動的空洞発達を考慮した平板衝突解析における 変形の 3 次元性と空洞体積率の影響†

榎 田 努* 村 上 澄 男** 伊 東 雅 晴***

3-Dimensionality and Effects of Void Volume Fraction on the Plate-Impact Analysis Taking Account of Dynamic Void Development

by

Tsutomu UMEDA*, Sumio MURAKAMI** and Masaharu ITOH***

Spall damage analyses are conducted in the framework of continuum damage mechanics with special emphasis on the 3-dimensionality and the effect of void volume fraction on the spall process. The evolution equation of a scalar damage variable taking account of the nucleation and growth of spherical voids, and the elastic-viscoplastic constitutive equations extended to damaged materials are incorporated into the commercial hydrocode MANJUSRI-3D. The axisymmetric two-dimensional analyses of the plate-impact tests on OFHC copper plates are performed to examine the effect of the ratio of the target radius to its thickness and that of the volumetric strain related to the void development on the relation between volumetric strain and hydrostatic pressure.

Key words : Spall damage, Stress wave, Damage mechanics, Void growth, Void volume fraction, 3-dimensionality, Viscoplasticity, Plate-impact Test, OFHC copper

1 緒 言

物体の高速衝突,あるいは強い衝撃荷重により引き起こされる動的破壊には種々の様式がある。例えば,衝撃荷重により圧縮応力波が生じ,これが反射,干渉することにより,物体内部に大きな引張応力が引き起こされることがある。このとき,その発生箇所で局所的な損傷が発達し,破壊もしくは分離に至る現象はスポール損傷¹⁾と呼ばれ,衝撃的な荷重を受ける構造機器で生じる。この損傷は特に延性金属材料では比較的低い応力で生じるため,宇宙工学等,先端技術分野で重要な工学的問題となっている。

著者ら^{2)~4)}はこれまで,延性スポール損傷に対する系統的解析方法を確立する目的から,板衝撃スポール損傷の 1 次元解析²⁾に対して損傷力学の適用の可能性を示すとともに,この手法を軸対称 2 次元解析³⁾に拡張し,その有効性を確かめた。その中でも前報⁴⁾では,微小空洞の発達モデルに基づいた損傷発展式を新たに提案した。そして,そのモデルに基づいて損傷の影響を有効面積の減少と体積膨張への寄与に分けて記述することにより,標的円板裏面に接着した PMMA 緩衝材中の応力履歴,あるいは標的円板裏面粒子速度履歴について,解析結果と実験結果との定量的一致を確かめた。しかし前報⁴⁾では主に,損傷が一樣な中心軸上での 1 次元挙動だけを対象にして解析結果と実験結果の比較を行った。

これに対して,実際の構造部材における損傷分布を予

測し,明らかにするためには,標的板全体に対する 3 次元解析が必要になることがある。また実験結果の検討においても,試験片の形状次第によっては 3 次元解析が必要となる。

本研究では,前報⁴⁾で提案したモデルを用い,スポールによる実際の損傷分布を明らかにする目的から,この問題を軸対称 2 次元問題として解析し,スポール損傷の 3 次元性とスポール損傷に対する空洞発達に伴う体積ひずみの影響を検討する。このとき,スカラー損傷変数 D の発達式を,微小基準体積要素 (Representative Volume Element, RVE) 中の単位面積当りの空洞数 N とその平均半径 R , およびそれらの増加速度によって表す。一方,損傷材料の構成式には,Perzyna の粘塑性構成式⁵⁾にひずみ等価性の仮説⁶⁾を用いて損傷材料に拡張して用いた。

解析では,これらの式を変形,損傷ならびに熱効果の連成を考慮した非弾性変形動的差分法プログラム MANJUSRI-3D (CRC 総合研究所) に組み込み,OFHC 銅の標的円板に対する飛翔体円板による板衝撃をとり上げる。そして特に 3 次元材料中の応力波伝ばと変形挙動に注目し,標的板のスポール損傷発達過程における標的円板の半径方向の応力波と 3 次元ひずみ場の影響について検討する。また,空洞発達に伴う体積ひずみ (空洞体積率) の応力波伝ばへの影響について注目し,これを考慮しない場合と比較し,その影響を調べた。

† 原稿受理 平成 9 年 9 月 18 日 Received Sep. 18, 1997

* 名古屋大学大学院 〒464-8603 名古屋市中千種区不老町, Graduate Student, Nagoya Univ., Chikusa-ku, Nagoya, 464-8603

