

# 地震荷重に対する疲労損傷評価における塑性ひずみの影響<sup>\*1</sup> ( $K_e$ 係数に代わる $K_s$ 係数の提案)

## Influence of Plastic Strain on Fatigue Damage Assessment for Seismic Load

釜谷 昌幸 (Masayuki Kamaya)<sup>\*2</sup>

**要約** 機器設計における疲労評価では、弾性解析によるひずみ範囲から  $K_e$ 係数を用いて弾塑性ひずみ範囲が推定される。つまり、 $K_e$ 係数は弾性ひずみ範囲に対する弾塑性ひずみ範囲の比に相当する。日本機械学会の設計・建設規格では、複数の代表的な機器形状と荷重変動の組み合わせに対して算出された  $K_e$ を安全側に包絡するように設定されている。しかし、現行の  $K_e$ 係数はプラントの起動停止などに伴う熱荷重を想定しており、加速度を入力とする耐震評価に適切であるとは限らない。耐震評価において塑性ひずみが発生すると、材料の応力・ひずみ関係のヒステリシス特性による減衰効果（エネルギー減衰）が生じる。本報では、エネルギー減衰を考慮した  $K_e$ 係数を  $K_s$ 係数とよび、地震荷重を受けるエルボ単体モデルに加え、直管、エルボそして弁体を模擬した錘で構成される配管系モデルに対して  $K_s$ を算出し、その特徴を調べた。その結果、地震荷重下においては、エネルギー減衰の影響が大きく、得られる  $K_s$ は JSME の  $K_e$ 係数を大きく下回ることが示された。ただし、配管系を対象にした場合は、エルボや固定端近傍など特定の部位でひずみが大きくなる傾向が見られた。これらの部位では塑性ひずみが大きくなることでダンパーのように振る舞い、 $K_s$ が大きくなった。

**キーワード** 地震荷重,  $K_e$ 係数, 疲労評価, 配管, エルボ, ヒステリシスループ

**Abstract** In the fatigue damage assessments in component design, the elastic-plastic strain range is estimated from the elastic strain by using the so-called  $K_e$  factor. The  $K_e$  factor corresponds to the ratio of the strain range obtained by elastic analysis to that obtained by elastic-plastic strain analysis. The design code of the Japan Society of Mechanical Engineers (JSME) prescribed the  $K_e$  values for component design. The values were determined so that analysis results for representative component geometries and loading patterns could be predicted conservatively. Since most of the loads assumed for determining JSME  $K_e$  values were caused by thermal transients such as plant start-up and shutdown, the values may not be valid for seismic analyses, for which the load is given by acceleration of boundaries. In seismic analyses, even if the plastic strain becomes significant, the hysteresis property of the stress-strain property may bring about a damping effect. The main objectives of this study were to calculate  $K_e$  values, which are referred to as  $K_s$  values for seismic loads, and to understand  $K_s$  characteristics. The single elbow model or the piping system, which consisted of elbows, straight pipes and a weight, was assumed for seismic analyses. It was shown that, the  $K_s$  values were much less than the  $K_e$  values prescribed in the JSME code. It was revealed that the damping caused by the hysteresis property suppressed the increase in the strain range. It was found that the damping effect was not the same for each element. The strain becomes relatively large at particular elements such as the elbow and pipe near a fixed end. Since such elements acted as a damper, the strain range and  $K_s$  value tended to be relatively large.

**Keywords** seismic load,  $K_e$  factor, fatigue assessment, piping system, elbow, hysteresis loop

## 1. 緒言

国内の原子力発電プラント構造物の耐震設計は、日本電気協会の原子力発電所耐震設計技術規定 JEAC4601<sup>(1)</sup>にしたがって実施される。そこでは、疲労も破壊モードとして考慮されているが、評価の手順については日本機械学会

(JSME) の設計・建設規格<sup>(2)</sup>を準用するよう規定されている。疲労評価では、疲労損傷の駆動力として塑性ひずみを含む全ひずみ範囲（以下、単にひずみ範囲とよぶ）が用いられる。設計・建設規格では、弾性解析により算出された弾性ひずみ範囲（応力範囲）からひずみ範囲を推定する手順が規定されている。具体的には、弾性解析による応力

\*1 日本機械学会論文集, Vol.87, No.904 (2021) (DOI: 10.1299/transjsme.21-00284) 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

範囲  $S_p$  と割り増し係数 (以下,  $K_e$  係数または  $K_e$  とよぶ) の積を (ひずみ範囲×ヤング率) に相当する値として疲労損傷量の算出に用いる. 板厚方向の応力分布が線形に近い場合 ( $S_p/S_n$  が小さい場合) のステンレス鋼に対する  $K_e$  は次式のように規定されている<sup>(2)</sup>.

$$K_e = \text{Max} \left[ 1, 1 + 2.1 \left( 1 - \frac{3S_m}{S_n} \right) \right] \quad (1)$$

ここで,  $S_m$  は設計応力強さ,  $S_n$  は膜成分と曲げ成分の和 (応力範囲) を示す. 以後, 式 (1) を JSME の  $K_e$  係数とよぶ. 解析により直接  $K_e$  係数を得る場合は, 相当ひずみ範囲  $\Delta\epsilon_{eq}$  (定義は 2 章で説明する) を用いて次式から求めることもできる<sup>(2,3)</sup>.

$$K_e = \frac{\Delta\epsilon_{eq}^{(ep)}}{\Delta\epsilon_{eq}^{(e)}} \quad (2)$$

添え字(e)と(ep)はそれぞれ弾性計算と弾塑性計算で得られた値であることを意味する.

JSME の  $K_e$  係数は, 複数の代表的な機器形状と荷重変動の組み合わせに対して算出された  $K_e$  を包絡するように経験的に決定されている<sup>(4)</sup>. 機器設計の疲労評価で考慮される主な荷重は, プラントの起動・停止などに伴って生じる熱荷重となる. そして, JSME の  $K_e$  係数策定時に想定された荷重も, 主に熱荷重であり, 地震荷重は考慮されていない. JSME の  $K_e$  係数はかなり保守的に設定されているので<sup>(5)</sup>, 地震荷重に適用しても評価上問題になる (非保守側の評価結果になる) ことはないと考えられる. 逆に, 地震荷重においては, 塑性ひずみが発生すると, 応力・ひずみ関係のヒステリシス特性に起因する減衰 (本報ではエネルギー減衰とよぶ) が生じる. したがって, 耐震評価に JSME の  $K_e$  係数を用いることは, 過度に保守側の評価をもたらす可能性もある.

本報では, 加速度を入力とする地震荷重に対して弾性解析と弾塑性解析による  $\Delta\epsilon_{eq}$  を算出することで,  $K_e$  の傾向を調べた. 算出される  $K_e$  はエネルギー減衰の影響を含むことになり, JSME の  $K_e$  係数とは物理的な意味が異なる. そこで, 本報では加速度を入力とする解析によって算出される弾性解析と弾塑性解析の比を  $K_s$  係数または  $K_s$  とよぶ.

一般的な機器設計を対象にする場合,  $K_e$  はプラントの起動・停止などの各事象に対するひずみ値から式 (2) を用いて算出することができる. しかし, 地震荷重に対しては, ランダムな地震波を入力として得られるひずみ変動の

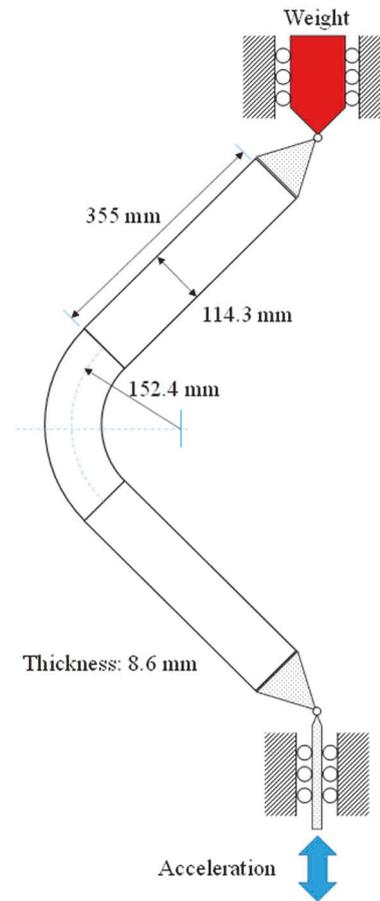


Fig. 1 Model for elbow pipe subjected to a seismic loading. Acceleration is given as a boundary condition at bottom end.

時系列データから  $K_s$  を算出する必要がある. その際, 時系列データにおける最大と最小のみが用いられ, それ以外のひずみ変動は無視されることになる. この問題を解決するため, 本報では累積疲労損傷係数  $UF$  を用いて次式で算出される  $K_{s(UF)}$  を新たに定義した.

$$K_{s(UF)} = \frac{UF^{(ep)}}{UF^{(e)}} \quad (3)$$

機器設計においては, ひずみ変動の時系列データからレインフロー法などによってひずみ変動成分が抽出される. そして, 最大と最小の差のみでなく, 全ての変動成分を用いて  $UF$  が算出される<sup>(6,7)</sup>.  $K_{s(UF)}$  は弾性解析と弾塑性解析によって得られる  $UF$  の比に相当する.  $UF^{(e)} \times K_{s(UF)}$  として得られた  $UF$  を用いて, 機器設計の目的である  $UF < 1$  を確認することができる. 最大のひずみ変動範囲から式

(2) に従って算出した  $K_s$  係数 (以後,  $K_{s(e)}$  と称する) と  $K_{s(UF)}$  を総称して  $K_s$  係数または  $K_s$  とよぶ. 本報では, 配管

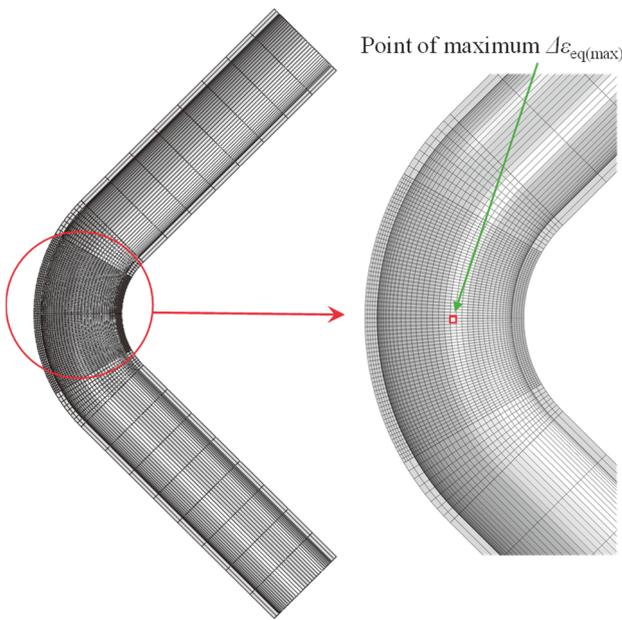


Fig. 2 Finite element mesh used for analyses. A half of the whole model was analyzed.

