずみ範囲が $\varepsilon_{\text{h(max)}}$ だけ増加すると仮定することで荷重履歴効果による疲労寿命低下を保守的に予測することができる。

一定ひずみ振幅負荷の場合は、応力零となった時点で亀裂が開口すると仮定することができる⁽²⁰⁾。したがって、図 21 に示すように、 $\varepsilon_{\text{h(max)}}$ を以下の式で算出した。

$$\varepsilon_{\text{h(max)}} = \Delta \varepsilon - \Delta \varepsilon_{\text{eff(CA)}} = -\frac{\sigma_{\min}}{E} \quad (\sigma_{\min} \leq 0) \quad (9)$$

式中の σ_{\min} はひずみ振幅一定の疲労試験における応力の最小値であり、破断時のサイクル数の約半分の時点での値を用いた。求めた $\varepsilon_{\text{h(max)}}$ を図 22 に示す。図中の線は以下の式で表される回帰曲線を示す。

$$\frac{\varepsilon_{\text{h(max)}}}{\Delta \varepsilon} = 0.178 \times \Delta \varepsilon^{-0.488} \quad (10)$$

$\varepsilon_{\text{h(max)}}/\Delta \varepsilon$ は $\Delta \varepsilon$ とともに減少する傾向があった。これは図 23 に示す通りひずみ範囲 $\Delta \varepsilon$ が大きくなると塑性ひずみの割合が増加し $\Delta \varepsilon_{\text{eff(CA)}}$ が増加するためである。図 12 に示す通り地震負荷波形に対する DF は $\Delta \varepsilon$ が減少するにつれ、低下する傾向があった。これは、 $\Delta \varepsilon$ が減少するにつれ履歴効果による最大限の効果の割合 $\varepsilon_{\text{h(max)}}/\Delta \varepsilon$ が大きくなるため、 DF が低下したと推定される。一方、ひずみ振幅が小さいほど DF が低下する要因として、高サイクル領域における損傷蓄積の過小評価が考えられる。図 12 に示した $\Delta \varepsilon/2 = 0.4\%$ の場合、 $DF = 0.44$ のうち $N_{\text{p}} > 10^7$ ($\Delta \varepsilon < 0.418$) に相当する値は 2.7×10^4 と実際に小さく、 DF への寄与分は小さい。しかしながら、仮に疲労限度が消失し、 $N_{\text{p}} > 10^7$ に相当するすべての $\Delta \varepsilon_i$ に対する N_{p} が 10^7 回であると

した場合であっても DF 増加はたかだか 3.3×10^{-2} であり、依然として DF への寄与分は小さい。そのため、 10^7 回以上の高サイクル寿命を与える小さいひずみの過小評価により DF が見かけの上で低下したとは考えにくい。

荷重履歴効果を考慮した疲労評価方法としては、式 (4) において DF の計算で用いる N_{fp} を算出する際に、 $\Delta\varepsilon$ ではなく $\Delta\varepsilon + \varepsilon_{h(max)}$ に対する N_{fp} を用いることが考えられる。つまり、 DF として次式による DF_h を用いる。

$$DF_h = \sum_i^n \frac{1}{N_{fp}(\Delta\varepsilon_i + \varepsilon_{h(max)})} \quad (11)$$

この手順に従って疲れ累積損傷量 DF_h を計算した。周期的な負の過大ひずみを負荷した場合の結果を図 24 に、地震負荷波形の場合の結果を図 25 に示す。図には比較のために、図 12 および図 14 に示した DF も記した。 $OLR = -2$ ($\Delta\varepsilon/2 = 0.5, \varepsilon_{OL} = -1.0$) の 1 条件、 $OLR = -4$ ($\Delta\varepsilon/2 = 0.25, \varepsilon_{OL} = -1.0$) の 5 条件、地震負荷波形の 1 条件以外の場合は、 DF_h は 1 以上となっていた。 $OLR = -4$ の場合、多くの条件で 1 以上とはならなかったが、図 20(b) に示した通り過大ひずみが比較的大きい場合は、有効ひずみ範囲を用いても亀裂進展速度が過小評価となるためと考えられる。一方、地震負荷波形の場合は、ばらつきはあるものの比較的保守側の評価結果となったといえる。 N_{fp} の算出に用いた式 (2) および式 (3) は試験結果の最適近似であることから、正確な DF_h が予想できたとしても必ずしも 1 以下とはならない。いずれにしても、地震荷重下で配管に生じるひずみ波形に対しては、有効ひずみ範囲の増加効果を考慮することで、荷重履歴効果を見込んだ疲労寿命予測が可能であると考えられる。