** 正 会 員 名古屋大学大学院工学研究科機械情報システム工学専攻 〒464-8603 名古屋市中千種区不老町, Dept. of Mech. Eng., Nagoya Univ., Chikusa-ku, Nagoya, 464-8603

*** (株) CRC 総合研究所名古屋支社 〒460-0003 名古屋市中区錦, CRC Research Institute Inc., Nagoya Branch, Naka-ku, Nagoya, 460-0003

2 基礎関係式

前報⁴⁾では、基準体積要素 (Representative Volume Element, RVE) 中では応力、ひずみ、密度、損傷その他の力学的状態は十分一様と考え、また延性損傷では各微小空洞の形状はほぼ球で近似できるとして新しい損傷発展式を提案した。さらに、体積ひずみ ε_v は、材料要素 (空洞を除く) の体積ひずみ ε_v^M と空洞発達に伴う体積ひずみ (空洞体積率) ε_v^D の和として表されることを考慮し、以下の基礎式を導いた。

2・1 損傷変数および損傷発展式

損傷変数および損傷発展式は以下のように与えた。

損傷変数⁴⁾: $D = N\pi R^2$ (1)

損傷発展式^{7), 8)}:

$$\dot{D} = \begin{cases} \pi R_0^2 \dot{N} & N=0 \text{ のとき} \\ \left(\frac{\dot{N}}{N} + 2 \frac{\dot{R}}{R} \right) D & N \neq 0 \text{ のとき} \end{cases} \quad (2)$$

$$\dot{N} = h \left[\exp \left(A \left(\frac{\sigma_H}{1-D} - \sigma_N \right) \right) - 1 \right] \quad (3)$$

$$\frac{\dot{R}}{R} = \frac{1}{\zeta} \left\langle \frac{\sigma_H}{1-D} - \sigma_G \right\rangle^{m_1} \quad (4)$$

$$\left. \begin{aligned} \sigma_G &= \frac{2m_2}{\sqrt{3}} \kappa \ln \left(\frac{1}{\varepsilon_v^D} \right) \\ \kappa &= q + (\kappa_0 - q) e^{-B\varepsilon^p} \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

$$\varepsilon_{EQ}^p = \int_0^t \sqrt{\frac{2}{3}} (\dot{\varepsilon}_{ij}^p \dot{\varepsilon}_{ij}^p)^{1/2} dt' \quad (6)$$

$$\varepsilon_v^D \equiv \xi = \frac{4}{3} \frac{D^{3/2}}{\sqrt{\pi}} \quad (7)$$

ここで式 (3) は空洞生成による損傷発展を表し、動的空洞生成における熱活性化機構の重要性^{7), 8)}を考慮している。また式 (4) は、スポール損傷では応力による損傷発展機構が支配的になることを表している。なお上式中、 $\langle \rangle$ は Macauley 括弧⁹⁾、 N , R は単位面積当りの空洞数、空洞の平均半径であり、また $\sigma_H = (1/3) \sigma_{kk}$, σ_N , σ_G は静水応力と空洞生成および空洞成長に対するそのしきい値である。さらに $\dot{\varepsilon}_{ij}^p$, ε_{EQ}^p は粘塑性ひずみ速度テンソルと相当粘塑性ひずみを表し、 h , A , m_1 , m_2 , q , β , κ_0 , ζ は材料定数である。 ε_v^D , ξ ($= V_v/V$) は空洞発達に伴う体積ひずみと空洞体積率である。 V_v は体積要素中で現在空洞の占める体積、 V は現在の空洞を含む体積要素の体積を示す。

2・2 構成式

偏差応力成分に関する弾性構成式⁶⁾:

$$e_{ij}^e = \frac{1+\nu}{E} \cdot \frac{s_{ij}}{1-D} \quad (8)$$

球応力成分に関する弾性構成式⁹⁾:

$$p = (1-D)(p_H - \Gamma \rho e_H) + \Gamma \rho e \quad (9)$$

$$p_H = \frac{\rho_0 c_0^2 \eta}{(1-s\eta)^2}, e_H = \frac{p_H \eta}{2\rho_0}, \eta = -\varepsilon_v^M = -\varepsilon_v + \varepsilon_v^D \quad (10)$$

