JEM 与圧部構造の宇宙デブリ防御性能に関する 性能評価シミュレーション^{*1}

Hydrocode Simulation of JEM Pressurized Module Structural Performance for Space Debris Hypervelocity Impact

白 木 邦 明^{*2}・寺 田 史 郎^{*3}・野 田 也 広^{*2}・片 山 雅 英^{*4}
Kuniaki SHIRAKI, Fumio TERADA, Narihiro NODA and Masahide KATAYAMA

Key Words : Space Station JEM Structure, Space Debris Protection, Hydrocode Simulation

Abstract : The hydrocode simulations were conducted to verify the JEM Pressurized Module shield and structural performance for the orbital debris impacts to complement the HVI test capabilities. The first part reports the design evaluation for the strikes of debris smaller than 1 cm in diameter. The simulation results are correlated with the HVI test results and agreed well in the middle-velocity range of 3 to 6 km/sec. However, the simulation results in the high-velocity range of 8 to 14 km/sec where the HVI test data is not available show lower ballistic performance than the empirical ballistic limit curve given by Christiansen. Next, we report the results of hydrocode simulation results for large (5 and 10 cm in diameter) debris impacts with a velocity of 14 km/sec. The simulations were conducted to estimate the module wall penetration hole size to be used for the follow-on structural safety assessments.

主 な 記 号

ρ : 質量密度
 u_i, V : 速度
 e : 単位質量当たりの全エネルギー
 I : 単位質量当たりの内部エネルギー
 I_0 : 常温での内部エネルギー
 I_s, I'_s : 昇華点に関する単位質量当たりの内部エネルギー
 U_s : 材料の衝撃波速度
 C_b : 材料のバルク音速
 S : 材料の Hugoniot 直線の傾き
 U_p : 材料粒子速度
 P : 圧力
 P_H : 密度 ρ における Hugoniot 圧力
 A_{TH}, B_{TH}, a_{TH} : Tillotson 状態方程式の係数
 b_{TH}, α, β
 Γ : Grüneisen パラメータ
 Y, Y_0, Y_{max} : 相当降伏応力
 ϵ : 相当塑性ひずみ
 $\dot{\epsilon}^* = \dot{\epsilon} / \dot{\epsilon}_0$: 無次元塑性ひずみ速度
但し, $\dot{\epsilon}_0 = 1.0 \text{ sec}^{-1}$
 ϵ_i : 初期相当塑性ひずみで通常は 0

T^* : 相同温度

T : 絶対温度

T_{room} : 室温で 300 K

T_{melt} : 融点

$A_{J-C}, B_{J-C}, C_{J-C}$: 実験によって求められる Johnson-Cook
 m, n 構成方程式の係数

G, G_0 : 横弾性係数

γ, κ : Steinberg-Guinan 構成方程式の係数で
加工硬化に係わる定数

添 え 字

0 : 初期状態

“ ’ ” : P, T に係る 1 次偏微分

1. ま え が き

国際宇宙ステーション計画の我が国の参加要素である日本の実験モジュール (Japanese Experiment Module, JEM と称する) は有人の与圧モジュールである。宇宙ステーション計画において、与圧モジュールを宇宙の隕石及び人工の宇宙デブリから防護することは搭乗員の安全確保の観点で重要な課題である。特に大きさにして数ミリメートルから数メートル、速度は最大毎秒 14 キロメートルにまで及ぶ広範な宇宙デブリに対して、モジュールの防護設計だけで対応することは不可能に近い。宇宙ステーション計画では、対象とするデブリをアルミニウムの球形と考え、その大きさに応じて次の基本対応方針を設定した。

(1) 直径 1 cm 以下の宇宙デブリはモジュールに防護

^{*1} 平成 9 年 7 月 18 日, 7th ISCOPS にて講演発表。平成 9 年 10 月 9 日原稿受理

^{*2} 宇宙開発事業団筑波宇宙センター

^{*3} 三菱スペース・ソフトウェア(株)筑波事業所

^{*4} (株)CRC 総合研究所構造技術部

バンパーを取り付け、与圧壁のデブリ貫通防護機能を受け持たせる。この場合、与圧モジュールに対する設計要求としては非貫通確率 (Probability of No Penetration, PNP と称する) を与える。