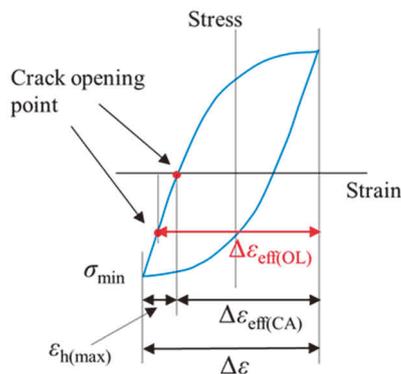


Fig. 21 Schematic drawing explaining variation of effective strain range after overload. $\Delta\varepsilon_{eff(OL)}$ and $\Delta\varepsilon_{eff(CA)}$ are effective strain range after overload and during constant amplitude test, respectively. The loading sequence effect is caused by the increment of $\Delta\varepsilon_{eff(OL)} - \Delta\varepsilon_{eff(CA)}$.

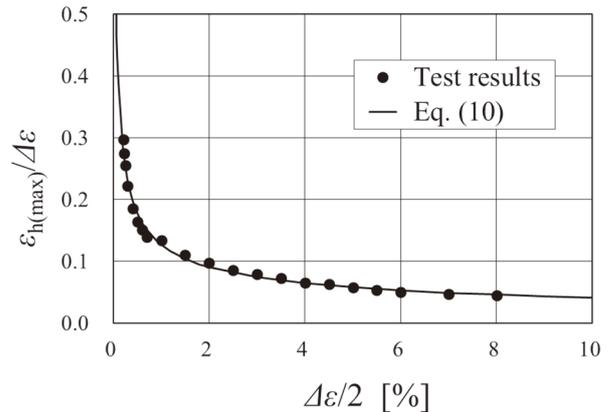


Fig. 22 Relationship between normalized strain of maximum loading sequence effect and $\Delta\varepsilon/2$. $\varepsilon_{h(max)}/\Delta\varepsilon$ decreased with $\Delta\varepsilon/2$.

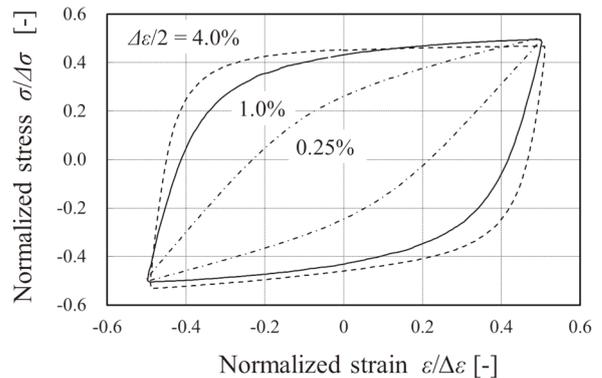


Fig. 23 Relationship between normalized stress and strain for constant amplitude tests. These stress and strain were normalized by fluctuation ranges. The ratio of the plastic strain to the total strain increased with $\Delta\varepsilon/2$.