粘塑性構成式^{5), 10)}:

$$\dot{e}_{ij}^p = \frac{\gamma_0}{2\phi} \left\langle \frac{\sqrt{J_2}}{\kappa(1-D)} - 1 \right\rangle^{m_3} \frac{s_{ij}}{\sqrt{J_2}(1-D)} \quad (11)$$

$$\phi = (I_2/I_2^s - 1)^{m_4}, J_2 = \frac{1}{2} s_{ij} s_{ij}, I_2 = \frac{1}{\sqrt{2}} (\dot{e}_{ij} \dot{e}_{ij})^{1/2} \quad (12)$$

ここで e_{ij}^e , s_{ij} , e , p ($= -\sigma_H$), $\dot{e}_{ij}$ はそれぞれ偏差弾性ひずみテンソル, 偏差応力テンソル, 内部エネルギー密度, 静水圧力, 偏差ひずみ速度テンソルであり, また E , ν , Γ , p_H , e_H , γ_0 はそれぞれ縦弾性係数, Poisson 比, Grüneisen 比, Hugoniot 圧力, Hugoniot エネルギー, 粘性係数を表す。さらに, J_2 , I_2 , I_2^s は偏差応力テンソルの第二不変量, 偏差ひずみ速度テンソルの第二不変量の平方根をとったもの, I_2 の準静的なときの値である。 P_0 , c_0 , s , m_3 , m_4 は材料定数である。

2・3 場の方程式

場の方程式については以下のように与えた。エネルギー保存則では、対象とする現象の時間が短いため、熱の移動を無視し、表面生成によるエネルギー散逸だけを考慮する。

$$\text{質量保存則: } \dot{\rho} + (\rho \dot{u}_i)_{,i} = 0 \quad (13)$$

$$\text{運動量保存則: } \rho \ddot{u}_i - \sigma_{ij,j} = 0 \quad (14)$$

$$\text{エネルギー保存則: } \rho \dot{e} + \dot{A}_{void} \gamma_s = \sigma_{ij} \dot{e}_{ij} \quad (15)$$

$$\dot{A}_{void} = 4\sqrt{ND} + 2 \frac{D}{\sqrt{N}} \dot{N} \quad (16)$$

ここで, u_i , A_{void} , γ_s はそれぞれ変位, 生成表面積密度, 表面エネルギーである。また本解析では温度変化を直接に評価することはないが、以下の式から与えられる。

$$\dot{\Theta} = C_V / \dot{e} \quad (17)$$

3 円板どうしの板衝撃実験の解析

3・1 差分法による軸対称問題の解析

以上の基礎関係式を用いて板衝撃実験を解析する。従来の多くの報告では、円形飛翔板および円形標的板の半径はそれらの厚さに比べて十分大きいとし、標的板軸方向の1次元解析を行っているが^{2), 7), 9)~11)}本研究では軸方向の応力波による半径方向の変形や、標的板側面からの除荷波の影響を検討するため、標的板の半径・厚さ比を種々に変えて、軸対称2次元解析¹²⁾を行った。このとき、飛翔板の半径が標的板の半径に比べ小さい場合は、縁効果¹³⁾により応力波の挙動が一層複雑になるが、本研究では特に半径方向の応力波伝ばについて調べるため、飛翔板と標的板の半径は同じとした。ただし、この場合でも衝撃面周縁部の変形集中により、挙動はかなり複雑になる。

解析は、CRC 総合研究所により開発された非線形動的差分法プログラム MANJUSRI-3D に、前章の損傷発展式と構成式を組み込んで行った。以下では、時刻 $t = 0 \mu s$ を衝突した瞬間とし、 $z = 0$ は衝撃面を、 $r = 0$ は標的板の中心軸を表し、応力は圧縮を正にとる。また、本解析では損傷変数 D がそのしきい値 D_{cr} ($= 0.57$) に達すると破壊したと見なし、破壊した要素中の応力および弾性係数を0としている。なお損傷変数のしきい値 D_{cr} は、OFHC 銅のスポール面での最終的な空洞体積率を $\xi = 0.32$ であるとする Curran ら⁷⁾の結果から、関係式 (7) を用いて定めた。さらに、応力の急変による数値計算の不安定性防止のため、疑似粘性¹⁴⁾を用いている。