(2) 直径 1 cm 以上 10 cm 以下のデブリはバンパーによる防護と、観測による軌道把握のいずれも困難である。これらの衝突確率は小さいが、これがモジュール壁を貫通するリスクは残る。そこで、貫通時に搭乗員や宇宙ステーションに対し致命的なハザードを生じないように設計すると共に、ステーション運用でこれらハザードを回避する。

(3) 直径 10 cm 以上の宇宙デブリは軌道が把握できるので、宇宙ステーションの軌道制御により衝突防止を図る。

このような方針設定と併せて、宇宙デブリの観測精度を種々の手段により向上させ、1991 年以降、分布の推定精度が上った結果、1996 年推定では直径 1 cm 以上のデブリが減少し、速度で 5 km/sec と 10 km/sec 近傍の分布が増加している¹⁾。これらのデブリ環境に対して、与圧モジュールの開発を進めるに当たり、まず(1)項の直径 1 cm 以下のデブリに対する防護シールドの設計を行い、これが与えられた PNP 要求を満足していることを検証する必要がある。宇宙ステーション全体の PNP は 10 年間当たり 0.81 が設定され、面積と衝突確率に応じてこれを主要な構成要素に割り当てた結果、JEM には 0.9738 が配分された²⁾。(2)項のデブリに対しては、仮にこの範囲の大きさのデブリが衝突し、貫通した場合でも種々のハザードに結びつかないことを解析的に評価する。

JEM のバンパー構造について、筆者らは 2 段式軽ガス銃を用いた高速衝突試験 (Highvelocity Impact Test, HVI 試験と称する) を行い、その開発と設計検証を進めてきた^{2,3)}。しかしながら文献²⁾で報告した 2 段式軽ガス銃は、我が国としては高性能を出せる装置の一つであるが、最高速度で約 7 km/sec、打ち出せるデブリの大きさで最大直径 15 mm と制約がある。8 km/sec 以上の高速衝突領域では、山本、戸田ら⁴⁾により成形爆薬 (Shaped Charges) を用いた HVI 試験の研究が進められているが、実用に当たってはまだ解決すべき課題が多い⁵⁾。

一方、計算機により材料の相変化を伴う高速衝突現象を解析するコンピュータ・コードが開発されている。ここでは HVI 試験を補完するために市販で入手できる計算コードを用いて、JEM で採用を検討しているバンパー設計候補案に対してシミュレーションを行ったのでその結果を報告する。まず、速度 6 km/sec までについては 2 段式軽ガス銃による HVI 試験結果との比較を行いその忠実度を評価した。次に 8~14 km/sec の高速度領域のシミュレーションを行い、この部分のバンパー性能を評価した。さらに、(3)項の大きなデブリが衝突した場合の与圧壁貫通穴の大きさをシミュレーションし、与圧構造の不安定破壊を

生じることなく、搭乗員脱出に必要な減圧時間が確保できることを検討するためのデータを得た。このコンピュータ・コードは固体、及び気体現象の相変化を扱うことから、ハイドロコード (Hydrocode) と呼ばれている。我が国でも SPH (Smoothed Particle Hydrodynamics) 法による新しい手法で計算コードを開発し、シミュレーションした例が報告されている⁶⁾が、我々の速度範囲まではカバーしていない。

2. JEM デブリ防護バンパーの設計

JEM のバンパー構造は主として HVI 試験により設計データの取得と性能評価を行ってきた。この結果を踏まえ、さらに NASA の設計案も取り入れて、種々の構成を検討し、現在のバンパー設計は第 1 図に示す案 1 と案 4 の基準案の組み合わせとして収束しつつある。案 1 は古くから知られている Whipple シールドで与圧モジュールの周囲に 1 枚のアルミニウム合金板を取り付けるもの。案 2 から案 4 は NASA が提案したスタッフィング (Stuffing) 入り強化型シールド^{7,8)}と呼ばれるもので、前面アルミニウム板バンパーと与圧壁の間に、2 段目バンパーとしてアルミニウムメッシュを表面に置き、その次にセラミック繊維 (Nextel) とアラミド系繊維 (Kevlar) の多層積層材を組み合わせたものである。案 2 は繊維が 3 及び 4 層、案 3 は前面バンパーが厚く、さらに繊維が 6 及び 6 層の強化型、案 4 は案 2 と同じ構成で与圧壁板厚を 3.2 mm から 4.8 mm に増加したもの。Nextel 層と Kevlar 層の間には、与圧モジュールの熱リークを防止するために多層断熱材 (Multi Layer Insulation, MLI と称する) が配置される。案 3 はスタッフィングの前面に MLI が追加され断熱

