構造減衰による延性不安定破壊の遅延に関する一提案*

坂 真 澄^{*1}, 井 戸 真 嗣^{*2}
村 岡 幹 夫^{*1}, 阿 部 博 之^{*1}

Retardation of Tearing Instability by Operating Structural Damping

Masumi SAKA, Masatsugu IDO,
Mikio MURAOKA, and Hiroyuki ABÉ

The load-displacement curve of a set of disc springs shows a hysteresis due to structural damping. A method has been proposed to retard tearing instability of structures such as piping systems, by using the disc spring as a supporting member for the structures. The condition has been described theoretically for tearing instability under structural damping. The slope of the curve in unloading has been shown to be a key parameter for the tearing instability. Tensile testings of cracked specimens loaded in series with the spring have shown a tearing instability depending on the structural damping and have verified the condition. It has been proved that the retardation of tearing instability is possible with the use of the disc spring with structural damping.

Key Words: Fracture, Tearing Instability, Structural Damping, Disc Spring, Retardation

1. 緒 言

原子炉圧力容器、配管などに使用される高靱性材料中に存在する延性き裂が不安定進展を開始すると、構造物は瞬時に大規模な破壊に至る。そのため構造物を設計の段階において、不安定破壊が起こり難い構造にするという配慮が必要である。本研究ではこの観点より、延性不安定破壊開始を遅延させる方法について検討する。

延性不安定破壊の従来の研究では、き裂を有する構造物は図1に示すように延性材料よりなるき裂材と、それに連結された線形弾性ばねでモデル化される。図1において P , Δ , Δ_r , C_M はそれぞれ荷重、き裂材の荷重点変位、ばね上端の変位、弾性ばねのコンプライアンスを示す。 C_M はき裂材をとりまく構造物の弾性コンプライアンスをモデル化している。このとき不安定破壊条件は式(1)で表される⁽¹⁾⁽²⁾。

$$-\frac{dP}{d\Delta} \geq \frac{1}{C_M} \dots\dots\dots (1)$$

式(1)は変位制御により Δ_r を増加させた場合の延性

不安定破壊が、図2に示すき裂材の拘束状態を表す直線 $\Delta_r = C_M P + \Delta$ とき裂材の P - Δ 曲線の接点で起こることを表している。

図2に示したように最大荷重以降では Δ の増加に伴い $-dP/d\Delta$ の値は単調に増加する。したがって式(1)より不安定破壊を遅延させるためには、 C_M の値を小さくすることが考えられる。これは配管系を例にとれば、配管の支持箇所を増すこと、あるいは支持を剛なものにすることに対応する。しかしながら原子力プラントにおいて多数の配管などは高密度に配置されるため、支持箇所の増加あるいは支持の剛性化、すなわち支持の大形化のための余地が少ない。また支持箇所の増加あるいは支持の大形化により、保守点検の際の作業空間が狭まり作業の困難度が増す。以上の理由

図1 き裂を有する構造物モデル

* 平成元年3月18日 東北支部第24期総会講演会において講演、原稿受付 昭和63年7月11日。

^{*1} 正員、東北大学工学部 (〒980 仙台市青葉区荒巻字青葉)。

^{*2} 准員、日揮(株) (〒100 東京都千代田区大手町2-1-1)。

により、 C_M の値を小さくすることに限界があり、そのため支持の個数、位置、剛性の最適化が行われている⁽³⁾。したがって不安定破壊を遅延させるためには、 C_M の値を小さくする以外の方法を考えなければならない。

そこで一つの提案として従来の支持部材の代わりに、それと同一の剛性を有する複数組合せた皿ばねよりなる支持部材を考えてみる。なおここでいう剛性とは皿ばね間に摩擦がない場合、つまり完全潤滑状態のものである。複数組合せた皿ばねの $P-\Delta^*$ (荷重-ばねの変位)曲線は皿ばね間に摩擦を生じさせると、図3に実線で示すようにループを描き構造減衰特性を示す。そのため上記の皿ばねよりなる支持部材は、配管などの振幅を従来の支持部材に比べ減少させることができる。もし上記皿ばねよりなる支持部材を用いることにより、従来の支持部材に比べて延性不安定破壊開始が遅延するのであれば、先に説明した C_M の値を小さくする方法を用いずに配管系などの構造物を延性不安定破壊が起こり難いものとすることができる。