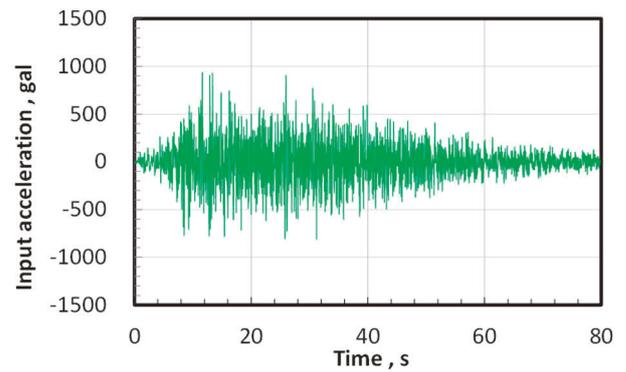
の地震荷重に対する  $K_s$  係数の傾向を調べることで、疲労評価に及ぼす塑性ひずみの影響を考察した。まず、エルボに直管を接続したエルボ単体モデルを用いて、エルボ部における  $K_{s(e)}$  と  $K_{s(UP)}$  の基本的な傾向を調べた。とくに、塑性ひずみによるエネルギー減衰の影響、減衰率や固有値の影響などについて調べた。そして、エルボ単体モデルにおける一般的な  $K_s$  の値について考察した。次に、配管系を対象にした解析により  $K_s$  を算出し、設計評価に対する  $K_s$  係数を決定する上で考慮すべき点について考察した。

## 2. エルボ単体モデルの解析

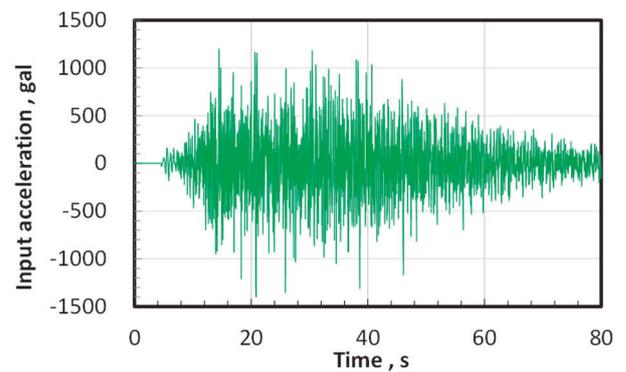
### 2.1 解析モデル

エルボ単体モデルを図1に示す。外径 114.3 mm、肉厚 8.6 mm のロングエルボ（エルボ半径 152.4 mm）に同じ外径と肉厚の直管を接続している。モデルの上端には錘を接続し、下端の境界の鉛直方向に次節で示す地震動を模擬した加速度変位を付与した。錘の質量は 0.6 t を基本とするが、0.1 t から 10 t まで変化させた解析も実施した。

有限要素解析プログラム Abaqus 2020 を用いた時刻歴応答解析を行った。有限要素分割を図2に示す。8 節点ソリッド要素を用いて、全体の2分の1をモデル化した。エ



(a) UD direction



(b) EW(=NS) direction

Fig. 3 Change in acceleration used to simulate seismic load of 1,200 gal. The seismic loads for vertical (UD) and horizontal (EW and NS) directions were prepared, although only that for UD direction was used for elbow pipe model.

ルボ部の要素分割を相対的に細かくし、厚さ方向に4要素に分割した。錘は質点としてモデル化した。エルボ部および直管に対しては3章の解析で対象にした STPT370 配管の振動試験体の材料定数を用いた。具体的には、ヤング率  $E$  は 203 GPa、ポアソン比 0.3 を適用した。管の密度として、管そのものの密度  $7.85 \text{ t/m}^3$  に内部水の密度  $1.0 \text{ t/m}^3$  を考慮したものを付与した。また、弾塑性解析を実施する際は、降伏強度 310 MPa の2直線の応力・ひずみ曲線を仮定し、移動硬化則を適用した。降伏点以降の応力・ひずみ曲線の傾き（以下、2次剛性） $E_p$  はとくにことわりのない限り  $0.01E$  とし、一部  $0.1E$  または  $0.001E$  とした場合の解析も実施した。幾何学的非線形性は考慮しなかった。減衰はレーリー減衰で与えた。解析モデルの固有振動数の1次振動数と3次振動数の減衰比  $\eta$  はとくにことわりのない限り設計で用いられる 1%<sup>(1)</sup> としたが、0%から5%まで変

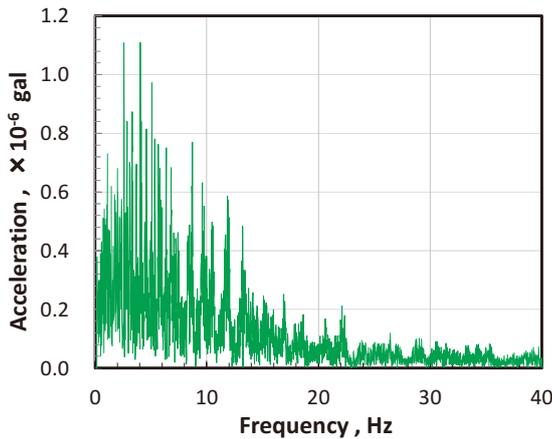


Fig. 4 FFT analysis result for input acceleration of UD direction of 1,200 gal.

化させた解析も実施した。重力および内圧は考慮しなかった。

## 2.2 地震波形

地震波として、図3に示す垂直方向（UD方向）と水平方向（EW方向、NS方向）の2種類の加速度変動を用いた。これらの地震波は大飯原子力発電所4号機の基準地震動を比例倍させて作成した。図3の地震波を、大きさ1,200 galとして、これを比例倍させることで、600 gal、1,800 galまたは2,400 galに対応する地震波を作成した。3次元加振を行った次章の配管系の解析で垂直と水平方向に対応する地震波を用いたが、1次元加振のエルゴ単体モデルに対してはUD方向のみを用いた。UD方向の周波数成分を図4に示す。10Hz以下の周波数が主体となっている。地震波データの時間間隔が0.01sであることからFFTで算出される最大周波数は50 Hzとなる。

## 2.3 解析結果

### 2.3.1 $K_{s(e)}$ の算出

錘の質量  $W=0.6\text{ t}$ 、減衰比  $\eta=1\%$ 、 $E_p/E=0.01$  の基本条件において、1,200 galの入力加速度を付与した弾塑性解析によって得られる錘部の応答加速度の時系列変化を図5、

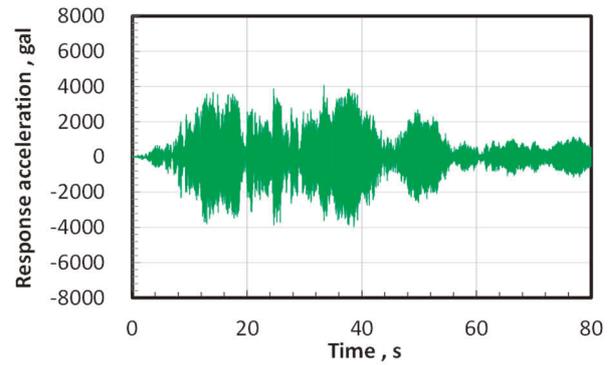


Fig. 5 Response acceleration obtained by analysis (1,200 gal,  $E_p/E = 0.01$ ,  $W = 0.6\text{ t}$ ,  $\eta = 1\%$ ).

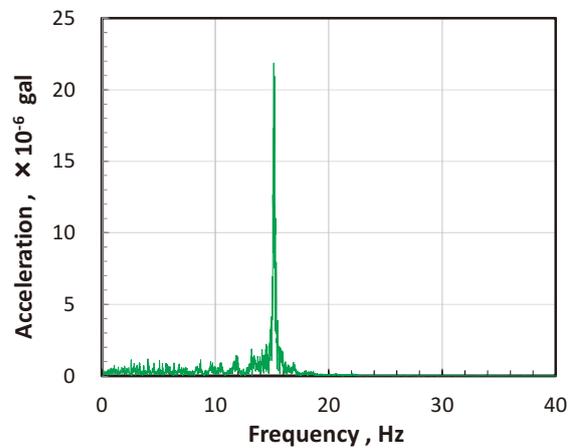


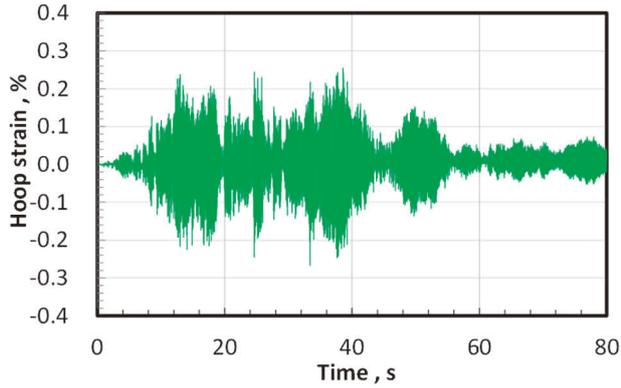
Fig. 6 FFT analysis result for response acceleration (1,200 gal,  $E_p/E = 0.01$ ,  $W = 0.6\text{ t}$ ,  $\eta = 1\%$ ). The peak of the frequency is identical to the eigen frequency of the model, which is 15.5 Hz.