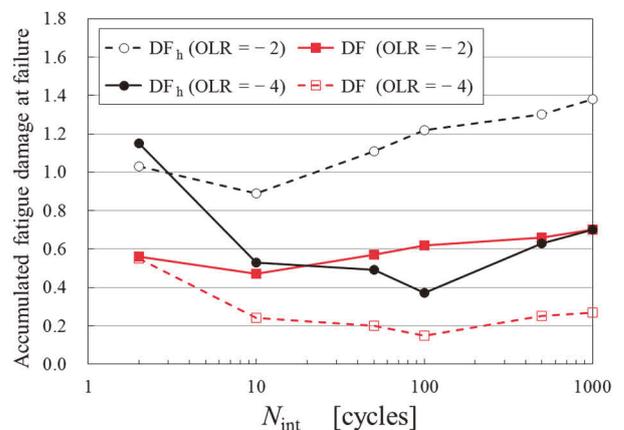


Fig. 24 Calculated fatigue damage for periodic compressive overload strain. DF_h were values obtained by the proposed assessment method.

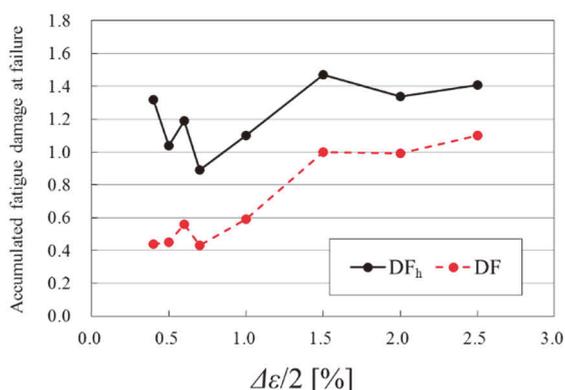


Fig. 25 Calculated fatigue damage for strain under seismic loading. DF_h were larger than 1.0 except one case.

6. 結言

本研究では、地震荷重下で配管に生じるひずみを対象に、その荷重履歴効果が疲労寿命に与える影響を調べた。ひずみ波形は、簡易な配管系に地震動を模擬した荷重を負荷することで有限要素解析により求めた。得られたひずみ波形を負荷した疲労試験を行い、試験片破断時の疲れ累積損傷量 DF を算出することで疲労寿命の変化を調べた。また、ひずみ制御による亀裂進展試験を行い、疲労寿命の低下要因を考察した。そして荷重履歴効果を考慮可能な疲労評価手法を提案した。得られた結論は、以下のとおりである。

- (1) 地震荷重下で配管のエルボ部に生じたひずみ波形では、破断寿命がマイナー則による予測寿命より短寿命側となり、本試験条件における DF の最小値は0.43であった。
- (2) 地震荷重によるひずみ波形には、周期的に漸増・漸減する傾向およびスパイク状に急増・急減する特徴があった。これらの波形の特徴のうち、漸増・漸減する傾向よりも、周期的に発生する過大なひずみ波形が疲労寿命の低下要因となっていたと推定された。
- (3) 周期的な過大ひずみを負荷した場合は、疲労寿命が低下し、その程度は、過大負荷の大きさとその頻度により変化していた。また、引張よりも圧縮の過大負荷のほうが疲労寿命の低下が顕著であった。
- (4) 一定ひずみ振幅を負荷した亀裂進展試験中に引張・圧縮の過大ひずみおよび圧縮のみの過大ひずみを負荷した後は、亀裂開口ひずみが低下し亀裂進展速度は増加していた。また、ひずみまたは応力の有効範囲を用いることで過大ひずみ負荷後の亀裂進展速度を予測できた。

- (5) 有効ひずみ範囲の増加を保守的に見込むことで荷重履歴効果を考慮する評価手順を提案した。提案した手順により地震荷重下で配管に生じたひずみ波形を対象に疲れ累積損傷量を算出し、その有効性を確認した。