そこで本研究では、上記皿ばねよりなる支持部材を有する構造物を図1の場合と同様に、複数組合せた皿ばねをき裂材に連結したモデルにより表現し、構造減衰作用下における延性不安定破壊条件について検討する。さらに実験により同条件の妥当性を検証すると同時に、構造減衰の大きさを変えることにより、不安定破壊開始がどのような影響を受けるかについて明らかにする。これにより構造減衰を作用させることにより、延性不安定破壊の遅延が可能であることを示す。

2. 構造減衰作用下の不安定破壊条件式

組合せた複数の皿ばねよりなる支持部材で支持された構造物を、従来の延性破壊の研究と同様に、き裂材に皿ばねの組を連結したモデルで表現する。すなわち本モデルは、図1において線形弾性ばねを皿ばねの組で置き換えたものである。なお本モデルにおいて皿ばねの組は、構造物を支持する皿ばねの組とは異なり、き裂材をとりまく構造物(支持部材を含む)を表している。ある種の皿ばねは図3に一点鎖線で示すように、完全潤滑状態において線形ばねとほぼ同じ挙動を示す。また皿ばね間に摩擦がある場合には負荷時と除荷時で経路が異なり、構造減衰特性を有する。以下、本モデルにより構造減衰作用下の延性不安定破壊条件について検討する。

不安定破壊とは、単位時間 dt の間に外力仕事の増加がなくともき裂(長さ a)が自発的に進展する現象で

ある。すなわち $Pd\Delta_T/dt \leq 0$ で $da/dt > 0$ と表される。両式を一つに表現すると次式のようになる⁽²⁾。

$$P \frac{d\Delta_T}{da} \leq 0 \quad (2)$$

いま、

$$\Delta_T = \Delta + \Delta^* \quad (3)$$

が成立していること、および $P > 0$ を考慮すれば、式(2)は次式のように変形される。

$$-\frac{d\Delta^*}{d\Delta} \geq 1 \quad (4)$$

構造減衰がない場合のばねの変位は $\Delta^* = C_M P$ となり、式(4)は式(1)に一致する。ここに C_M は完全潤滑状態の皿ばねのコンプライアンスである。一方、構造減衰がある場合には、 $\Delta^* = C_M P$ は成立しないため、式(1)を用いることはできない。したがって構造減衰作用下においては式(4)に基づいて考察すべきである。式(4)の意味するところは、以下のようなものである。すなわち $P-\Delta$ 曲線上のある点における変形状態からき裂を微小進展させた場合に生じる Δ^* の減少量が Δ の増加量以上である場合、その点における変形状態は不安定である。

さて $P-\Delta$ 曲線と $P-\Delta^*$ 曲線が与えられた場合に式(4)は、 $P-\Delta$ 曲線上のどの領域を示すかを検討してみよう。構造減衰が作用するとき、 $P-\Delta^*$ 曲線は図3

図2 延性不安定破壊

図3 構造減衰を有する $P-\Delta^*$ 曲線

に示したように負荷時と除荷時で同じ経路をたどらない。また図3の実線と破線との比較からわかるように除荷開始時の荷重 $P_{\max}$ によって除荷時の曲線が異なる。ところで不安定破壊を議論する際には $P_{\max}$ をき裂材の最大荷重と同じ値にした場合の $P-\Delta^*$ 曲線を用いなくてはならない。

図4のように Δ 軸と Δ^* 軸を重ね、 $P-\Delta$ 曲線と $P-\Delta^*$ 曲線を描く。なお Δ 軸と Δ^* 軸は互いに逆向きにとる。また両者の原点の間隔を Δ_r の値と等しくすると、両曲線の交点がき裂材の変形状態 (P, Δ) を表す。図4で式(4)を満たすのは、 $P-\Delta$ 曲線と $P-\Delta^*$ 曲線の接点 X より Δ の値が大きい領域である。