第 1 図 バンパー (シールド) 設計の候補案

能力を高めている。案5はMLIの配置を前面に変更し、さらに断熱材 Kapton を追加した実機候補案である。現状の JEM 円筒部デブリ防護バンパー設計は第2図に示す構成となっており、デブリ衝突確率が高いステーション進行方向面は案4が、また、衝突確率が低い後側は案1が採用され重量軽減を図っている。このような基本構成のもとに、それぞれのシールド構造に対して、デブリの直径と速度に関して、Christiansen らが提案している貫通限界 (Ballistic Limit) の経験式⁸⁾をもとに、まず全体の PNP を計算しこれが要求を満足する設計であることを予備的に確認する。貫通限界経験式にはいくつかの提案があるが、ここで用いたものは宇宙ステーション設計で使用しており、多段式シールドの場合後に示すように速度が約 2.7 km/sec と 6.5 km/sec において、材料の相変化により最低、最高の2つの変曲点を持った折れ線で表される。経験式であるため、実際のバンパー設計が確定したところで HVI 試験や計算機シミュレーションを行い限界性能を検証する必要がある。貫通限界は、シールド構成によって異なり、JEM では米国モジュールと異なる設計を採用していることから、Christiansen ら⁸⁾の結果をそのまま利用できない。また我が国の研究でもスタッフィング入り Whipple シールドについて、貫通限界性能を系統的に試験あるいは計算機シミュレーションで評価した例は報告されていないことから、新しいスタッフィング入り Whipple シールドについて本論文の研究が必要となった。

尚、与圧モジュールの板厚は、先に報告した HVI 試験

第2図 JEM 円筒部のデブリ防護バンパー構成図

第1表 評価モデルの構成と材料特性

構成	材料特性
デブリ	Al 1050-H 18
前面バンパー	Al 6061-T 6
スタッフィング	Thickness : 0.127 cm or 0.16 cm Al mesh : Al 5056-TO (200×200 mesh/inch ²) Nextel AF 62 : 3 or 6 layers Kevlar 710 : 4 or 6 layers
断熱材	MLI
与圧壁	Al 2219-T 87 (Thickness : 0.32 cm or 0.48 cm)

データ^{2,3)}では全て最小板厚 3.2 mm で評価してきたが、実機構造の製作着手に当たり、これを 4.8 mm へと設計変更したことで、計算機シミュレーションは 3.2 mm と 4.8 mm の両方について実施している。第1表は JEM のバンパー及び与圧壁性能評価に使用するモデルの構成と材料特性を示す。

3. ハイドロコード・シミュレーションの方程式

ここでは、シミュレーションに用いた基本方程式を示す^{9,10)}。

3.1 保存方程式 シミュレーションではまずデブリが前面バンパーを貫通し、2次デブリを生成、スタッフィングを貫通するまではオイラー法を用い、さらに与圧壁に衝突する部分ではラグランジェ法を用いて両座標系を接続する。ここでは、オイラー法、及びラグランジェ法で表した質量、運動量、及び運動エネルギーに関するそれぞれの保存則に対する基礎方程式を用いた。

3.2 状態方程式 固体あるいは液体として挙動する場合のほとんどの材料の衝撃波速度 U_s は次の線形衝撃 Hugoniot 関係で近似される。

$$U_s = C_b + S U_p \quad (1)$$

C_b , S の物性値は、通常、衝撃インピーダンスマッチング法により、異なる粒子速度における材料の衝撃波速度を測定することによって決定される。これらの定数から求まる Hugoniot 圧力 P_H 、及び Grüneisen の仮定として知られている係数 Γ を用いて、次の Mie-Grüneisen 型衝撃 Hugoniot の状態方程式が導かれる。

$$P = P_H \left(1 - \frac{\Gamma \mu}{2} \right) + \Gamma \rho (I - I_0) \quad (2)$$

$$I = e - \frac{1}{2} u_i u_i \quad (3)$$

$$\text{但し, } \mu = \eta - 1, \quad \eta = \frac{\rho}{\rho_0}$$

しかしながら、速度が約 7 km/sec を超える高速衝突領域を扱う問題では衝撃圧縮に伴う温度上昇とそれに続いて生じる希薄波により気化が発生する。衝撃に伴う気化現象を模擬するために、Tillotson の状態方程式を用いているが¹¹⁾、ここでは、圧縮比 μ の値と内部エネルギーの状態に応じて第3図に示す PV 状態図の各領域に対応して次の各方程式を用いる。

i) 領域 I ($\mu \geq 0$)

$$P_1 = \left(a_{T11} + \frac{b_{T11}}{1 + \frac{I}{I_0 \eta^2}} \right) \eta \rho_0 I + A_{T11} \mu + B_{T11} \mu^2 \quad (4a)$$

ii) 領域 II ($\mu < 0, I \leq I_s$)