3・2 解析モデル

解析は OFHC 銅に対する 3 つのスポール損傷実験に対して行う。はじめに 4 章では, Curran らの実験⁷⁾を対象とし, Fig. 1 のような厚さ $z_f = 0.6\text{mm}$ の OFHC 銅の円形飛翔板を, 厚さ $z_0 = 1.6\text{mm}$ の OFHC 銅の円形標的板に $v = 160\text{m/s}$ の速度で衝突させた場合の軸対称 2 次元解析を行う。つづいて 5 章では, スポール損傷に対する損傷発達に伴う体積ひずみの影響を検討するため, さらに OFHC 銅に対し $z_f = 1.14\text{mm}$, $z_0 = 3.18\text{mm}$, $v = 129\text{m/s}$ ⁷⁾ ならびに $z_f = 2\text{mm}$, $z_0 = 9\text{mm}$, $v = 185\text{m/s}$ ¹⁵⁾ のような 2 つのスポール損傷実験を解析する。

このとき, スポール損傷時の応力履歴を調べるため, 標的板裏面に接着した PMMA 緩衝材も含めて解析モデルを作成し, その内部 ($z = 2.1\text{mm}$) の応力履歴も解析した。PMMA 板は標的板と同じ形状とし, 要素分割も標的板と同じにした。文献 7) では飛翔板と標的板の半径については示されていないが, この解析では, 標的板の半径・厚さ比 r_0/z_0 を 1.5, 2, 2.5, 3 に変えて計算し, それらの結果と実験結果を比較する。解析に際しては, 標的板 $z = 0 \sim 1.6\text{mm}$ の領域を 100 等分し, $r = 0 \sim r_0\text{mm}$ の領域も 100 等分の差分要素に分割した。

材料の初期温度は $\theta = 300\text{K}$ とし, OFHC 銅の材料定数は文献^{10), 16)}を参考に以下に示す値を用いた。

$$\left. \begin{aligned} h &= 150, A = 5.0 \times 10^{-3} (\text{MPa})^{-1}, R_0 = 5.0 \times 10^{-5} \text{mm} \\ \zeta &= 0.556\text{s}, \sigma_N = 500\text{MPa}, m_1 = 0.2, m_2 = 0.7 \\ \kappa_0 &= 93.1\text{MPa}, q = 125\text{MPa}, \beta = 6.14 \\ c_0 &= 3901\text{m/s}, \Gamma = 1.51, s = 1.99 \\ C_V &= 3.924 \times 10^2 \text{J/kg} \cdot \text{K} \\ \gamma_0 &= 337\text{s}^{-1}, I_2^s = 1.0 \times 10^{-4} \text{s}^{-1}, m_3 = 2, m_4 = 0.5 \\ D_{cr} &= 0.57, \gamma_s = 0.9\text{kJ/m}^2 \end{aligned} \right\} (18)$$

ただし, γ_s は Wang らがその論文¹⁶⁾中でスポール損傷に対する値として用いているものである。また, PMMA の材料定数としては, 以下に示す値^{10), 11)}を用いた。

$$\left. \begin{aligned} \rho &= 1185\text{kg/m}^3, G = 1.56\text{GPa}, c_0 = 2430\text{m/s} \\ \Gamma &= 2.5, s = 1.0 \end{aligned} \right\} (19)$$

4 スポール損傷解析における 3 次元性

4・1 板側面からの除荷波の効果

Fig. 2 には, 標的板および PMMA 緩衝材の半径・厚さ比 r_0/z_0 を 1.5~3 と変えて行った Fig. 1 の軸対称解析による PMMA 緩衝材中における応力履歴を示す。図には, 軸対称解析結果のほか, 実験および 1 次元解析結果も示す。この図において $r_0/z_0 = 1.5$ の場合は約 $0.72\mu\text{s}$ 以降の応力値は急激に低下し, $0.87\mu\text{s}$ では約 9MPa まで低下している。また, $2 < r_0/z_0 < 2.5$ の場合でもスポール・シグナル発生以降の応力値が低下しているが, その応力履歴は $r_0/z_0 = 1.5$ の場合とは大きく異なる。一方, $r_0/z_0 = 3$ の場合には 1 次元解析の結果とほぼ重なることがわかる。この r_0/z_0 による応力履歴の違いの原因の一つとしては, 板側面からの除荷波の効果が考えられるの

で, ここでははじめにこの効果について考察する。まず, 除荷波は板側面での境界条件 $\sigma_{rr} = 0$ を満足させるような応力成分 σ_{rr} に関する応力波を重ね合わせることで理解できる。