ところで本研究では変位制御により Δ_r を単調に増加させる場合を対象としている。したがって、き裂材の変形状態 (P, Δ) はまず安定進展領域を進み、やがて接点 X の状態に至る。ここで始めて不安定進展領域に入る。すなわち不安定進展開始は接点 X で起こることになる。そこで以降、不安定破壊開始条件として次式を用いる。

$$-\frac{d\Delta^*}{d\Delta} = 1 \quad \dots\dots\dots (5)$$

さて以上により不安定破壊は $P-\Delta$ 曲線と $P-\Delta^*$ 曲線との接点で起こることがわかった。次にその予測法をもとに、構造減衰の大きさを変化させることにより延性不安定破壊がどのような影響を受けるかについて考察する。まず Δ^* を次式のように分解する。

$$\Delta^* = C_{Mt}P + \Delta_r \quad \dots\dots\dots (6)$$

ここに Δ_r は図5に示すような構造減衰による変位の寄与分である。式(6)を式(5)に代入すると、次式が得られる。

$$-\frac{dP}{d\Delta} = \frac{1}{C_{Mt}} \left(1 + \frac{d\Delta_r}{d\Delta} \right) \quad \dots\dots\dots (7)$$

構造減衰がない場合には $\Delta_r = 0$ となり、式(7)は線形弾性ばねを対象とした従来の式と一致する。さて式(7)より $d\Delta_r/d\Delta$ が正であれば不安定破壊は構造減衰が作用しない場合 ($d\Delta_r = 0$) に比べ遅れ、逆に負であれば早まることがわかる。これは式(1)で説明したように、一般に $P-\Delta$ 曲線の最大荷重点以降つまり除荷段階において、 $-dP/d\Delta$ の値が単調に増加するからである。そこで以下、 $d\Delta$ に対する $d\Delta_r$ の正負を $P-\Delta^*$ 曲線上で調べることにする。なおここでいう $d\Delta$ とは、図4に示した接点 X における Δ の微小増分である。

まず $P-\Delta^*$ 曲線の除荷部で $-d\Delta^*/dP$ の値が、 C_{Mt} の値と同じになる点を点 Q とする (図5)。点 Q を境にして除荷曲線は $-d\Delta^*/dP$ の値が C_{Mt} の値より小さい部分と大きい部分とに分けられる。以降前者を A

部、後者を B 部と呼ぶことにする。さて図6に各荷重に対する Δ_r を矢印付きの線で示す。なお矢印の向きは Δ^* 軸の正の方向を向いている場合に Δ_r は正の値を有することを表している。図6からわかるように Δ_r の値は、除荷開始点から荷重を小さくするに従い増加し、点 Q で最大となる。さらに荷重を小さくすると、 Δ_r の値は減少してゆく。すなわち A 部では $dP(<0)$ に対して $d\Delta_r > 0$ となる。また B 部では $dP(<0)$ に対して $d\Delta_r < 0$ となる。以上のことは構造減衰の大きさ

図4 安定進展領域と不安定進展領域

図5 Δ_r の定義

図6 $d\Delta_r$ の正負

を変えたとしても同様に言えることである（図6一点鎖線）。ところで先の検討により不安定破壊は $P-\Delta$ 曲線と $P-\Delta^*$ 除荷曲線の接点で起こる。すなわち $P-\Delta^*$ 除荷曲線のある点が接点となる。したがって同一の $P-\Delta$ 曲線を用い、構造減衰の大きさのみを変化させた場合には、構造減衰の大きさの違いにより、A部で接する場合とB部で接する場合が生じるであろう。ある大きさの構造減衰において、A部で接した場合には $d\Delta$ に対して生じる $d\Delta_f$ は正となる。したがって式(7)よりこの大きさの構造減衰によって不安定破壊は遅延する。一方、他の大きさの構造減衰を作用させB部で接した場合には、同様に $d\Delta(>0)$ に対して $d\Delta_f < 0$ となる。式(7)より、この大きさの構造減衰によって不安定破壊は早まる。

3. 構造減衰作用下の不安定破壊実験

構造減衰作用下での延性不安定破壊条件式(5)の妥当性を実験により検証する。また同実験において、構造減衰の大きさを種々変えた場合に、構造減衰が不安定破壊開始に与える影響を明らかにする。