そのFFT解析結果を図6に示す。入力加速度の数倍の応答加速度が発生している。錘0.6 tの場合の固有振動数は15.5 Hzであったが、固有値で共振していることがわかる。ひずみへ変動が大きかった部位での周方向および軸方向ひずみの時系列変化を図7に示す。周方向ひずみが相対的に大きく、最大ピークは0.25%、最小のピークとの差（最大ひずみ範囲）は0.52%であった。軸方向ひずみの最大値は0.016%、最大範囲は0.032%であった。 $K_{s(e)}$ の算出に用いる相当ひずみ範囲 $\Delta\varepsilon_{eq}$ を次式で得た。

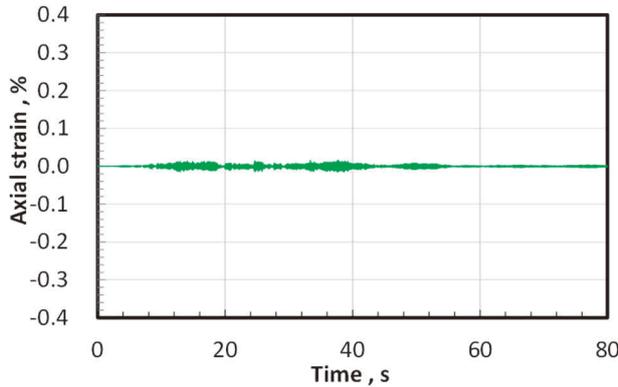
$$\Delta\varepsilon_{eq} = \frac{\Delta S_{eq}}{E} + \Delta\varepsilon_{eq(p)} \quad (4)$$

ここで、 $\Delta S_{eq}$ は相当応力範囲で、

$$\Delta S_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\Delta\sigma_h - \Delta\sigma_a)^2 + (\Delta\sigma_a - \Delta\sigma_r)^2 + (\Delta\sigma_r - \Delta\sigma_h)^2} \quad (5)$$



(a) Hoop strain



(b) Axial strain

Fig. 7 Change in hoop and axial strains obtained by analysis at position of maximum equivalent strain range, which appeared inside of elbow crown (1,200 gal,  $E_p/E = 0.01$ ,  $W = 0.6$  t,  $\eta = 1\%$ ).

$$\Delta\sigma_x = \sigma_x^m - \sigma_x^n \quad (6)$$

で表される。添え字 h, a, r はそれぞれ周方向, 軸方向, 半径方向を示す。上添え字 m と n は変動荷重における時間を示し, 時間 m と n の時点での応力の差を  $\Delta\sigma_x$  (x は h, a または r を示す) としている。そして,  $\Delta\epsilon_{eq(p)}$  は相当塑性ひずみ範囲で, 次式で算出した。

$$\Delta\epsilon_{eq(p)} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\Delta\epsilon_{h(p)} - \Delta\epsilon_{a(p)})^2 + (\Delta\epsilon_{a(p)} - \Delta\epsilon_{r(p)})^2 + (\Delta\epsilon_{r(p)} - \Delta\epsilon_{h(p)})^2} \quad (7)$$

$$\Delta\epsilon_{x(p)} = \epsilon_{x(p)}^m - \epsilon_{x(p)}^n \quad (8)$$

添え字(p)は塑性ひずみであることを示し, その他の添え字の意味は応力の場合と同じである。時間 m と n は以下のように決定した。まず, 式 (6) および式 (8) における

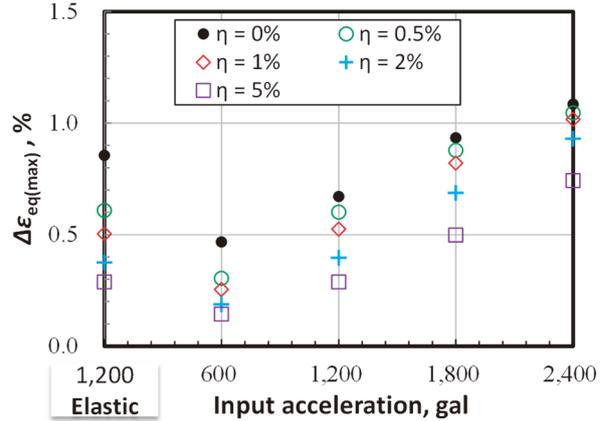


Fig. 8 Relationship between input acceleration and the maximum equivalent strain range  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  for various damping ratios  $\eta$  ( $E_p/E = 0.01$ ,  $W = 0.6$  t).

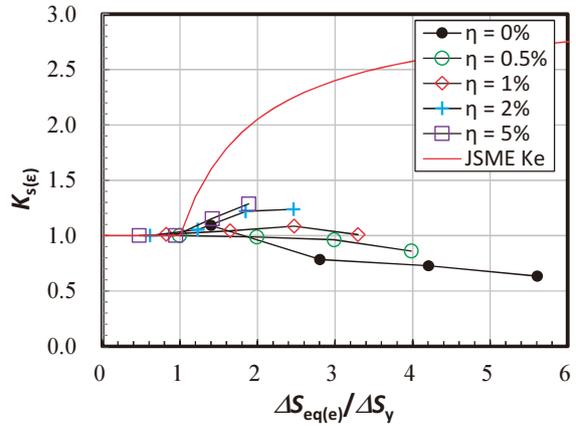


Fig. 9 The  $K_s$  factor obtained by  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$ , which is denoted as  $K_{s(\epsilon)}$ , for various input accelerations and damping ratios  $\eta$  ( $E_p/E = 0.01$ ,  $W = 0.6$  t).

$\sigma_x^n$  および  $\epsilon_{x(p)}^n$  を零とおいて, 各時間断面での  $\Delta\sigma_x$  および  $\Delta\epsilon_{x(p)}$  を算出した。そして,  $\Delta\epsilon_{eq}$  が最大となる時間を時間 m とした。時間 m を固定した状態で, 各時間断面を n と置くことで  $\Delta\epsilon_{eq}$  の時系列データを算出し, その中の最大値  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  を得た。図 2 に示すように  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  はエルボ脇部の内面において最も大きくなった。得られた  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  は 0.53% であり, その時の  $\Delta\epsilon_{eq(p)}$  は 0.20% であった。エルボ単体モデルの解析では, とくに断りの

ない場合を除き図 2 に示した位置で  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  が最大になった。

そして, 図 7 は当該部位の結果を示している。

同様に, 以下のひずみや UF は,  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  が最大になった部位に着目した。

入力加速度と  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  の関係を図 8 に示す。左端の“1,200 Elastic” の表示は 1,200 gal を付与した弾性解析の結果を示す。減衰を 0% から 5% まで変化させている。いずれの場合

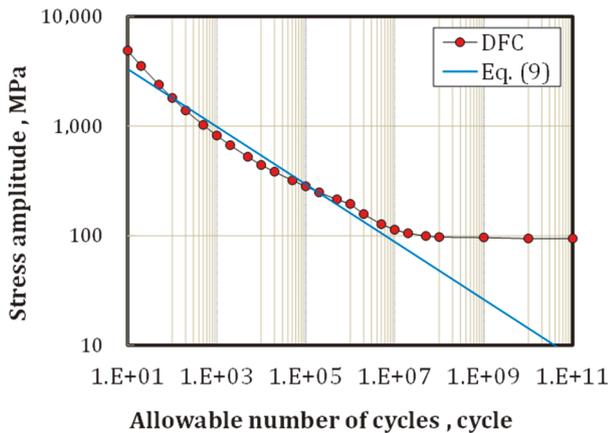


Fig. 10 S-N curves used to calculate usage factor  $UF$ . Two kinds of curves, DFC and Eq. (9), were applied. Fatigue limit is not assumed for Eq.(9), whereas fatigue limit of 94 MPa is assumed in DFC.

場合も  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  は入力加速度とともに増加し、減衰が大きいほど小さくなった。また、1,200 gal で比較すると弾性解析よりも弾塑性解析による  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  の方が小さくなる場合もあった。式 (2) に従って弾性解析と弾塑性解析による  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  の比から  $K_{s(e)}$  を算出した結果を図9に示す。弾性解析の相当ひずみ範囲は、1,200 gal の結果を比例倍させることで得た。横軸は弾性解析による  $\Delta S_{eq}$  である  $\Delta S_{eq(e)}$  を  $\Delta S_y$  で正規化した値を示している。ここで、 $\Delta S_y$  は降伏強度  $S_y$  の2倍となる。図には、式 (1) において  $3S_m/S_n = \Delta S_y/\Delta S_{eq(e)}$  とした場合の JSME の  $K_e$  係数も示している。弾性ひずみ範囲に塑性ひずみ範囲の影響を加味する  $K_e$  係数は、その物理的な意味から 1 を下回ることはない。  $K_{s(e)}$  は最大でも 1.29 であり、1 を下回る場合も多かった。いずれの場合も、JSME の  $K_e$  係数を下回った。同じ  $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y$  で比較すると、減衰が小さいほど  $K_{s(e)}$  が小さい傾向を示したが、その差は大きくなかった。減衰が大きくなるほど同じ入力加速度に対して得られる  $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y$  は小さくなった。

### 2.3.2 $K_{s(UF)}$ の算出

有効ひずみの時系列変化からレインフロー法によって、ひずみ範囲と繰返し数を数計し累積疲労損傷量  $UF$  を算出した。許容繰返し数として、図 10 に示す JSME の設計・建設規格に規定されるステンレス鋼の設計疲労曲線 (DFC) を用いた。DFC は、試験によって得られたひずみ振幅と疲労寿命の関係から策定されている<sup>(8)</sup>。オーステナイト系ステンレス鋼の 25°C のヤング率 195 GPa<sup>(2)</sup> とひずみ振幅の積が DFC の縦軸に相当する。評価手順に従うと、温度

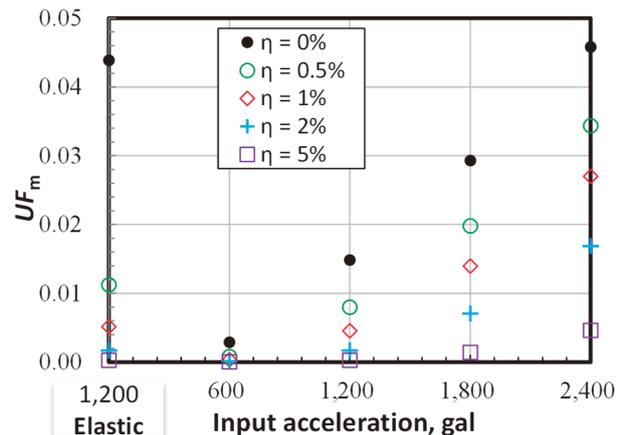


Fig. 11 Relationship between input acceleration and the  $UF$  obtained using Eq. (9) for various damping ratios  $\eta$  ( $E_p/E = 0.01, W = 0.6 t$ ).

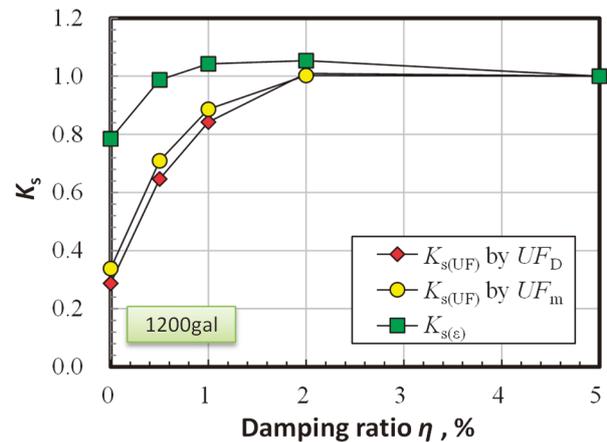


Fig. 12 Change in  $K_s$  factors obtained using  $UF$  and  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  with damping ratio (1,200 gal,  $E_p/E = 0.01, W = 0.6 t$ ). The value of  $K_{s(UF)}$  was less than unity regardless of the damping ratio.