一方, 本研究で扱う衝撃負荷による応力状態では, 中心軸近傍で応力の球応力成分が最大約 3000MPa なのに対し, 偏差応力成分 s_{zz} は同じ部分で約 120MPa であり, 軸方向の応力波はほぼ膨張波として考えることができる。¹⁾ 板側面からの応力波は境界条件を満足しなければならないが, 同様に膨張波と考える。

Fig. 3 は, 標的板側面からの応力波の効果がよく表れている $r_0/z_0 = 1.5$ の場合の, $t = 0.4\mu\text{s}$ における中心軸を含む標的板断面での応力 σ_{zz} の分布を示すが, その値 σ_{zz} はほぼ静水応力 $p = (1/3)(\sigma_{rr} + \sigma_{xx} + \sigma_{zz})$ に等しい。図中で白く示されている台形の部分は σ_{zz} が $2500 \sim 3000\text{MPa}$ 程度の高圧縮状態であることを示している。応力波が軸方向に進行する波のみである限り, 応力勾配は z 軸方向にのみ表れるはずである。しかし Fig. 3 では, 中心軸近傍から離れるにつれ高圧縮領域から半径方向に応力値が徐々に低下し, 標的板側面で約 200MPa になる暗い台形の領域が見られる。この領域は標的板側面から半径方向に入射してくる除荷波の影響を示しており, Fig. 4 の波面 mn によって理解できる。

すなわち, Fig. 4 は後述の議論のため, $r_0/z_0 = 2$, $t = 1.0\mu\text{s}$ における標的円板および緩衝材円板の中心軸を含む断面内のいくつかの膨張波の波面の位置を示している。ただ

Fig. 1. Model of the target plate and buffer material.

Fig. 2. Comparison of stress histories in PMMA for different values of r_0/z_0 (OFHC copper, $z_f = 0.6\text{mm}$, $z_0 = 1.6\text{mm}$, $v = 160\text{m/s}$).

し、問題を簡単にするため、膨張波は矩形波とし、スポール損傷による膨張波は示していない。Fig. 4 において波面 bc と fg は衝撃面から入射してきた圧縮波と除荷波を表す。それらの間の濃い影付き領域 bcgf は、その部分が圧縮されていることを示す。また、波面 bc で表される応力波は実際には自由端で反射しているが、解析の対象となる時間 $1.2\mu\text{s}$ では計測点 k に影響を及ぼさないためこのように表現した。進行方向に対しその法線方向が 45° 傾いた波面 bi と mn は円板側面から入射してきた除荷波を表している。解析では波面 mn は Fig. 3 のように湾曲するが、これは入射してくる軸方向の応力波の形状を反映しているものと考えられる。もしも、入射応力波が完全な矩形波であれば、Fig. 4 のような直線で表現できることが予想される。

以下では円板側面からの除荷波の効果も含め、前述した $r_0/z_0 \leq 2.5$ の解析結果が1次元解析結果および $r_0/z_0 = 3$

の解析結果と異なる原因について検討する。このうち、1次元解析結果との差異の小さな $2 \leq r_0/z_0 \leq 2.5$ の場合と、大きく様子の異なる $r_0/z_0 = 1.5$ の場合に分けて考察した。

4・2 $2 \leq r_0/z_0 \leq 2.5$ の場合

4・2・1 応力履歴に影響を及ぼす要因 はじめに、 $2 \leq r_0/z_0 \leq 2.5$ の場合の代表的な一例として、 $r_0/z_0 = 2$ の場合をとり上げ、前述の時刻 $t = 1.0\mu\text{s}$ に対する Fig. 4 の応力波を考える。図から $t = 1.0\mu\text{s}$ の時点では、測定点 k には PMMA 緩衝材の円板側面からの除荷波は届いてないことがわかる。ただし、PMMA 緩衝材の標的板との接触面周縁部に生ずる変形のため、軸方向に進む最初の膨張波が通過した後、PMMA 緩衝材の側面および界面に近い部分では半径方向に引張応力が生じており、それに起因する膨張波が重ね合わせられることで測定点 k における半径方向からの膨張波の到達時刻は、この図に見られるよりも少し早められる。

次に Fig. 5 (a) は PMMA 緩衝材中心軸付近での σ_{zz} 分布の時間変化を示す。この図から $t = 1.1\mu\text{s}$ のときの $r_0/z_0 = 2.5$ の場合の σ_{zz} 分布は $r_0/z_0 = 3$ の場合に比べ圧縮応力値が小さくなっていることがわかる。この原因の一つは側面からの応力波が中心軸に到達したためと考えられる。

これに対して、Fig. 5 (b) に見られるように、 $r_0/z_0 = 2$ の場合の時刻 $t = 1.0\mu\text{s}$ 以前では、側面からの応力波は到

Fig. 3. Stress distribution in the meridian plane of the target disc ($r_0/z_0 = 1.5$, $t = 0.4\mu\text{s}$).