3.1 実験方法 実験装置は図7に示す皿ばねより成る構造減衰発生装置を用いる。構造減衰は皿ばね間の摩擦により生じる。そのため潤滑剤を用いて種々の大きさの構造減衰を得る。供試材には原子炉一次系配管に最も多く用いられている炭素鋼 STS 42 を用いる。また試験片は 20% サイドグループ付き 1 TCT 試験片を用いる。初期き裂長さ a_0 は各試験片においてほぼ同一とする。同試験片を図7のように実験装置に取付け、室温にて、クロスヘッドスピード 2 mm/min で試験を行う。 $C_{M1} = 0.532$ mm/kN である。

3.2 実験結果 実験で得られた $P-\Delta^*$ 曲線を図8に示す。構造減衰の大きさは9種類である。なお図8中の番号はそれぞれの潤滑状態を示し、潤滑状態が良いほうから順に付している。

図7 実験装置の模式図

不安定破壊実験により得られた $P-\Delta$ 曲線の例を図9に示す。また図9には除荷時の $P-\Delta^*$ 曲線も合わせて示してある。以降実験に供した試験片に、その実験に使われた潤滑状態の番号と同じ番号を付す。図9中×印は不安定破壊点を示している。不安定破壊開始は、 P の時間変化における急低下を開始した点として判断した。なお P の急低下時に Δ の急増も起きている。図9より不安定破壊(×印)は $P-\Delta$ 曲線と $P-\Delta^*$ 曲線の接点付近で起きていることがわかる。このことは他の実験においても同様である。したがって構造減衰作用下の不安定破壊開始条件式(5)は妥当なものであるといえる。

ここで不安定破壊に与える構造減衰の影響を調べるために、本実験で得られた $P-\Delta$ 曲線、 $P-\Delta^*$ 曲線を次のように整理する。各 $P-\Delta$ 曲線より $(-d\Delta/dP)-P$ 曲線を求め、さらに各 $P-\Delta^*$ 曲線より $d\Delta^*/dP-P$ 曲線を求めて、これらを図10のように重ねて表す。図10において実線が $(-d\Delta/dP)-P$ 曲線を、一点鎖線が $d\Delta^*/dP-P$ 曲線を表している。なお図10には最大荷重以降の除荷部分についてのみ描いている。また図9と同様に不安定破壊点を×印で示す。各試験片の a_0 は

図8 種々の構造減衰作用下の $P-\Delta^*$ 曲線

図9 $P-\Delta$ 曲線と $P-\Delta^*$ 曲線 (試験片6)

表 1 実験結果

Specimen No.	ϕ_0 mm	Disc Spring		Load			Displacement		
		C_{Mu} mm/kN	$\frac{C_{Mu}}{C_{Mt}}$	P_{max} kN	P_{inst} kN	$\frac{P_{inst}}{P_{max}}$	Δ_{max} mm	Δ_{inst} mm	$\frac{\Delta_{inst}}{\Delta_{max}}$
1	28.38	0.545	1.02	40.8	31.0	0.76	6.65	14.50	2.18
2	28.24	0.549	1.03	41.3	31.5	0.76	6.70	14.50	2.16
3	28.34	0.561	1.05	41.0	32.0	0.78	6.95	13.95	2.01
4	28.31	0.580	1.09	41.0	31.0	0.76	6.50	14.00	2.15
5	28.34	0.585	1.10	40.9	29.5	0.72	6.60	14.75	2.23
6	28.28	0.585	1.10	41.1	29.5	0.72	6.90	15.15	2.20
7	28.22	0.598	1.12	41.0	28.0	0.68	6.80	15.30	2.25
8	28.24	0.608	1.14	41.0	27.0	0.66	6.85	16.30	2.38
9	28.22	0.615	1.16	41.2	26.0	0.63	6.60	16.60	2.52