に対応したヤング率に補正することになるが、本報では 25°C 相当の値をそのまま用いた。

DFC では (ひずみ振幅 × ヤング率) が 94 MPa 以下の変動は  $UF$  に考慮されないため、このしきい値前後において  $UF$  および  $K_{s(UF)}$  が不連続に変化する可能性がある。そこで、しきい値のない次式を用いた場合の評価も実施した。

$$\Delta\epsilon_{eq} \times 0.5E [MPa] = 6083.5N_f^{-0.263} \quad (9)$$

以後、DFC を用いて算出される  $UF$  を  $UF_D$ 、式 (9) を用いて算出される  $UF$  を  $UF_m$  と称する。

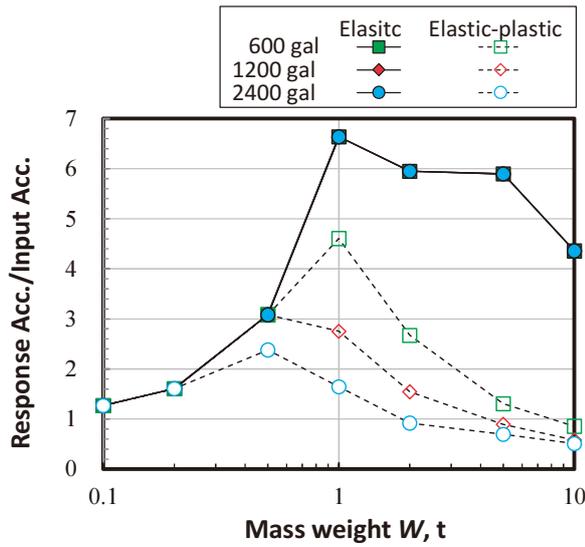


Fig. 13 Change in response acceleration with the applied mass weight for various input accelerations ( $E_p/E = 0.01, \eta = 1\%$ ).

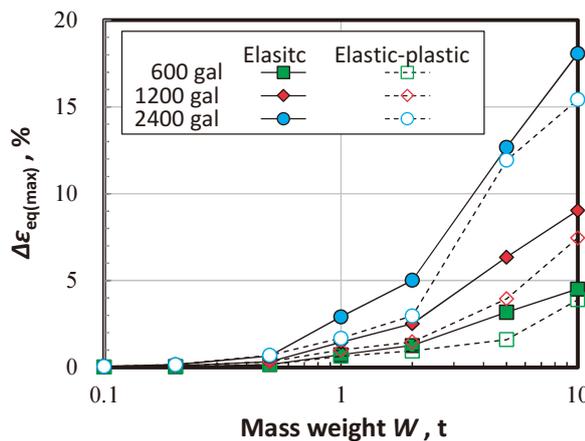
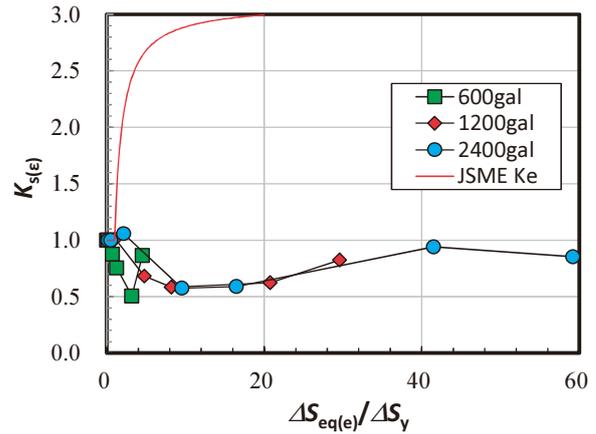
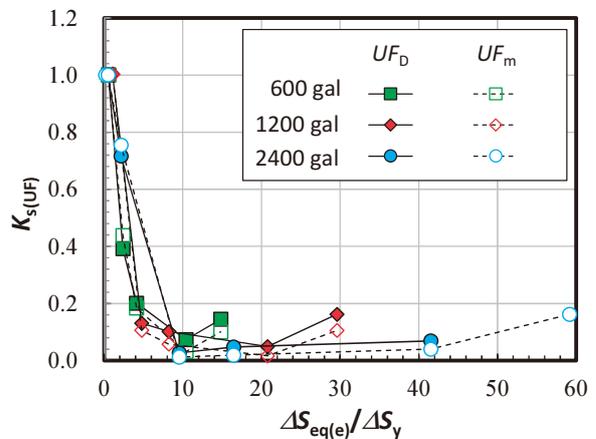


Fig. 14 Change in the maximum equivalent strain range  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  with the applied mass weight for various input accelerations ( $E_p/E = 0.01, \eta = 1\%$ ).

$UF_m$ を図11に示す。左端の“1,200 Elastic”の表示は1,200 galを付与した弾性解析の結果を示す。入力加速度や減衰比に対する $UF$ の変化は、 $\Delta\epsilon_{eq(max)}$ と同様に単調増加となった。また、1,200 galと比較すると、弾塑性解析で得られる $UF_m$ は弾性解析で得られるそれよりも同等か、小さくなった。図は省略するが、 $UF_D$ は $UF_m$ より概ね大きな値となった。1,200 galの解析結果を用いて算出される $K_{s(e)}$ と $K_{s(UF)}$ を図12で比較した。減衰が大きくなるほど $K_s$ は大きくなる傾向を示したが、2%でほぼ飽和している。 $K_{s(e)}$ よりも $K_{s(UF)}$ が小さくなった。そして、 $K_{s(UF)}$ はいずれの条件においても1を超えることはなかった。



(a)  $K_{s(\epsilon)}$



(b)  $K_{s(UF)}$

Fig. 15  $K_s$  factors obtained using  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  and  $UF$  for various input accelerations ( $E_p/E = 0.01, \eta = 1\%$ ).

### 2.3.3 固有値（錘の質量）の影響

減衰比1%、 $E_p/E = 0.01$ の基本条件において錘の質量 $W$ を0.1～10 tに変化させた。対応する系の固有値は37～3.8 Hzであった。図13に $W$ と入力加速度で正規化した最大応答加速度の関係を示す。入力加速度は600 gal、1,200 galおよび2,400 galとした。図4に示すように地震波は2～10 Hzの成分が大きい。このため、固有値が12.1 Hzとなる $W = 1$  t近傍で応答加速度が比較的大きくなった。弾性解析では、正規化応答加速度は完全に一致し、いずれの入力加速度の場合においても、弾塑性解析より大きな値となった。加速度変位を入力とする本解析では、錘の質量が大きくなると系に供給されるエネルギーは大きくなる。そのため、 $W$ が1 tより大きくなり、共振しなくなっても、弾性解析による応答加速度の変化は限定的であった。一方、

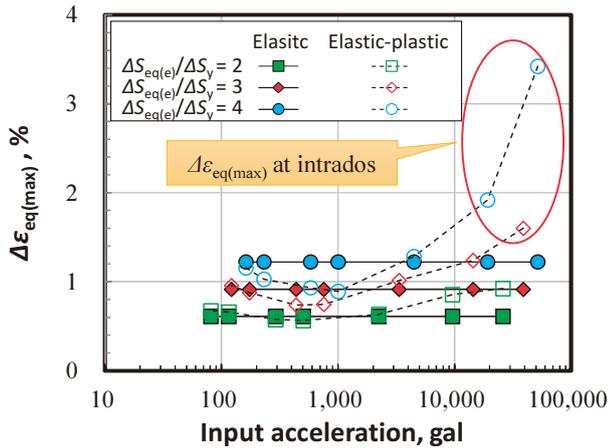


Fig. 16 Values of  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  obtained controlling the elastic stress  $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y$  to be fixed value for various mass weights ( $E_p/E = 0.01, \eta = 1\%$ ).

弾塑性解析では、とくに  $W > 1\text{ t}$  において応答加速度が弾性解析よりも小さくなっている。これは、塑性変形によって引き起こされるエネルギー減衰の影響と考えられる。同様の傾向が図 14 に示した  $W$  と  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  の関係においても見られる。 $W$  が大きくなるほど  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  が大きくなり、その最大は 15% を超えた。錘の質量の増加にともなう入力エネルギーの増加がひずみの増加をもたらした。一方、弾塑性解析による  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  の方が弾性解析の結果よりも小さくなっている。塑性ひずみの発生にともなうエネルギー減衰が弾塑性解析による  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  の減少をもたらした。

$K_{s(e)}$  を図 15(a) に示す。 $K_{s(e)}$  は 1 をほぼ下回っている。2,400 gal の入力加速度では  $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y$  が 60 近くになったが、この場合でも  $K_{s(e)}$  は 1 を超えなかった。図 15(b) に示した  $K_{s(UF)}$  はいずれの場合も 1 を下回った。とくに、 $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y$  がおよそ 4 より大きくなると、 $K_{s(UF)}$  は 0.2 よりも小さくなった。エネルギー減衰が  $K_s$  の低下に寄与していると考えられる。

2.3.4  $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y$  と  $K_s$  係数の関係

錘の質量を変えることで固有値を変化させた場合、 $K_s$  係数は 1 を大きく上回ることにはなかった。一方で、質量や入力加速度が大きい場合は  $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y$  が 10 を超え、60 近くになる場合もあった。現実的には  $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y$  は高々 4 程度と考えられ、固有値の影響も、この範囲で考察されるべきである。そこで、図 13 と図 14 に示した  $W$  を 0.1~10 t に変化させた条件において、弾性解析における  $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y$  が 1, 2 または 4 となるように入力加速度を変化させて解析を行った。

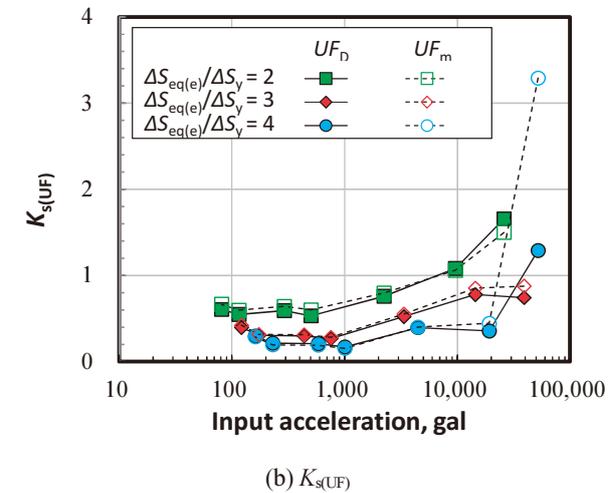
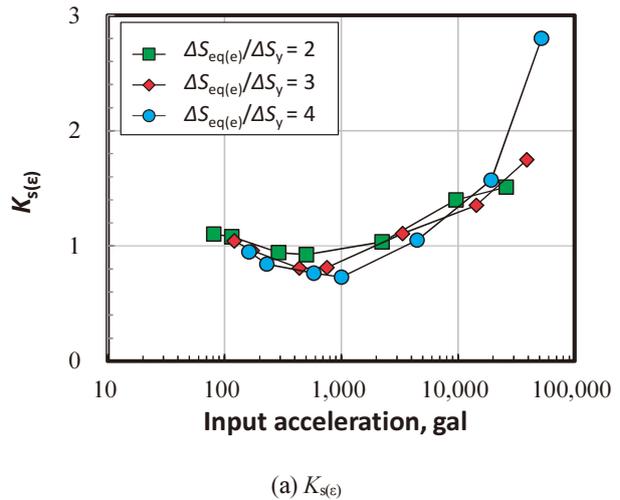


Fig. 17  $K_s$  factors obtained using  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  and  $UF$  by controlling the elastic stress  $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y$  to be fixed value for various mass weights ( $E_p/E = 0.01, \eta = 1\%$ ).