このときの圧力 P_2 は (4a) 式において $B_{T11} = 0$ とおいた P_1 の式を用いる。

iii) 領域 III ($\mu < 0, I_s < I < I_g$)

このときの圧力 P_3 は次式で求める。

$$P_3 = P_2 + (P_4 - P_2)(I - I_s)/(I'_s - I_s) \quad (4b)$$

iv) 領域IV ($\mu < 0$, $I \geq I'_s$)

このときの圧力 P_4 は次式で求める.

$$P_4 = a_{TII} \eta \rho_0 I + \left[\frac{b_{TII} \eta \rho_0 I}{1 + \frac{I}{I_0 \eta^2}} + A_{TII} \mu \right] \times \exp \left\{ \beta \left(1 - \frac{1}{\eta} \right) \right\} \exp \left\{ -\alpha \left(1 - \frac{1}{\eta} \right)^2 \right\} \quad (4c)$$

低圧力領域 ($P < \text{TPa}$) では, Tillotson の状態方程式は Mie-Grüneisen 型衝撃 Hugoniot 状態方程式に一致する.

3.3 構成方程式 与圧壁の構成方程式は, 降伏応力が, 相当塑性ひずみ, ひずみ速度, 及び相同温度に依存する次の Johnson-Cook のモデルを用いた.

Johnson-Cook モデル¹²⁾

$$Y = (A_{JC} + B_{JC} \varepsilon^n)(1 + C_{JC} \ln \dot{\varepsilon}^*)(1 - T^{*m}) \quad (5)$$

$$\text{但し, } T^* = \frac{T - T_{\text{room}}}{T_{\text{melt}} - T_{\text{room}}}$$

約 6 km/sec 以下の中速度領域の前面バンパー及びスタッフィングについては降伏応力だけでなく, 横弾性係数もひずみ, 体積変化, 圧力及び温度に依存する次の Steinberg-Guinan モデルを用いた.