ほぼ同一としたが、表1に見られるようにわずかなばらつきがある。そのため図10の各実線はこれを反映して、若干異なっている。しかしながら不安定破壊点近傍においては良い一致を示している。図10より各試験片の×印はそれぞれ同じ番号を有する一点鎖線のごく近傍に位置していることがわかる。つまり各試験片の不安定破壊は、 $-d\Delta/dP = d\Delta^*/dP$ が成立した時点で起きている。すなわち不安定破壊開始条件式 $-d\Delta^*/d\Delta = 1$ が成立していることが図10においてもわかる。構造減衰がない場合は $d\Delta^*/dP = C_{Mt}$ ($=0.532$ mm/kN) で表される横軸に平行な直線となる。構造減衰がない場合（完全潤滑状態）を本実験においては実現することができなかったが、その場合の不安定破壊点は同直線と $(-d\Delta/dP)-P$ 曲線との交点であると予測できる。したがって図10より構造減衰がない場合の不安定破壊荷重は、約30 kNであると予測できる。

さて図10において×印に注目してみよう。試験片1~4においては不安定破壊が構造減衰がない場合の不安定破壊荷重より高荷重域で起きており、一方試験片7~9では低荷重域で起きている。これは $P-\Delta$ 曲線上で考えると前者は構造減衰が作用しない場合に比べ小さな Δ の値で、後者は大きい Δ の値で不安定破壊が起こることを示す。したがって実験1~4では構造減衰の作用により不安定破壊は早まり、一方実験7~9では構造減衰の作用により不安定破壊が遅れている。また図10より実験1~4の不安定破壊点がB部で、実験7~9ではA部で現れていることがわかる。このことより、式(7)による考察が妥当であることがわかる。

最後に不安定破壊時の試験片の荷重 P_{inst} 、変位 Δ_{inst} が、構造減衰が増加した場合にどのような変化傾向を有するかを調べる。表1に示すように P_{max} 、 Δ_{max} の値は各実験ともほぼ同じ値を示しているが、若干異なっ

図 10 $d\Delta^*/dP-P$ 曲線および $(-d\Delta/dP)-P$ 曲線

ているため、 P_{inst} 、 Δ_{inst} をそれぞれ P_{max} 、 Δ_{max} で無次元化した値を用いて議論する。ここに Δ_{max} は最大荷重時における試験片の荷重点変位である。また構造減衰の大きさを代表する値として、 C_{Mu}/C_{Mt} を導入する。ここに C_{Mu} は $P-\Delta^*$ 曲線の除荷時における直線部分のコンプライアンスである。構造減衰が零のときは $C_{Mu} = C_{Mt}$ となる。したがって $C_{Mu}/C_{Mt} = 1$ となる。構造減衰が大きくなれば、図8よりわかるように C_{Mu}/C_{Mt} の値は大きくなる。さて C_{Mu}/C_{Mt} と $\Delta_{inst}/\Delta_{max}$ の関係を表1に示す。さらにこれを図11に○印で示す。○印はほぼ実線で示すような傾向をもつことがわかる。また破線で示した横軸に平行な直線は、 $\Delta_{inst}/\Delta_{max}$ 軸における値が構造減衰がない場合の値と一致するように描いたものである。ここに構造減衰がない場合の $\Delta_{inst}/\Delta_{max}$ の値は、先に説明した方法により予測することができる。図11からわかるように、構造減衰がある程度の大きさ ($C_{Mu}/C_{Mt} \approx 1.10$) になるまでは、 $\Delta_{inst}/\Delta_{max}$ の値は構造減衰がない場合 ($C_{Mu}/C_{Mt} = 1.00$) に比

図 11 構造減衰の不安定破壊への影響 (変位)

べて小さい。構造減衰がさらに大きくなると、 $\Delta_{inst}/\Delta_{max}$ の値は増加してゆく。したがって不安定破壊は比較的小さな構造減衰が作用すると、構造減衰がない場合に比べ早まることがわかる。またある程度以上の大きさの構造減衰が作用すると不安定破壊は遅れ、さらに構造減衰を大きくしてゆくと遅延量が増していくことがわかる。

以上の結果を踏まえて、実際に複数の皿ばねを用いて延性不安定破壊を遅らせようとするときは、かえって早まることのないように、十分大きな構造減衰を作用させなければならない。しかしながらそれ以上の大きさの構造減衰であれば、その大きさが大きければ大きいほど不安定破壊の遅延量は増加する。これより延性不安定破壊を遅らせるために複数の皿ばねにより構造減衰を作用させることは有効な手段であるといえる。