Fig. 4. Propagation of dilatation stress waves ($r_0/z_0 = 2.0$).

Fig. 5. Stress distribution on the central axis of the target disc (OFHC copper, $z_f = 0.6\text{mm}$, $z_0 = 1.6\text{mm}$, $v = 160\text{m/s}$).

達していないにもかかわらず, $r_0/z_0 = 2$ の応力履歴は $r_0/z_0 = 3$ のそれとは異なるので, 両場合の解析結果の差異にはこれとは別の原因があることになる。

この差異について調べるため, 時刻 $t = 1.0\mu\text{s}$ までの中心軸上の応力 σ_{zz} の分布の推移に注目する。すなわち $r_0/z_0 = 2$ の場合, Fig. 4 の方法にしたがって計算するとスポール面中心に標的板側面からの除荷波が到達するのは $t \approx 0.84\mu\text{s}$ のときであるが, Fig. 5 (b) からわかるように既に $t = 0.70\mu\text{s}$ から $r_0/z_0 = 3$ の場合の σ_{zz} 分布と比べ, 引張側に偏っていることが分かる。この理由としては, PMMA 緩衝材の場合と同様に標的板の衝撃面周縁部に集中して生じる変形が影響を及ぼしていることが考えられる。その場合, 衝撃面周縁部から生じる膨張波が重ね合わせられるため σ_{zz} の絶対値が大きく表れることになる。また $t \approx 0.84\mu\text{s}$ 以降は標的板側面からの除荷波の影響も受けることになる。以下では, $t = 1.0\mu\text{s}$ 以降と以前で分けて検討する。

4・2・2 PMMA 緩衝材中の応力履歴に対する側面からの応力波の影響 ($t = 1.0\mu\text{s}$ 以降) Fig. 6 に $t = 1.1\mu\text{s}$ のときの PMMA 緩衝材中の応力 σ_{zz} の分布を示す。この図から $r_0/z_0 = 2$ の場合には半径方向からの応力波が中心軸に影響を及ぼしている様子がわかる。ただし, この時点では円板側面からの除荷波は中心軸に達しておらず, 標的板との界面周縁部の変形による影響が大きいと考えられる。さらに, この原因による効果はスポール損傷の発達には影響を及ぼさない。

4・2・3 衝撃面周縁部における変形集中の効果 ($t = 1.0\mu\text{s}$ 以前) この原因による影響は応力分布からはわかりにくい。これを調べるため Fig. 7 (a) では, 中心軸における ϵ_{rr} の分布の推移を $r_0/z_0 = 2$ と 3 で比較した。図から, $r_0/z_0 = 3$ の場合は中心軸近傍において, ϵ_{rr} はほとんど 0 のままであるが, $r_0/z_0 = 2$ の場合では衝撃面付近で 0.5% 以上の引張ひずみが生じており, もはや理想的な単軸ひずみ状態とは言えないことがわかる。これは衝撃面周縁部に集中して生ずる変形が中心軸まで影響を及ぼしているためだと考えられる。Fig. 7 (b) は, $t = 0.70\mu\text{s}$

のときの中心軸を含む断面における ϵ_{rr} の分布を, $r_0/z_0 = 2$ と 3 の場合について比較したものである。図から, $r_0/z_0 = 2$ の場合の方が衝撃面周縁部での変形の影響が大きく広がっている様子がわかる。

このように $t = 1.0\mu\text{s}$ 以前の応力履歴では, 衝撃面周縁部での変形の影響と, 標的板側面からの除荷波の影響の 2 つが考えられる。また, これらはスポール面における静水応力発達に寄与するので, スポール損傷の発達に影響を及ぼす。さらに, Fig. 6 (b) からわかるようにスポール面の先端付近でもひずみ分布が生じており, これが応力履歴に影響を与えることも考えられる。