Steinberg-Guinan モデル¹⁰⁾

第3図 PV 状態領域図

第2表 シミュレーションに使用した材料定数

材料パラメータ 定数	単位	前面バンパー Al6061-T6	ス アルミッシュ	タ Nextel	フ MLI	ィ Kevlar	ン Al2219	グ Al2024-T351
ρ	g/cm ³	2.7125E+00	2.7000E+00	1.5300E+00	5.7700E-01	1.3900E+00	2.8280E+00	2.7850E+00
Shock Hugoniot EOS^{*1}								
Γ	-	1.9700E+00	1.9700E+00	1.9700E+00	1.9700E+00	1.9700E+00	2.0000E+00	2.0000E+00
C_0	cm/micro sec	5.2400E-01	5.2400E-01	5.2400E-01	5.2400E-01	5.2400E-01	5.3280E-01	5.3280E-01
S	-	1.4000E+00	1.4000E+00	1.4000E+00	1.4000E+00	1.4000E+00	1.3380E+00	1.3380E+00
Tillotson EOS^{*2}								
A_{TII}	Mbar	7.5000E-01	7.5000E-01	7.5000E-01	7.5000E-01	7.5000E-01	-	7.5000E-01
B_{TII}	Mbar	6.5000E-01	6.5000E-01	6.5000E-01	6.5000E-01	6.5000E-01	-	6.5000E-01
a_{TII}	-	5.0000E-01	5.0000E-01	5.0000E-01	5.0000E-01	5.0000E-01	-	5.0000E-01
b_{TII}	-	1.6300E+00	1.6300E+00	1.6300E+00	1.6300E+00	1.6300E+00	-	1.6300E+00
α	-	5.0000E+00	5.0000E+00	5.0000E+00	5.0000E+00	5.0000E+00	-	5.0000E+00
β	-	5.0000E+00	5.0000E+00	5.0000E+00	5.0000E+00	5.0000E+00	-	5.0000E+00
I_0	Mbar cm ³ /g	5.0000E-02	5.0000E-02	5.0000E-02	5.0000E-02	5.0000E-02	-	5.0000E-02
I_s	Mbar cm ³ /g	3.0000E-02	3.0000E-02	3.0000E-02	3.0000E-02	3.0000E-02	-	3.0000E-02
I'_s	Mbar cm ³ /g	1.5000E-01	1.5000E-01	1.5000E-01	1.5000E-01	1.5000E-01	-	1.5000E-01
Johnson-Cook^{*3}								
A_{JC}	Pa	-	-	-	-	-	2.6500E+08	-
B_{JC}	Pa	-	-	-	-	-	4.2600E+08	-
n	-	-	-	-	-	-	3.4000E-01	-
C_{JC}	-	-	-	-	-	-	1.5000E-02	-
m	-	-	-	-	-	-	1.0000E+00	-
T_{melt}	K	-	-	-	-	-	7.7500E+02	-
Steinberg-Guinan^{*4}								
G_0	Mbar	2.7600E-01	2.7600E-01	2.7600E-01	2.7600E-01	2.7600E-01	-	-
Y_0	Mbar	2.9000E-03	2.9000E-03	2.9000E-03	2.9000E-03	2.9000E-03	-	-
Y_{max}	Mbar	6.8000E-03	6.8000E-03	6.8000E-03	6.8000E-03	6.8000E-03	-	-
η	-	1.2500E+02	1.2500E+02	1.2500E+02	1.2500E+02	1.2500E+02	-	-
κ	-	1.0000E-01	1.0000E-01	1.0000E-01	1.0000E-01	1.0000E-01	-	-
AG_0 ^{*5}	-	1.8000E+00	1.8000E+00	1.8000E+00	1.8000E+00	1.8000E+00	-	-
BG_0	Mbar/K	-1.7000E-04	-1.7000E-04	-1.7000E-04	-1.7000E-04	-1.7000E-04	-	-
AY_0	-	1.8908E-02	1.8908E-02	1.8908E-02	1.8908E-02	1.8908E-02	-	-

Note)

*1: 衝撃Hugoniot EOS (状態方程式) のパラメータは参考文献13のAl2024-T4に対する値を用いた.

*2: Tillotson EOSのパラメータは参考文献11のアルミニウム材の値を用いた.

*3: Johnson-Cookの強度モデルのパラメータは参考文献12のAl2024-T35の値を用いた.

*4: Steinberg-Guinanのパラメータは参考文献13のアルミニウム材の値を用いた.

*5: $AG_0 \equiv G_p'$, $BG_0 \equiv G_T'$, $AY_0 \equiv Y_p'$

$$Y = Y_0 \{1 + \gamma(\varepsilon + \varepsilon_i)\}^k \times \left\{ 1 + \left(\frac{Y_F}{Y_0} \right) \frac{P}{\eta^{1/3}} + \left(\frac{G_i}{G_0} \right) (T - T_{\text{room}}) \right\} \quad (6)$$

$$G = G_0 \left\{ 1 + \left(\frac{G_F}{G_0} \right) \frac{P}{\eta^{1/3}} + \left(\frac{G_i}{G_0} \right) (T - T_{\text{room}}) \right\} \quad (7)$$

但し、ひずみに依存する項は次のような材料に固有の一定限界値によって制限される。

$$Y_0 \{1 + \gamma(\varepsilon + \varepsilon_i)\}^k \leq Y_{\text{max}} \quad (8)$$

一方、約 7 km/sec 以上の気化領域では、構成方程式により支配される領域をすぐに通過すると考え、気化が想定される材料は流体として扱っている。

3.4 破壊基準 このシミュレーションで用いた破壊条件はスポール圧力（負の限界静水圧）と相当塑性ひずみ限度による瞬時破壊モデルで、それぞれの破壊条件は以下の通りである。

スポール圧力条件

$$P \geq P_{\text{min}}, \text{ 但し, } P_{\text{min}} = -1.20 \text{ (GPa)}$$

ひずみ破壊条件

$$\varepsilon \leq \varepsilon_{\text{max}}, \text{ 但し, } \varepsilon_{\text{max}} = 50 \text{ (\%)} \quad (9)$$

しかしながら、気化領域においては材料は始めから流体状と仮定しているため相当塑性ひずみによる破壊は対象外となる。また、7 km/sec 以上の気化領域においてはスポール圧は零と仮定した。