図 16 に入力加速度と  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  の関係を示す。入力加速度が大きくなることは、錘が軽くなる(固有値が小さくなる)ことに相当する。 $W$  が 0.1 t の場合に、所定の  $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y$  を達成するために必要な入力加速度は 20,000 gal を超えた。弾性解析では、入力加速度に依らず所定の  $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y$  (弾性ひずみ) が得られていることが確認できる。弾塑性解析による  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  は弾性解析による値よりも概ね小さくなっているが、入力加速度が 3,000 gal を超えると、弾性解析の結果を上回る場合も見られた。とくに、 $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y$  が 3 または 4 の場合は弾塑性解析の  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  が弾性解析のそれを大きく上回った。図中に赤円で示した 3 条件 (いずれも  $\Delta\epsilon_{eq(max)} > 1.6\%$ ) では、相当ひずみ範囲が最大となる位置が脇部内面ではなく腹側外面であった。

$K_s$  係数を図 17 に示す。 $K_{s(e)}$  は 3,000 gal 以下では 1 近傍の値となり、3,000 gal を超えると、最大 2.8 まで増加した。

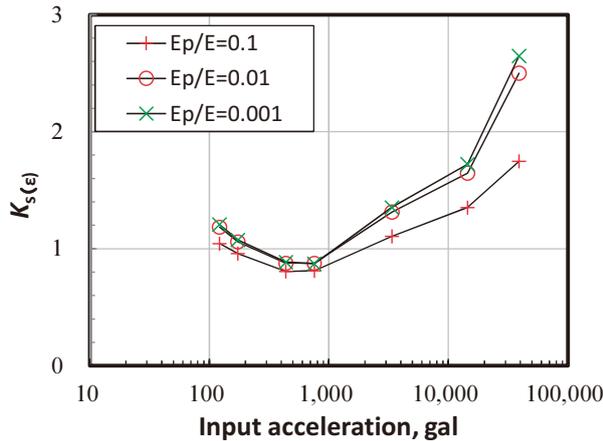


Fig. 18 Influence of  $E_p/E$  on  $K_{s(e)}$  analyzed for  $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y = 3$  ( $\eta = 1\%$ ). Although smaller plastic slope  $E_p$  brought about larger  $K_{s(e)}$ , the results for  $E_p/E = 0.01$  exhibited well converged  $K_{s(e)}$ .

$K_{s(UF)}$ は10,000 gal程度までは1を下回ったが、それ以上では1より大きくなる場合もあった。とくに、 $UF_m$ を用いた場合は $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y = 4$ , 52,023 galの条件において $K_{s(UF)}$ が3.3となった。

### 2.3.5 2次剛性の影響

$\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y = 3$ の条件において、これまでの $E_p/E = 0.01$ に加え、 $E_p/E$ を0.1または0.001とした場合に得られる $K_s$ を図18に示す。2次剛性が小さくなるほど $K_{s(e)}$ は増加する傾向を示したが、基本条件である $E_p/E = 0.01$ ではほぼ飽和していた。

## 2.4 考察

### 2.4.1 $K_{s(e)}$ と $K_{s(UF)}$ の比較

これまでの解析では、 $K_{s(UF)}$ は $K_{s(e)}$ よりも小さかった。その要因について考察する。 $K_s$ は $\Delta \epsilon_{eq}$ の時系列変化から算出される。図19に、1,200 galの入力加速度の結果から、レインフロー法によって抽出した $\Delta \epsilon_{eq}$ を示す。全部で2,415個のひずみ範囲が抽出されたが、大きい方から1,000個のひずみ範囲を順に並べたものを示している。この条件での $K_{s(e)}$ は1.04、 $UF_m$ による $K_{s(UF)}$ は0.89であった。図の左端の値が $\Delta \epsilon_{eq(max)}$ に相当し、弾塑性解析の値が弾性解析のそれよりも大きくなっているため、 $K_{s(e)}$ は1よりも大きくなった。しかし、弾塑性解析が弾性解析を上回るのは、大きい方から10番目程度に限られ、それよりも下の400番目ま

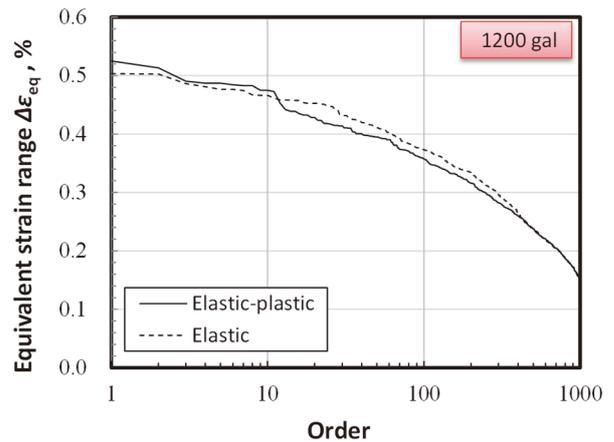


Fig. 19 Equivalent strain ranges obtained from the rainflow counting procedure using time-series equivalent strain (1,200 gal,  $E_p/E = 0.01$ ,  $W = 0.6 t$ ,  $\eta = 1\%$ ).

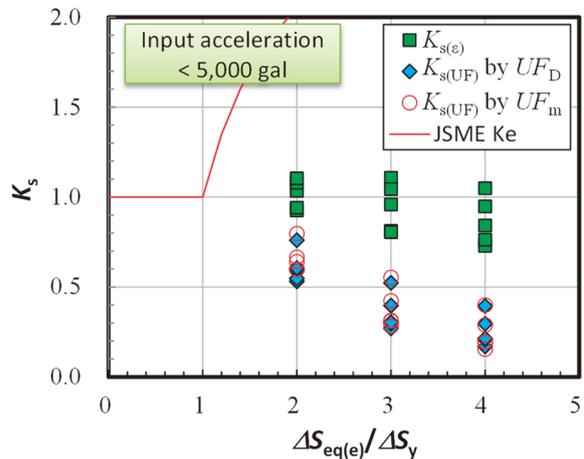


Fig. 20  $K_s$  factors obtained controlling the elastic stress  $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y$  to be fixed value for various mass weights ( $E_p/E = 0.01$ ,  $\eta = 1\%$ ). The results for which input acceleration was less than 5,000 gal are shown.

での範囲では、弾性解析が弾塑性解析の値よりも大きくなった。つまり、エネルギー減衰によるひずみ範囲の減少は、 $\Delta \epsilon_{eq(max)}$ に代表される大きなひずみ範囲よりも、10番目以降の中程度のひずみ範囲で大きかった。そして、2,415個のひずみ範囲を用いて算出される $K_{s(UF)}$ は、 $\Delta \epsilon_{eq(max)}$ のみを用いて算出される $K_{s(e)}$ よりも小さくなった。

### 2.4.2 大きな入力加速度の条件において $K_s$ 係数が大きくなる要因

$W = 0.1 t$ ,  $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y = 4$ の条件において弾塑性解析による最大の相当ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_{eq(max)}$ が最も大きくなり、 $K_{s(e)}$ と $K_{s(UF)}$ も相対的に大きくなった。同条件での入力加速度は

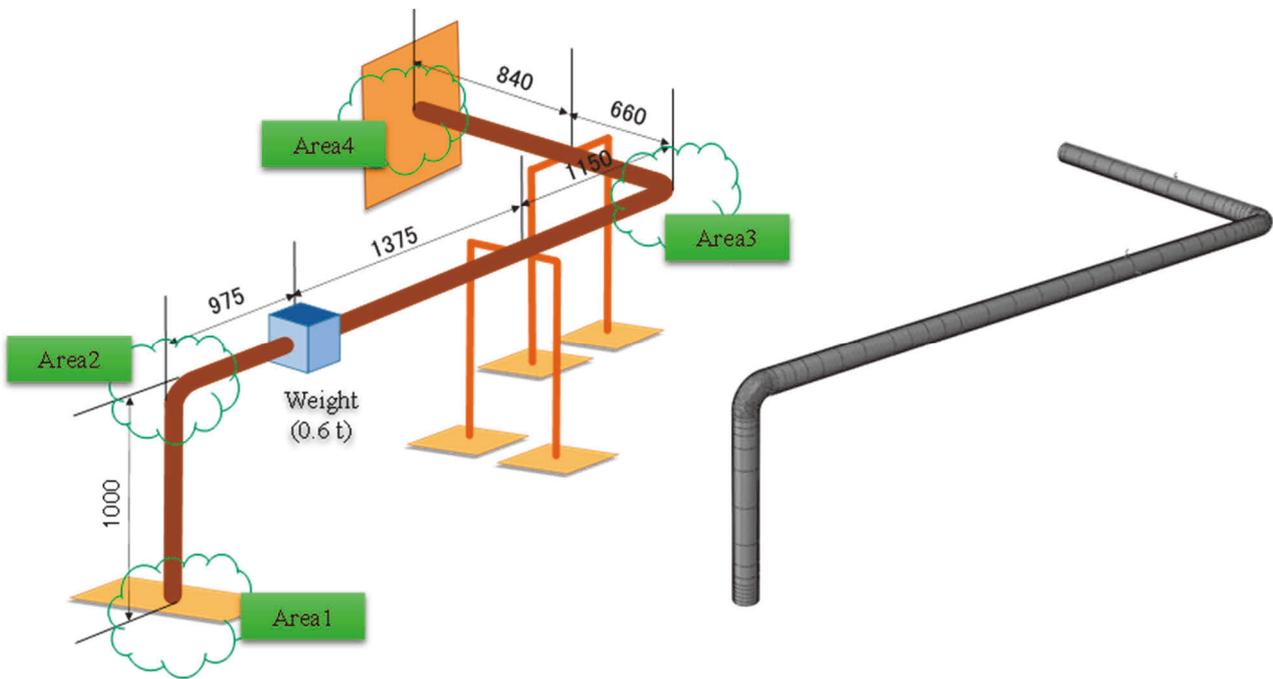


Fig. 21 The piping model and finite element mesh used for analyses (unit: mm). The “area” denotes the pipe or elbow sections which showed relatively large strain range.