Fig. 8 (a), (b) には $t = 1.2\mu\text{s}$ のときの解析モデルの変形の様子を, $r_0/z_0 = 2$ と 3 の場合に対して示す。両者ともそれほど顕著な変形は生じてないが, $r_0/z_0 = 3$ の方が中心軸周辺の平坦部分が多いことがわかる。また, 右側の標的板と PMMA 緩衝材からなる部分の中に破壊した要素が帯状に見えているのがスポール面であって, r_0/z_0 が大きいほどその部分が長くなる。側面からき裂先端までの距離は r_0/z_0 の変化にあまり影響されないことがわかる。

4・3 $r_0/z_0 = 1.5$ の場合

$r_0/z_0 = 1.5$ の場合でも, 1 次元解析, あるいは $r_0/z_0 = 3$ の場合との解析結果の違いの原因は $2 \leq r_0/z_0 \leq 2.5$ の場合と同一であると考えられる。しかし, Fig. 2 にお

Fig. 6. Stress distribution in the meridian plane of the PMMA buffer at $t = 1.1\mu\text{s}$ (OFHC copper, $z_f = 0.6\text{mm}$, $z_0 = 1.6\text{mm}$, $v = 160\text{m/s}$).

(a) On the central axis of the target disc

(b) In the meridian plane of the target disc ($t = 0.70\mu\text{s}$)

Fig. 7. Distribution of strain ϵ_{rr} (OFHC copper, $z_f = 0.6\text{mm}$, $z_0 = 1.6\text{mm}$, $v = 160\text{m/s}$).

いて $r_0/z_0 = 1.5$ の場合の解析結果が 1 次元解析および $r_0/z_0 = 3$ の解析結果から偏り始めるのは $t \approx 0.72 \mu\text{s}$ のときからであって、 $2 \leq r_0/z_0 \leq 2.5$ の場合に比べてその影響は非常に顕著である。一方、標的円板および PMMA 緩衝材円板側面からの除荷波が中心軸上に到達するのは、スポール面では約 $0.68 \mu\text{s}$ 、測定点では約 $1.33 \mu\text{s}$ となるのが計算できる。したがって、 $t \approx 0.68 \mu\text{s}$ のときには既にスポール損傷は発達過程にあるので、スポール・シグナルが生じる $t = 0.88 \mu\text{s}$ までの応力履歴に影響を及ぼすのは、板側面からの除荷波ではなく、標的板の衝撃面周縁あるいは PMMA 緩衝材の標的板との界面周縁における変形集中であると考えられる。

5 スポール損傷のモデル化における ε_v^D の効果

最後に、1 次元解析あるいは r_0/z_0 を十分大きくとった場合の解析に対して、分布微小空洞による体積膨張 ε_v^D の影響、すなわち静水圧力 - 体積ひずみ関係式 (9)、(10) において ε_v^D が解析結果にどの程度の影響を及ぼすかを検討する。空洞による体積膨張 ε_v^D を無視した解析では式 (9)、(10) において、 $\eta = -\varepsilon_v$ としている。

(a) $r_0/z_0 = 2.0$

(b) $r_0/z_0 = 3.0$

Fig. 8. Deformed mesh of the model at $t = 1.2 \mu\text{s}$ (OFHC copper, $z_f = 0.6 \text{ mm}$, $z_0 = 1.6 \text{ mm}$, $v = 160 \text{ m/s}$).

解析は、Fig. 1 に示す実験のほか、同じく OFHC 銅の板衝撃に対する一層厚い円板に対する Curran らの実験⁷⁾と、Rajendran らの実験¹⁵⁾を解析する。

はじめに Fig. 9 (a) は、Fig. 1 の標的板裏面の PMMA 緩衝材中の応力履歴を示す。Fig. 9 (a) から、 ε_v^D を考えない解析はスポール・シグナル発生以降の応力値の低下が小さく、実験結果からの差異が大きい。これは、空洞発達による体積膨張によって応力緩和が生じることを考慮していないためと考えられる。

同様な比較を、他の実験に対する解析についても行った。Fig. 9 (b) は Fig. 9 (a) と同じく Curran らの行った実験⁷⁾であって、厚さ $z_f = 1.14 \text{ mm}$ の OFHC 銅飛翔板を速度 $v = 129 \text{ m/s}$ で厚さ $z_0 = 3.18 \text{ mm}$ の OFHC 銅標的板に衝突させ、そのときの応力履歴を標的板裏側の PMMA 緩衝材中 (標的板から 0.5 mm の位置) で計測している。この場合にも、 ε_v^D を考慮しない解析と実験結果には顕著な違いが見られる。