3.5 材料定数 以上に述べた方程式とこれらの式の材料定数パラメータをどう選ぶかがシミュレーションの精度を決定する。しかしながら、第 1 表に示した実機に使用するバンパーや与圧壁と同じ材料の定数はほとんど入手できないのが実状である。特にスタッフィングに使用している Nextel や Kevlar の状態方程式が未知であるため正確な定数は存在しない。従って、ここではまずアルミニウム合金については、入手可能な文献から第 2 表に示す実機に近い材料の定数を求め使用した。スタッフィング材については大胆ではあるがアルミニウム合金の状態方程式と材料定数を使用した。一方、密度と厚さのパラメータについては、次項で述べる予備的検討を実施してモデル化の良さを比較評価の上選定した。

4. シミュレーションによる貫通限界の検証

4.1 スタッフィングのモデル選定のための予備的検討 ここでは、先に述べたスタッフィングのシミュレーションモデル選定を目的として第 3 表に示す比較検討を行った。モデル化に当たり、PUFF 状態方程式¹⁴⁾ の場合は物性値がわかっている Kevlar 材の衝突シミュレーション（ケース A）を基準として、面密度のみを等価にしたアルミニウムモデルのシミュレーション（ケース B）と、面密度と密度を Kevlar と等価とし、その他のパラメータにアルミニウムの値を用いたシミュレーション（ケース C）を比較した。デブリ直径を 9 mm、速度を 6 km/sec と 12 km/sec について計算し、12 km/sec の場合のデブリクラウド

形状を比較して第 4 図に示す。第 4 図からケース B に比べ、ケース C の方が Kevlar のシミュレーション結果に近いことから、面密度と共にスタッフィングの密度も模擬することが重要であることが明らかになった。

4.2 中速度領域における性能評価 この評価の目的は与えられたバンパー構造について、設計で用いた貫通限界経験式に対し、約 6 km/sec までの中速度領域において、そのバンパーが予測性能を保証できることを検証することである。このため、ハイドロコード・シミュレーションと、既に報告した 2 段式軽ガス銃による HVI 試験結果³⁾ を比較して両者の一致を評価することで、シミュレーションの忠実度を確認した。HVI 試験に使用した装置仕様や試験方法は参考文献 2) と 3) を参照されたい。まず、第 1 図のシールド案 2 について第 5 図にこれらを比較プロットして示す。これを見るとシミュレーションと HVI 試験結果は共に貫通限界経験式を満足する性能を示しており、両者はよく一致している。さらに、貫通時の前面バンパー、スタッフィング、及び与圧壁の損傷状況の一例を比較して第 6 図に示すが、これもよく一致していることがわかる。

第 3 表 スタッフィングのモデル化に使用した評価パラメータ

	ケース A	ケース B	ケース C
	Kevlar モデル	アルミニウム モデル	アルミニウム物 性値で密度は Kevlar のモデル
密度 ρ (g/cm ³)	1.29	2.70	1.29
厚さ t (cm)	1	0.5	1
面密度 $\rho \times t$ (g/cm ²)	1.29	1.29	1.29

ケース A ケース B ケース C
Kevlar のモデル アルミニウムモデル アルミニウム物性値を使用し、密度のみ Kevlar 値を使用

第 4 図 スタッフィングモデル評価のためのシミュレーション結果（デブリ速度 12 km/sec）

第 5 図 6 km/sec までの HVI 試験結果とシミュレーション結果の比較（シールド案 2 の場合）

第6図 HVI 試験とシミュレーションのシールド損傷状況の比較 (シールド案2の場合)

第7図 貫通限界曲線とシミュレーション結果の比較 (シールド案2, 3, 4及び5の場合)

第8図 デブリ直径の違いによる与圧壁の損傷度合の相違 (シールド案3でデブリ速度 12 km/sec)