52,023 gal で、おおよそ 53 G に相当する。  $W=0.1\text{ t}$  の条件において 53 G の重力を负荷した解析を行った。得られた最大の相当応力と相当ひずみは腹部外面で発生し、その値はそれぞれ、 $S_{eq(e)}=2.4\Delta S_y$ 、 $\Delta\epsilon_{eq}=2.4\%$ であった。図 16 に示した弾塑性解析の  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  が弾性解析のそれよりも大きくなった場合において、最も  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  が大きかった箇所も腹部外面であった。入力加速度が大きくなるとニュートンの運動の法則(入力加速度×質量)による荷重(以後、運動力とよぶ)が作用することで  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  が大きくなる。この荷重は共振やヒステリシスが関与しない 1 次荷重であり、塑性ひずみが発生してもエネルギー減衰の影響を受けない。そのため、 $K_s$  が大きくなったと考えられる。

#### 2.4.2 エルボ単体モデルに対する代表的な $K_s$ 係数

図 15 に示したように、入力加速度を固定して解析した場合の  $K_s$  はおおむね 1 近傍、または 1 より小さくなった。とくに、 $K_{s(UF)}$  は錘の質量を重くする(系の固有値を小さくする)と 0.2 を下回った。これは塑性ひずみの発生によるひずみ範囲の増加よりもエネルギー減衰の寄与が大きくなったためと考えられる。一方、 $(\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y)$  を固定するため)入力加速度を大きくした場合は、運動力によって  $K_s$  が増加する場合もあった。しかし、実際の機器設計におい

ては、極端に大きな入力加速度が想定されることはない。図 17 に示した  $K_s$  の内、入力加速度が 5,000 gal 以下の条件のみの結果を図 20 に示した。 $K_{s(e)}$  と  $K_{s(UF)}$  のいずれの場合も、 $K_s$  はおおむね 1 を下回った。とくに、 $K_{s(UF)}$  はすべての条件で 0.8 以下となっている。つまり、現実的な入力加速度においては、弾性解析による弾性ひずみ範囲を用いて  $UF$  を算出しても、弾塑性解析による  $UF$  を保守側に評価できる。

### 3. 配管系の解析

#### 3.1 解析方法

解析対象および解析モデルを図 21 に示す。既報<sup>9)</sup>で実施された STPT370 配管の振動試験体を対象にモデルを作成した。試験体は外径 113 mm、肉厚 6 mm の配管と、配管に溶接した弁体を模した質量 0.6 t の錘、および 2 台の門型配管サポートで構成される。これらの試験体を振動台に載せて試験を行っている。試験中は水圧により 1 MPa の内圧を加えた。

Abaqus 2020 を用いて時刻歴応答解析を行った。解析に用いた有限要素モデルも図 21 に示す。8 節点ソリッド要素を用いて、厚さ方向に 5 要素に分割した。錘の取り付け

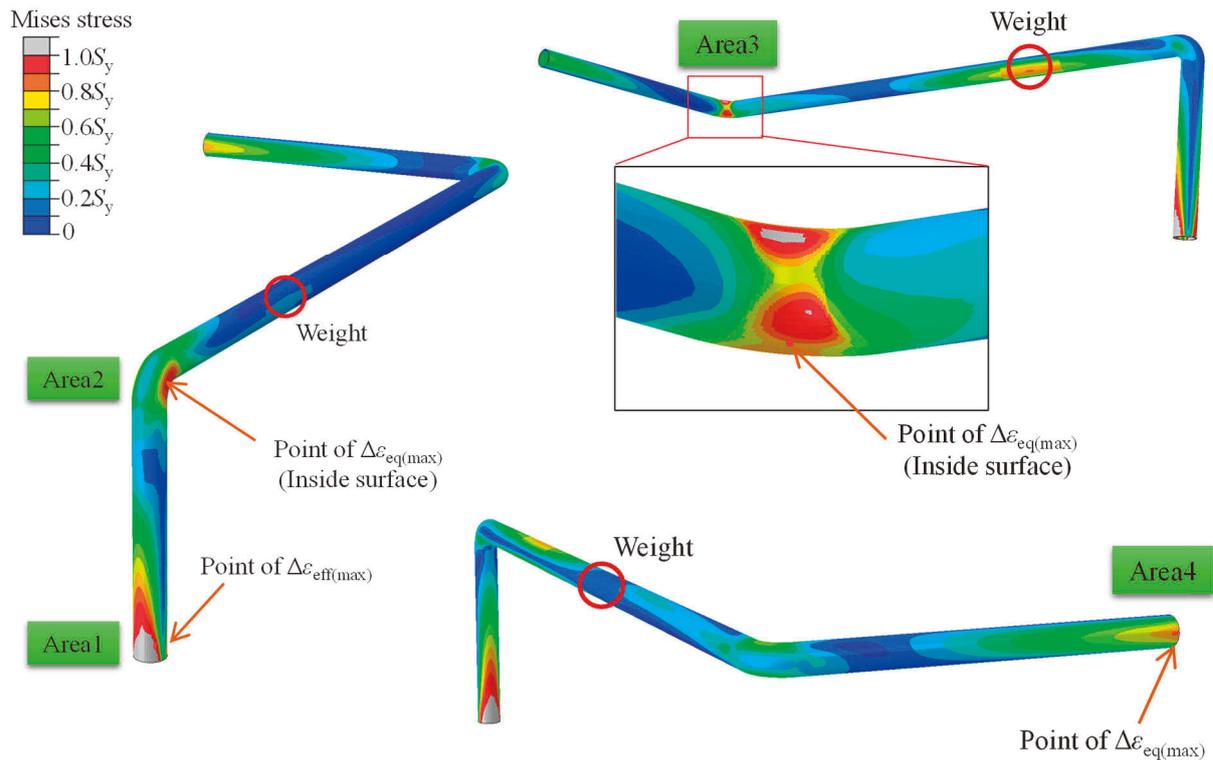


Fig. 22 Von Mises stress distribution when equivalent strain range showed the maximum values (1,200 gal).

部分の配管の重量を増加させることで、錘の影響を考慮した。配管の密度として、管そのものの密度  $7.85 \text{ t/m}^3$  に内部水の密度  $1.0 \text{ t/m}^3$  を考慮したものを付与した。配管にはヤング率  $E$  として  $203 \text{ GPa}$ <sup>(10)</sup>、ポアソン比  $0.3$  を用いた。さらに、弾塑性解析では、降伏強度  $S_y$  は試験で用いた配管に対応する  $310 \text{ MPa}$ 、2次剛性  $E_p$  は  $0.01E$ <sup>(7)</sup> とし、移動硬化則を適用した。配管端部と振動台の接続部（2か所）は完全固定とした。2台の門型サポート部については、水平剛性ばねと上下剛性ばねからなるモデル<sup>(11)</sup>を用いた。解析には内部水の質量および内圧、そして幾何学的非線形性を考慮した。減衰は固有振動数の1次振動数と3次振動数の減衰比が  $0.5\%$  になるようレーリー減衰を仮定した。系の固有振動数は低次から  $7.74$ 、 $10.2$  および  $13.9 \text{ Hz}$  であった。試験では対応する値として  $8.3$ 、 $11.1$  および  $16.1 \text{ Hz}$  が得られた。減衰定数の決定には、解析により算出した固有振動数を用いた。

配管端部およびサポート固定部に図3に示した鉛直方向と水平方向にそれぞれ異なる地震波を付与した。図3の波形（ $1,200 \text{ gal}$ ）を比例倍させることで、 $200 \text{ gal}$  から  $2,400 \text{ gal}$  に対応する解析を行った。

## 3.2 解析結果

### 3.2.1 応力およびひずみの変動

解析において比較的大きなひずみが得られた部位を図21に示すArea1～Area4の4つの領域で示す。Area1およびArea4は配管固定端近傍の直管部、Area2とArea3はエルボ部となる。それぞれの領域（Area）で  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  が最大となる部位に着目した。

$1,200 \text{ gal}$  の入力加速度において  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  が最大になった時点の相当応力（ミーゼス応力）の分布を図22に示す。Area1とArea2の最大  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  が同時刻に現れた。直管部（Area1とArea4）では配管固定端部近傍の外側、エルボ部（Area2とArea3）ではエルボ脇部内面において  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  が最大となった。応力は  $S_y$  で正規化しており、灰色で示された領域は降伏している領域を示す。配管固定部とエルボ部脇部に高い応力が発生している様子が見られる。

### 3.2.1 $K_{s(s)}$ の算出

入力加速度を変化させたときの  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  の変化を図23に示す。弾性解析および弾塑性解析で得られた領域毎の代表

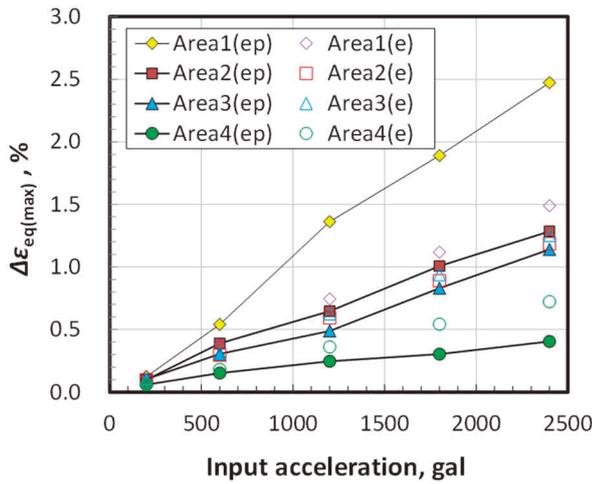


Fig. 23 Change in the maximum equivalent strain range  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  with the applied input acceleration.