Fig. 9 (c) は、Rajendran らの実験に対する前報⁴⁾の解析結果に対して同様な比較を行ったものである。ただしこの図の計測結果は標的板裏面粒子速度である。上述の Fig. 9 (a), (b) では、実験結果は応力値が最後のピークを過ぎると、そのまま低下する傾向が見られるが、Fig. 9 (c) ではそのような傾向は認められない。Fig. 9 (a), (b) には示していないが、PMMA 緩衝材の自由端からの反射波が到達すると応力値が低下するため、それを表している可能性がある。しかし、Fig. 9 (c) でも、 ε_v^D を無視した解析ではスポール・シグナル発生以降の波形は実験結果と大きく異なる。

すなわち、Fig. 9 (a), (b), (c) によれば、正確なスポール損傷解析のためには、静水応力 - 体積ひずみ構成式に対して、空洞発達による体積膨張 ε_v^D の効果は大きく、無視できないことがわかる。

6 結 言

本研究では、前報で提案した空洞発達モデルによるスポール損傷解析に関して、軸方向だけではなく半径方向への応力伝ばと変形の影響も明らかにし、3 次元解析の重要性を示した。またこのモデルでは損傷変数を断面積の減少率として捉えるだけでなく、体積膨張への影響も考慮しているが、その効果についても調べ、その妥当性を明らかにした。本解析によって得られた主な結果を要約すると次のようになる。

(1) 円板の板衝撃によるスポール損傷過程においては、標的円板の半径・厚さ比 r_0/z_0 によっては、その応力履歴は標的板側面からの応力波の到達、衝撃面周縁部の変形集中等によって、大きな影響を受ける。

(2) 標的板の半径・厚さ比が $r_0/z_0 \leq 2.5$ の場合、そのスポール損傷過程に対する応力とひずみの 3 次元性の効果は大きく、無視できない。したがって標的板中心軸近傍のスポール挙動を 1 次元解析によって予測できるのは $r_0/z_0 \geq 3$ の場合に限られる。

(3) PMMA 緩衝材中の応力履歴のスポール・シグナ

(a) Experiment of Curran et al. (S24)

(b) Experiment of Curran et al. (S27)

(c) Experiment of Rajendran et al.

Fig. 9. Effect of ε_v^D on stress history in PMMA and that on particle velocity history in the target disk PMMA.

ル発生以降の応力値の低下を正確に予測するには、等方応力成分の構成式中で空洞発達に伴う体積ひずみを考慮しなければならない。

(4) 本論文で提案した空洞発達モデルに基づく損傷発展式は、スポール損傷解析に対して有効な結果を与える。

参考文献

- 1) 林 卓夫, 田中吉之助編著, “衝撃工学” (1988) 日刊工業新聞社.
- 2) 村上澄男, 滝澤 宙, 榎田 努, 伊東雅晴, 日本機械学会論文集, A-60, 2398 (1994).
- 3) 村上澄男, 榎田 努, 滝澤 宙, 伊東雅晴, 日本機械学会論文集, A-61, 1383 (1995).
- 4) 榎田 努, 村上澄男, 伊東雅晴, 材料, 47, 233 (1998).
- 5) P. Perzyna, Arch. Mech, 32, 403 (1986).
- 6) J. Lemaitre and J. -L. Chaboche, “Mechanics of Solid Materials” (1989) Oxford Press.
- 7) D. R. Curran, L. Seaman and D. A. Shockey, Physics Reports, 147, 253 (1987).
- 8) P. Perzyna, Int. J. Solids Structures, 22, 797 (1986).
- 9) 浅田和雄, 高橋浩昭, 高橋尚志, 材料, 41, 1396 (1992).
- 10) J. Eftis, J. A. Nemes and P. W. Randles, Int. J. Plasticity, 7, 15 (1991).
- 11) J. N. Johnson, J. Appl. Phys., 52, 2812 (1980).
- 12) K. Kazem and D. A. David, Int. J. Impact Engng, 12, 559 (1992).
- 13) J. A. Nemes and J. Eftis, Computers & Structures, 38, 317 (1991).
- 14) J. von Neumann and R. D. Richtmyer, J. Appl. Phys., 21, 232 (1950).
- 15) A. M. Ranjendran, D. J. Gruve and S. J. Bless, “Shock Waves in Condensed Matter”, p.359 (1988) Elsevier.
- 16) Z. P. Wang, Acta Mechan. Solida Sin. (English ed.), 6, 69 (1993).