以上のことから、中速度領域のシミュレーションは、デブリの衝突現象を忠実に再現でき、また、バンパー性能は貫通限界を満足すると判断した。

4.3 高速度領域における性能評価

ここでは、シミュ

レーションを高速度領域 (8~14 km/sec) まで拡大した。この領域では、信頼できる HVI 試験データが存在しないことから、シミュレーション結果と貫通限界曲線との一致を評価した。シールド案2から5についてシミュレーション結果をプロットして第7図に示す。また、シールド案3に対し、速度 12 km/sec の場合についてデブリ直径の違いによる与圧壁の損傷の度合を比較して第8図に示す。これから見ると、シミュレーションではシールド性能が Christiansen の貫通限界よりも低いことがわかる。また、この経験式の場合、貫通限界は与圧壁板厚の 1/3 乗に比例する⁸⁾ ことから、板厚の違いで性能に大きな差があるが、シミュレーションの場合性能差は顕著でない。8 km/sec 以上の高速度領域のシミュレーションに使用する状態方程式は、軽ガス銃による HVI 試験結果とよい一致を見た中速度領域のそれとは異なるため、この結果の検証が必要である。Christiansen⁹⁾ は成形爆薬による試験で速度約 11 km/sec において彼の貫通限界の妥当性を報告している。しかしながら、筆者等が実施した成形爆薬による HVI 試験⁵⁾ では本シミュレーションに近い傾向が得られている。従って、衝突により材料が気化する高速度領域のスタッフィング入りシールドの貫通限界性能についてはここで明確に確定できないものの、筆者等のシミュレーションは傾向としては妥当な結果を与えていると考えている。

5. 大きなデブリ衝突に対するシミュレーション

ここでは、代表例として、直径 5 cm と 10 cm の 2 種類の大サイズのデブリが、想定される最高速度 14 km/sec で、バンパーと与圧壁に衝突した場合に、生じる可能性のある与圧壁貫通穴の形状と大きさをシミュレーションにより推定した。

この場合、処理要素が大きいことから、シミュレーショ

ン時間が膨大となり、これを少しでも短くするために、まず前面バンパー貫通時のデブリのエネルギー損失量を評価して、全体シミュレーションから前面バンパーを省略できることを調べた後、スタッフィングと与圧壁のみについて

第9図 前面バンパー貫通時の材料の相変化 (デブリ直径 10 cm, 速度 12 km/sec)

第10図 前面バンパー貫通時のデブリ及びバンパー材のエネルギー変化の時刻歴 (デブリ直径 10 cm, 速度 12 km/sec)

(a) 直径 5cm のデブリ

計算を実施した。

5.1 前面バンパー貫通時の予備的シミュレーション
前面バンパーを厚さ 1.6 mm のアルミニウム材と仮定して、直径 10 cm で速度 12 km/sec のデブリが貫通する場合の現象をシミュレーションした。貫通後のデブリ材料の相変化を第9図に、また、そのときのデブリ及びバンパー材のエネルギーの時刻歴を第10図に示す。これらから、デブリは貫通時に大きく破碎あるいは気化することなくバンパーを通過していること、さらにその運動エネルギーの損失は 2.5% で大きく失われていないことがわかる。このとき、2 次デブリの発生も少ないことから、これがスタッフィング材を損傷することはないと考えて、次に述べる全体解析から前面バンパーを省略することとした。

5.2 大きなデブリのバンパー貫通シミュレーション
前面バンパーを省いた案4のシールドについて、直径 5 cm と 10 cm のデブリが衝突する場合をシミュレーションした。貫通時の物理形状と材料の相変化を第11図に、またエネルギー変化の時刻歴を第12図に示す。第11図から

(a) 直径 5cm のデブリ

(b) 直径 10cm のデブリ

第11図 大きなデブリが貫通する場合の物理形状と材料の相変化 (シールド案4でデブリ速度 14 km/sec)

(b) 直径 10cm のデブリ

第12図 スタッフィング及び与圧壁貫通時のデブリとバンパー材のエネルギー変化の時刻歴 (シールド案4でデブリ速度 14 km/sec)

第13図 デブリ衝突による与圧壁貫通穴大きさの推定曲線
(シールド案4でデブリ速度14 km/sec)

見る限り貫通現象はかなり単純で、モジュール壁貫通部の形状に花弁状破壊は生じていないことから、内圧によるバルジング (Bulging) 現象は生じないと考えた。また、与圧壁材料の温度は大きく上昇していないことから、材料劣化も考えなくてよいと判断された。シミュレーションの結果、直径5 cmと10 cmのデブリが通過したときの与圧壁の貫通穴はそれぞれ105 mmと170 mmであった。これらの2点に加えて、第7図にプロットされている0.9 cm直径の小さなデブリ衝突のシミュレーションで得られた貫通穴径5 mmのデータ³⁾を用いて、3点を曲線で接続した結果を貫通穴推定曲線として第13図に示す。この曲線により直径1 cmから10 cmまでのデブリ衝突に対する与圧壁の貫通穴が概略推定でき、最大でデブリ直径の約2倍の大きさであることがわかる。しかしながら、この曲線はデブリ速度を14 km/secとして求めたので、より広い範囲に適用するには、さらに3~5 km/sec付近のシミュレーションを実施することで適切な推定が行えると考ええる。この推定貫通穴をもとに、与圧モジュール貫通時の不安定構造き裂発生の可能性と、モジュール急減圧が搭乗員にとって安全限界となる減圧時間を評価することとしている。