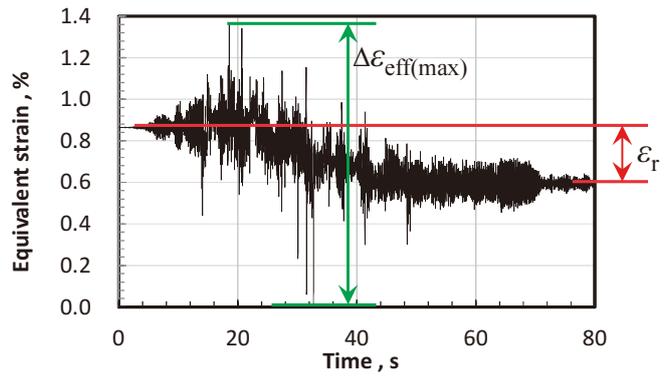


Fig. 25 Change in equivalent strain during the simulation for 1,200 gal. Ratcheting strain ( $\epsilon_r$ ) was caused during the analyses.

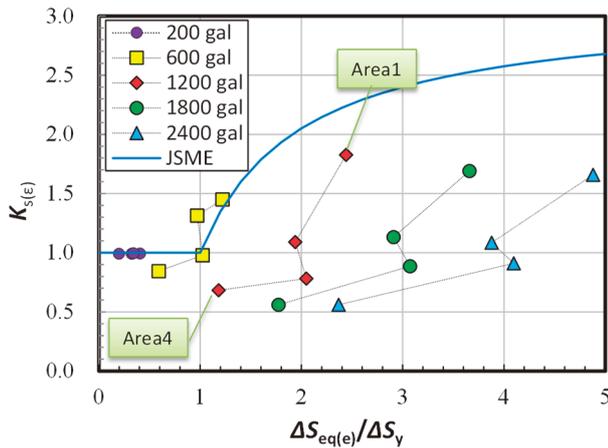


Fig. 24  $K_s$  factors obtained using  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  for various input accelerations.

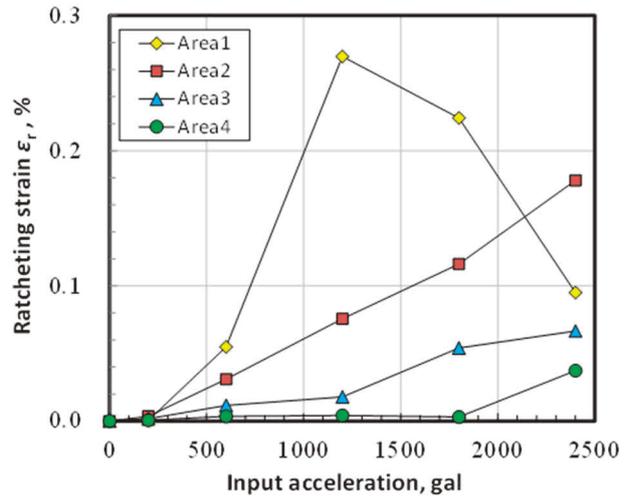


Fig. 26 Magnitude of ratcheting strain caused during the analyses.

点での値を示している。入力加速度に対して $\Delta\epsilon_{eq(max)}$ は単調に増加した。弾塑性解析において Area2 は Area3 より大きくなっているが、弾性解析では逆転している。200 gal を負荷した場合は、すべての領域で塑性ひずみは発生しなかった。さらに、Area4 では 1,200 gal を負荷しても塑性ひずみは発生しなかった。

それぞれの領域に対して入力加速度毎に  $K_{s(\epsilon)}$  を算出した結果を図 24 に示す。Area1 から Area4 までを順に直線で結んでプロットしている。弾性解析で得られる横軸の  $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y$  は入力加速度とともに大きくなっており、最大で 5 程度となった。Area1 が最も大きく、その次が Area3 であった。一方、 $K_{s(\epsilon)}$  は Area1 が最も大きく、Area2、Area3、Area4 の順に小さくなっており、Area2 と Area3 の順序は

$\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y$  の順序とは異なっていた。塑性ひずみが発生していなかった 200 gal では  $K_{s(\epsilon)}$  は全ての領域で 1 となった。Area1 の  $K_{s(\epsilon)}$  は、1,200 gal を負荷した場合に最も大きくなり 1.8 を超えたが、入力加速度が大きくなると減少した。Area1 と同じ直管部である Area4 においても、 $K_{s(\epsilon)}$  が入力加速度とともに減少する傾向が見られた。一方、エルボ部である Area2 と Area3 は入力加速度に対する  $K_{s(\epsilon)}$  の変化は顕著でなかった。600 gal を負荷した場合、Area1 および Area2 では  $K_{s(\epsilon)}$  が JSME の  $K_e$  係数より大きくなった。緒言でも述べたように、JSME の  $K_e$  係数は主に熱荷重を想定して策定されているため、地震荷重に対する結果とは必ずしも整合しない可能性がある。

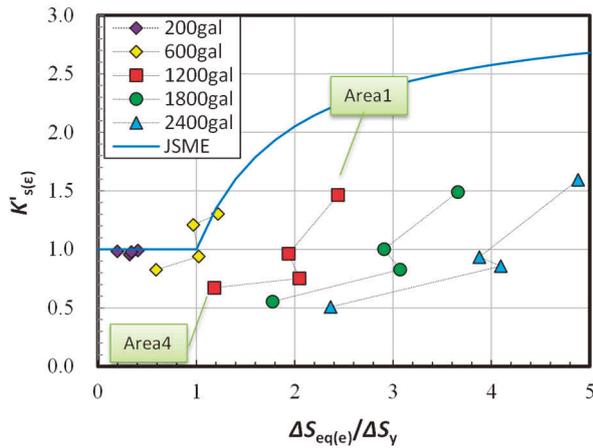


Fig. 27  $K_s$  factors considering effect of  $\varepsilon_r$ , which is denoted as  $K'_{s(\varepsilon)}$ , for various input accelerations.

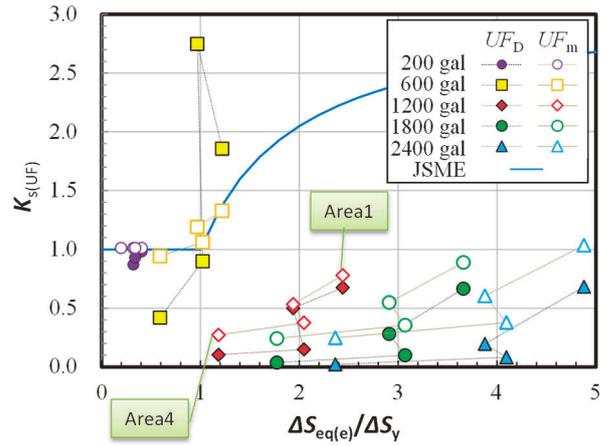


Fig. 29  $K_s$  factors obtained using  $UF$  for various input accelerations.

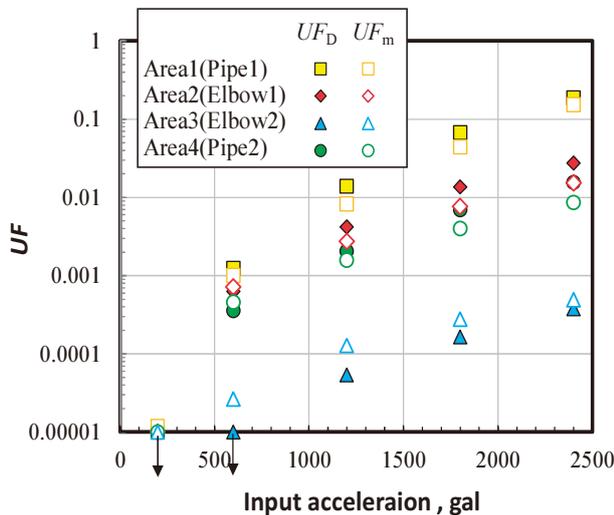


Fig. 28 Usage factor  $UF$  obtained for various input accelerations.

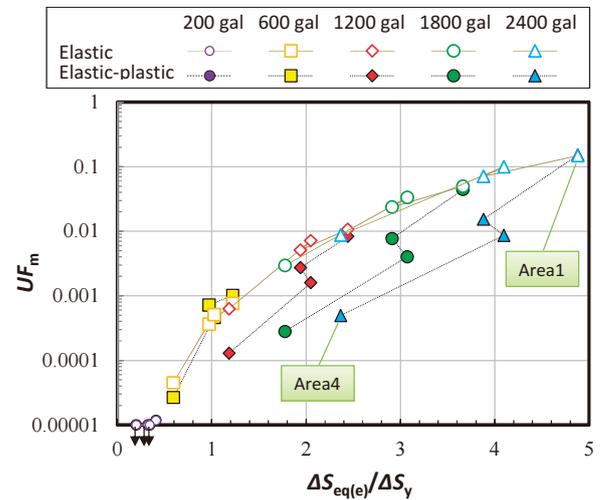


Fig. 30 Change in  $UF_m$  with elastic stress  $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y$ . The values correlated well except values for areas 3 and 4.

$K_{s(\varepsilon)}$ が最大となった Area1 の 1,200 gal 負荷時の $\Delta\varepsilon_{eq}$ の時系列変化を図 25 に示す。ひずみの平均値が変化するラチェットひずみが生じている。 $\Delta\varepsilon_{eq(max)}$ は時系列のデータの中で最大と最小の差をとっている。図のケースのように加振中にラチェットひずみが生じた場合、ラチェットひずみ $\varepsilon_r$ が $\Delta\varepsilon_{eq(max)}$ に加算されることになる。各条件におけるラチェットひずみ $\varepsilon_r$ を図 26 に示す。ラチェットひずみは Area1 で大きく、1200 gal 時に最大となった。入力加速度が大きくなるほどラチェットひずみが大きくなる傾向が見られるが、単調な変化ではなかった。ラチェットひずみによる疲労損傷の寄与は半サイクルの変動に限られる。そこで、 $K_{s(\varepsilon)}$ を算出する際に、弾塑性解析による $\Delta\varepsilon_{eq(max)}$ からラチェットひずみの寄与分を差し引いた次式の $K'_{s(\varepsilon)}$ を定義した。

$$K'_{s(\varepsilon)} = \frac{\Delta\varepsilon_{eq(max)}^{(ep)} - \varepsilon_r}{\Delta\varepsilon_{eq(max)}^{(e)}} \quad (10)$$

$K'_{s(\varepsilon)}$ と $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y$ の関係を図 27 に示す。ラチェットひずみの影響を除外した  $K'_{s(\varepsilon)}$ は $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y$ に対してほぼ一定か、単調に変化する傾向を示し、その最大値は 2,400 gal の場合の 1.6 となった。

### 3.2.3 $K_{s(UF)}$ の算出

$UF_D$ と $UF_m$ を図 28 に示す。入力加速度が 200 gal の場合は、 $UF_D$ は $10^{-5}$ 以下で、Area4 では零であった。そして、

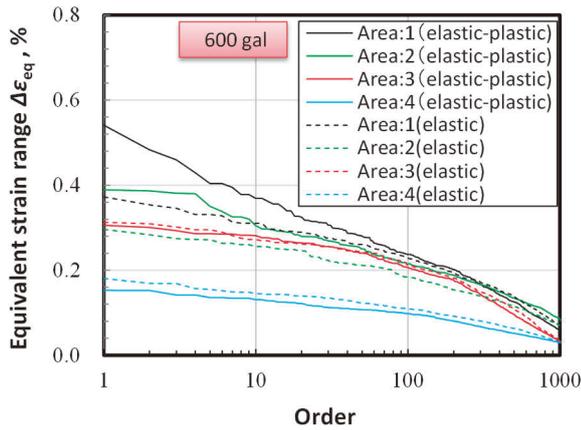


Fig. 31 Equivalent strain ranges obtained from the rainflow counting procedure using time-series equivalent strain obtained by elastic and elastic-plastic analyses for 600 gal.