引用文献

- (1) 日本機械学会編, 発電用原子力設備規格 設計・建設規格, JSME S NC1-2008 (2008).
- (2) 日本電気協会, 原子力発電所耐震設計技術規程, JEAC4601-2015 (2017), p. 433.
- (3) 日本溶接協会編, 新しい設計疲労曲線と疲労解析に関するシンポジウム—産業を超えた合理的な共通基盤の構築に向けて— (第54回 国内シンポジウム) 資料集, JWES-AE-1901 (2019).
- (4) 菊川真, 城野政弘, 鎌田敬雄, 宋智浩, 氷室晴雄, 変動ひずみ条件下の低繰返し疲労 (平均塑性ひずみ, 応力因子の影響), 日本機械学会論文集, Vol. 42, No. 358 (1976), pp. 1625-1632.
- (5) 釜谷昌幸, 川久保政洋, 316 ステンレス鋼の低サイクル疲労損傷 (変動荷重下での疲労寿命の内部き裂発生の影響), 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 76, No.768 (2010), pp. 1048 - 1058.
- (6) 大関裕明, 蓮沼将太, 小川武史, ステンレス鋼 SUS316L の低サイクル疲労強度に及ぼす変動振幅ひずみ条件の影響, 材料, Vol. 62, No. 3 (2013), pp. 201-206.
- (7) 山口義仁, 李銀生, 勝山仁哉, 鬼沢邦雄, 地震荷重下における配管のき裂進展評価手法の提案, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 79, No.802 (2013), pp. 730-734.
- (8) 高橋常夫, 前川晃, サポート付配管系の耐震性評価手法に関する研究 (弾性振動試験における共振振動数および応答低減に対する入力加速度の影響), INSS JOURNAL, Vol. 21 (2014), pp. 75-85.
- (9) 高橋常夫, 前川晃, 支持構造物の降伏後変形強度が配管系地震応答に与える影響, INSS JOURNAL, Vol. 20 (2013), pp. 84-94.
- (10) 日本材料学会, 金属材料疲労信頼性評価標準—S-N 曲線回帰法—, JSMES-SD-6-04 (2004).
- (11) ASTM International, Standard practices for cycle counting in fatigue analysis, Annual book of ASTM Standards 2002 Section III, Vol.03.01 (2002), pp. 746-755.

- (12) Geary, W., A review of some aspects of fatigue crack growth under variable amplitude loading, *International Journal of Fatigue*, Vol. 14, Issue 6 (1992), pp. 377-386.
- (13) 真壁朝敏, Purnowidodo, A. and Mcevely, A.J., 過大荷重負荷によるき裂先端近傍の変形がき裂伝ばに及ぼす影響, *材料*, Vol.53, No. 5 (2004), pp. 481-486.
- (14) Kamaya, M. and Kawakubo, M., Loading sequence effect on fatigue life of Type 316 stainless steel, *International Journal of Fatigue*, Vol.81 (2015), pp. 10-20.
- (15) Kalnaus, S., Fan, F., Jiang, Y. and Vasudevan, A.K., An experimental investigation of fatigue crack growth of stainless steel 304L, *International Journal of Fatigue*, Vol.31, Issue 5 (2009), pp. 840-849.
- (16) 山口義仁, 李銀生, 杉野英治, 勝山仁哉, 鬼沢邦雄, 過大な圧縮荷重がき裂進展挙動に及ぼす影響, *日本機械学会論文集A編*, Vol. 78, No.789 (2012), pp. 613-617.
- (17) Kamaya, M., Low-cycle fatigue crack growth prediction by strain intensity factor, *International Journal of Fatigue*, Vol.72 (2015) pp. 80-89.
- (18) Tada, H., Paris, P.C. and Irwin, G.R., *The Stress Analysis of Cracks Handbook Third Edition*, American Society of Mechanical Engineers (2000), p. 53.
- (19) Kamaya, M. and Kawakubo, M., Strain-based modeling of fatigue crack growth – An experimental approach for stainless steel, *International Journal of Fatigue*, Vol.44 (2012), pp. 131-140.
- (20) 釜谷昌幸, 川久保政洋, き裂成長予測による低サイクル疲労の損傷評価 (成長予測モデルの構築とその適用例), *日本機械学会論文集 A 編*, Vol. 78, No.795 (2012), pp. 1518 - 1533.