6. 結 論

デブリ衝突に係わるハイドロコード・シミュレーションを行い、6 km/secまでの中速度領域で2段式軽ガス銃によるHVI試験結果との比較により、両者はよく一致すると共に、経験式で与えられた貫通限界を満足することを明らかにした。一方、8~14 km/secの高速度領域では、ハ

イドロコード・シミュレーション結果の方が貫通限界曲線よりもバンパー防護性能が低く出ている。この確度を高めるために、今後、我々が実施した速度約11 km/secの成形爆薬試験結果を計算機シミュレーションにより再現することで、種々の影響因子を評価して貫通限界の下限を見極める必要があると考えている。

直径5及び10 cmの大きなデブリが14 km/secの高速度で衝突する場合の物理現象は比較的単純で、デブリ直径の約2倍の大きさの穴があく程度と推定された。これにより不安定構造破壊はほとんど生じないと考えられるが、詳細な破壊力学解析を行い、構造安全性の確度を高める計画である。

参 考 文 献

- 1) National Research Council: Protecting the Space Station from Meteoroids and Orbital Debris, National Academy Press, Washington, D. C., 1997, pp. 10-22.
- 2) 白木邦明, 伊藤哲次, 佐藤直樹, 白井雄二郎: 宇宙デブリ高速衝突試験結果の報告, 日本航空宇宙学会誌, 44 (1996), pp. 520-529.
- 3) Shiraki, K., Terada, F. and Harada, M.: Space Station JEM Design Implementation and Testing for Orbital Debris Protection, Int. J. Impact Engineering, 20, Proc. 1996 Hypervelocity Impact Symp. (1997), pp. 723-732.
- 4) Yamamoto, T., Kobayashi, M., Kunoh, A., Miyoshi, H., Hikiji, M., Toda, S. and Kibe, S.: Study of Hypervelocity Impact Testing with Shaped Charge, 7th ISOCPS, Nagasaki, July, 1997.
- 5) 白木邦明, 野田也広: 高速デブリ衝突に対するJEM防護シールドの性能評価, 第40回構造強度に関する講演会, 高知, 1998年7月.
- 6) 高岡秀年, 小柴公也, 藤原俊隆: 超高速固体衝突に伴う相変化・変形現象の数値解析, 日本航空宇宙学会誌, 45 (1997), pp. 371-379.
- 7) Lindenmoyer, A., Theall, J. and Williamson, J.: Meteoroid and Debris Risk Mitigation for the International Space Station, IAA-95-IAA. 6. 6. 05, 46th IAC, Oslo, October, 1995.
- 8) Christiansen, E. L., Crews, J. L., Williamsen, J. E., Robinson, J. H. and Nolen, A. M.: Enhanced Meteoroid and Orbital Debris Shielding, Int. J. Impact Engineering, 17 (1995), pp. 217-228.
- 9) 片山雅英, 戸田 勲, 木部勢至朗, 相澤龍彦: 衝撃解析コードによる相変化を伴う超高速変形シミュレーション, 第45回塑性加工連合講演会, 熊本, 1994年10月.
- 10) Zukas, J. A. ed.: High Velocity Impact Dynamics, John Wiley & Sons, New York, 1995.
- 11) Tillotson, J. H.: Metallic Equations of State for Hypervelocity Impact, GA-3216, General Atomic Division of General Dynamics, San Diego, California, 1962.
- 12) Johnson, G. R. and Cook, W. H.: A Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strains, High Strain Rate and High Temperatures, Proc. 7th Int. Symp. Ballistics, The Hague, 1983, pp. 541-547.
- 13) Steinberg, D. J.: Equation of State and Strength Properties of Selected Materials, LLNL, UCRL-MA-10643a, 1991.
- 14) Bakken, L. H. and Anderson, P. D.: An Equation-of-State Handbook, Sandia Lab., Livermore, SCL-DR-68-123, 1962.