$UF$  は入力加速度とともに増加した。図 29 に示した  $K_{s(UF)}$  は、おおむね 1 以下であったが、600 gal では、Area2 において  $UF_D$  による  $K_{s(UF)}$  が 2.5 を超える特異な値となった。 $UF_m$  を用いた場合は、 $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y = 1$  近傍での特異な  $K_{s(UF)}$  は小さくなったが、1 を超えている。

### 3.3 考察

#### 3.3.1 領域毎のばらつき (犠牲ダンパー効果)

配管系においても、 $K_s$  は JSME の  $K_e$  を大きく下回り、1 よりも小さくなる場合もあった。エルボ単体モデルで考察したように、相対的に小さい  $K_s$  はエネルギー減衰の寄与によると考えられ、 $K_s$  の値も、図 20 に示したエルボ単体モデルの値と大きな差異はなかった。しかし、配管系においては、同じ入力加速度、または同じ  $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y$  において、領域毎に  $K_s$  のばらつきが見られた。Area3 と Area4 における  $K_s$  は、Area1 と Area2 よりも小さかった。

図 30 に、 $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y$  と  $UF_m$  の関係を示す。弾性解析の結果に着目すると  $UF_m$  と  $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y$  の関係には相関があり、一本の曲線上にプロットされている。一方、弾塑性解析では、とくに、Area3 および Area4 の  $UF_m$  が相対的に小さくなった。同様の傾向が  $UF_D$  に対しても観察された。 $UF$  の減少はエネルギー減衰に起因すると考えられるが、その効果が Area3 と Area4 で相対的に大きかったことを意味している。配管系では、Area1~Area4 が互いにつながっており、独立ではない。同じ入力加速度に対するひずみ変動は Area1 と Area2 で相対的に大きくなる。ひずみが大きくなると、エネルギー減衰が大きくなり  $UF$  が低下する。

Area3 と Area4 では、発生する塑性ひずみの大きさは相対的に小さいが、Area1 と Area2 のエネルギー減衰の影響を受けてひずみ変動が抑制されたと考えられる。とくに、Area4 では、1,200 gal の入力加速度以下では塑性ひずみは発生しなかったが、図 23 に示した弾塑性解析による  $\Delta \mathcal{E}_{eq(max)}$  は弾性解析によるそれを大きく下回っていた。また、600 gal における  $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y$  は 0.59 であり、塑性ひずみが発生していないにもかかわらず、 $K_s$  は 1 より小さく下がっていた。つまり、Area3 と Area4 にとっては、Area1 と Area2 はタンパーのようなふるまいをしたことになる。逆に、Area1 と Area2 では、Area3 と Area4 の減衰を負担するため、塑性ひずみの大きさに対して生じるエネルギー減衰の効果は相対的に小さいと考えられる。そのため、図 20 に示したエルボ単体モデルの  $K_s$  と比較して、同じ  $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y$  に対する Area1 および Area2 の  $K_s$  は大きくなっている。このように、配管要素の相互作用によって生じるダンパー効果を、本報では犠牲ダンパー効果と呼び、Area1 や Area2 のようにダンパーの役割を果たした配管要素を犠牲ダンパーとよぶ。

#### 3.3.2 設計に用いるべき $K_{s(UF)}$

図 20 に示したエルボ単体モデルの結果と同様、配管モデルの解析においても  $K_{s(UF)}$  は  $K_{s(e)}$  よりも小さくなる傾向を示した。とくに、600 gal 以外の入力加速度条件では、 $K_{s(UF)}$  は概ね 1 以下であった。つまり、弾性解析によって得られる  $UF$  を、そのまま弾塑性解析 (実際の)  $UF$  とし、用いても保守側の評価が可能となる。

一方、600 gal 時に  $K_{s(UF)}$  が 1 を超える場合もあった。図 31 に 600 gal の解析結果からレインフロー法によって抽出した  $\Delta \mathcal{E}_{eq}$  を示す。最大で 2,081 個のひずみ範囲が抽出されたが、大きい方から 1,000 個のひずみ範囲を順に並べたものを示している。Area4 では弾塑性解析のひずみが弾性解析の結果より小さくなっている。先にも述べたように、Area4 では塑性ひずみが発生していないことから、弾塑性ひずみの減少は犠牲ダンパー効果によるものと考えられる。一方、Area2 では、塑性ひずみが発生し、さらに犠牲ダンパーとなったことによるひずみの増加量がエネルギー減衰の効果を上回ったため、弾塑性解析ひずみが大きくなった。犠牲ダンパー効果が相対的に小さいと考えられる  $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y = 1$  近傍では  $K_{s(UF)}$  は相対的に大きくなったが、 $\Delta S_{eq(e)}/\Delta S_y$  が十分大きくなれば  $K_{s(UF)}$  を 1 以下に設定できる可能性がある。

以上の結果は、解析対象である試験を模擬した配管系に対する、特定の地震動パターンに対する結果であること

に留意する必要がある。本解析では、犠牲ダンパー効果により、Area1 と Area2 において相対的に大きな塑性ひずみが発生していた。同様に、他の配管系において  $K_s$  を考える場合も、犠牲ダンパーにひずみが集中して  $K_s$  が大きくなる可能性がある。発生する塑性ひずみの大きさは条件によって異なり、場合によっては  $K_{s(UF)}$  が 1 を上回る可能性も否定できない。しかし、エルボ単体モデル、および本配管系の解析結果から塑性ひずみ発生に伴うエネルギー減衰の効果は明確に確認できた。そして、算出された  $K_s$  は JSME の  $K_e$  係数を大きく下回った。耐震評価に対しては、主に熱荷重を想定して策定された  $K_e$  係数に代わり、合理化した  $K_s$  係数を適用できる可能性が示された。

#### 4. 結言

本報では、機器設計で用いられている  $K_e$  係数に代わり、 $K_s$  係数を新たに定義し、地震荷重に対する疲労評価における塑性ひずみの影響を考察した。まずエルボ単体モデルを用いて、 $K_s$  係数の基本的な傾向を調べた。そして、配管系を対象にした解析を行った。得られた結果は以下のように要約できる。

- (1) 地震荷重下においては、塑性ひずみの発生によるひずみ範囲の増加効果と、エネルギー減衰によるひずみ範囲の減少効果が発生する。そして、後者の寄与によって  $K_s$  係数が 1 以下になる場合もあることが示された。
- (2) 疲労評価に及ぼす塑性ひずみの影響を補正するために  $UF$  により算出される  $K_{s(UF)}$  を定義した。 $K_{s(e)}$  は  $\Delta\epsilon_{eq(max)}$  のみを、 $K_{s(UF)}$  は時系列結果から抽出されるすべての  $\Delta\epsilon_{eq}$  の変化が反映される。 $K_{s(UF)}$  は  $K_{s(e)}$  よりも小さく、 $K_{s(UF)}$  を用いることで合理的に  $UF$  を算出できることが示された。
- (3) エルボ単体モデルにおいて、減衰比が大きくなるほど  $K_s$  は増加した。ただし、その影響は 2% でほぼ飽和した。また、2 次剛性  $E_p$  も  $0.01E$  とすることで、ほぼ飽和した保守的な  $K_s$  を算出することができた。
- (4)  $K_{s(e)}$  は JSME の  $K_e$  係数を大きく下回った。さらに、入力加速度が 5,000 gal 以下のエルボ単体モデル、および配管系モデルの解析において  $K_{s(UF)}$  は概ね 1 を下回った。つまり、弾性解析による弾性ひずみ範囲を、補正することなく  $UF$  を算出しても、弾塑性解析による  $UF$  を保守側に評価できる可能性がある。

配管系を対象にした場合は、犠牲ダンパーにひずみが集中し、部位ごとの  $K_s$  にばらつきが生じることに留意する必要がある。

#### 引用文献

- (1) 日本電気協会, 原子力発電所耐震設計技術規程, JEAC4601-2015 (2015).
- (2) 日本機械学会, 発電用原子力設備規格設計・建設規格, JSME S NC1-2020 (2020).
- (3) 日本機械学会, 発電用原子力設備規格設計・建設規格 事例規格弾塑性有限要素解析を用いたクラス 1 容器に対する強度評価の代替規定, JSME S NC-CC-005 (2008).
- (4) 朝田誠治, 中村隆夫, 機械学会設計・建設規格における簡易弾塑性解析手法, 日本機械学会論文集 A 編, Vol.75, No.749 (2009), pp.110-117.
- (5) 釜谷昌幸, 朝田 誠治, 熱疲労荷重に対する簡易弾塑性補正 ( $K_e$  係数) に関する一考察, 日本機械学会論文集, Vol. 87, No. 901 (2021), DOI: 10.1299/transjsme.21-00239.
- (6) 日本機械学会, 配管の高サイクル熱疲労に関する評価指針, JSME S017-2003 (2003).
- (7) 日本機械学会, 発電用原子力設備規格設計・建設規格 事例規格弾塑性解析に基づく耐震 S クラス配管の耐震設計に関する代替規定, JSME S NC-CC-008 (2019).
- (8) Jaske, C. E. and O'Donnell, W. J., Fatigue design criteria for pressure vessel alloys, ASME Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 99 (1977), pp.584-592.
- (9) 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.
- (10) 日本機械学会, 発電用原子力設備規格材料規格, JSME S NJ1-2016 (2016).
- (11) 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.