4. 結 言

延性材料よりなる構造物の最終破断防止を目的とし、延性不安定破壊の遅延方法について検討した。この方法として構造物に構造減衰を作用させる方法を取り上げた。複数組合せた皿ばねを用いて構造減衰を作用させることにより延性不安定破壊を遅延させることが可能であることを明らかにした。得られた結果を要約すると以下ようになる。

(1) 構造減衰が作用するときの不安定破壊条件は次式で表される。

$$-\frac{d\Delta^*}{d\Delta} \geq 1$$

ここに Δ はき裂材の荷重点変位であり、 Δ^* は複数組合せた皿ばねの変位である。上式はき裂材と皿ばねよりなる系が上式を満たす状態にある場合、その状態は不安定であることを示している。上式より次のことがいえる。皿ばねの上端変位を単調に増加させた場合、不安定破壊開始は次式が成立する点で起こる。

$$-\frac{d\Delta^*}{d\Delta} = 1$$

すなわち $P-\Delta$ 曲線と除荷時の $P-\Delta^*$ 曲線との接点において不安定破壊が開始する。

(2) 除荷時の $P-\Delta^*$ 曲線は、 $d\Delta^*/dP$ の値が構造減衰がない場合の $P-\Delta^*$ 曲線 (直線) のコンプライアンス C_{mt} よりも小さい部分 (A 部) と大きい部分 (B 部) に分けられる (図 6 参照)。

構造減衰がない状態から構造減衰を大きくしてゆくと、除荷時の $P-\Delta^*$ 曲線はまず B 部で $P-\Delta$ 曲線と接するようになる。このとき不安定破壊開始は構造減衰がない場合に比べ早まる。

さらに構造減衰を大きくしてゆくと、除荷時の $P-\Delta^*$ 曲線が、A 部と B 部の境界点 ($d\Delta^*/dP = C_{mt}$ が成立する点) で $P-\Delta$ 曲線と接するようになる。このときの構造減衰の大きさより、さらに構造減衰を大きくすれば、 $P-\Delta^*$ 曲線は A 部で接するようになる。このとき不安定破壊開始は構造減衰がない場合に比べ遅れる。それ以降、構造減衰の増加に伴って不安定破壊の遅延量が増加していく。

最後に、実験の実施にあたり、特別のご配慮をいただいた東北大学・高橋秀明教授、関根英樹教授ならびに貴重なご助言をいただいた庄子哲雄教授に感謝の意を表す。また試験片の加工は板垣和夫氏、伊勢和夫氏によったことを記し、感謝の意を表す。

文 献

- (1) Joyce, J. A., Instability Testing of Compact and Pipe Specimens Utilizing a Test System Made Compliant by Computer Control, NUREG/CR-2257, (1982), 5, U. S. Naval Academy.
- (2) 坂, 材料強度問題の最近の話題, (1987), 19, 日本機械学会.
- (3) 大崎・渡部, 原子炉施設の耐震設計, (1987), 388, 産業技術出版.

討 論

〔質問〕 長谷川 邦夫

〔(株)日立製作所機械研究所〕

バネの特性を用い不安定破壊の開始を遅延させる＝ユニークな研究に敬意を表す。配管系の場合、発生する熱応力等を小にするために、ある程度の柔構造が必要とされる。本提案のバネを設置した場合、熱応力等の観点からどうなるか、ご教示いただきたい。

〔回答〕 延性不安定破壊は除荷時に起きる。また皿ばねの組は、例えば図3に示すように最大荷重直後

の除荷過程で $dP/d\Delta^*$ の非常に大きな値を示す。本報で取り上げたように、これにより延性不安定破壊を遅延させることができる。

一方、熱応力の観点からはご指摘のように柔構造が望まれる。これは P/Δ^* を小さくすることに相当する。したがって熱応力の観点から図3の負荷時の剛性を所望の値に設定することにより、皿ばねの組を用いて熱応力と延性不安定破壊の両者を同時に考慮できる。