グラファイトの多軸破壊則

および非破壊検査

—M-V ロケット 4 号機の打ち上げ失敗から—

佐 藤 英 一* 小野田 淳次郎**

1. は じ め に

宇宙科学研究所の M-V ロケットは、図 1, 2 に示すように全段固体燃料の 3 段式ロケットであり、約 1.8 トンの衛星を 250 km 軌道に投入することができる。1997 年に 1 号機が電波天文衛星「はるか」を、1998 年には 3 号機が火星探査機「のぞみ」を成功裏に打ち上げている。この 3 番機である M-V-4 号機は、X 線天文衛星 ASTRO-E を搭載して 2000 年 2 月 10 日鹿児島宇宙空間観測所から打ち上げられた。初期の飛行は正常であったが、発射後 55 s から姿勢が大きく乱れ、第一段燃焼終了時の速度が不足した。発射後 75 s の第一段切り離し後には飛行は正常に復したので、地上から

図 1 M-V-4 号機の打ち上げ。

図 2 M-V ロケット，第 1 段モータノズルおよびノズルスロート部の概要。

* 宇宙科学研究所助教授 (〒229-8510 相模原市由野台3-1-1)

** 宇宙科学研究所教授

Multi-axial Fracture Criteria and Non-destructive Inspection of Graphite—from Launch Failure of M-V-4 Rocket—; Eiichi Sato, Junjiro Onoda (The Institute of Space and Astronautical Science, Sagami-hara)

Keywords: graphite, fracture, Weibull analysis, non-destructive inspection, ultrasonic testing, solid rocket motor

2001年 4 月 12 日受理

の指令により不足した速度の回復に努めたが、残念ながらASTRO-E衛星を軌道に投入することはできなかった。

直ちに宇宙研に設置されたM-V-4号機調査特別委員会および宇宙開発委員会技術評価部会が原因究明と対策案検討のための活動を開始し、宇宙研内外および関係メーカーの専門家や関係者による検討が精力的に行われた⁽¹⁾。

その結果、M-V-4号機の打ち上げ失敗は、発射後4sまでに第1段モータノズルのグラファイト製スロートインサートが破損脱落を始めたことがその原因とされた。このグラファイト製スロートインサートは

- ① 重要部品に(この破壊がミッション失敗に繋がる)
- ② 脆性材料を(炭素系材料以外では3500°Cの燃焼ガスに耐えられない)
- ③ 高負荷で(無人ロケットの特徴)

使用している点に大きな特徴がある。したがって、本スロートインサートに対しては、破壊統計論に基づく設計と非破壊検査による保証が必要であったことが、強く指摘された。本稿では、上記不具合の状況、原因究明、対策案について、なかでも多軸破壊統計論に基づく破壊確率評価および非破壊検査手法の検討について、概略を紹介する。

2. 不具合の状況

図3(a), (b)に第1段燃焼中のピッチ角についての姿勢角履歴(a)と姿勢制御系の動作状況(b)を示す。発射後約53.7sまでは指令信号と応答信号が一致して制御は正常であるが、同秒時から姿勢制御機能が失われている。ヨーおよびロール方向の姿勢制御も同秒時以降もなく機能を停止した。

図2拡大図に第1段モータノズルの構造を示す。これは

フレキシブルジョイントによって支持される可動ノズルで、スロートにはグラファイト製のスロートインサートという部材が挿入されている。スロートインサートはエポキシ系接着剤で接着されており、温度の上昇する燃焼中は接着力はなくなり、燃焼内圧によりテーパ面に押し当てられて支持される。

図3(c)は第1段モータの燃焼内圧履歴を示す。発射後約25.0, 38.5, 41.5sに燃焼内圧のステップ状の低下が見られ、実測値と計画値の差が拡大している。この現象は、スロートの断面積がステップ状に増大した事を意味する。41.5s以降はスロートインサートがすべて脱落したときに予測される圧力とほぼ一致している。

一方搭載ビデオカメラおよび地上追跡カメラは、ロケット発射直後から第一段モータノズルが時折火の粉状の小異物を噴出する様子をとらえており、特に上記の約25.0, 38.5, 41.5sに激しい噴出を記録していた。また発射翌日、射場に多数の黒色小破片(最大で4cm×3.5cm×0.7cm)が発見され、その材質はスロートインサート材と同一のグラファイトであることが確認された。これらは、その散乱位置から、遅くとも発射後4sまでにモータから噴出したものと算定された。

以上より、本号機の不具合発生シナリオは以下のものであったと推定される。発射後4sまでに第1段モータノズルのスロートインサートが破損を始め、41.5sには完全に脱落した。耐熱性が低下したノズルは約10s間高温の燃焼ガスに晒された後に一部が溶損し、51.6s以降ノズル側面から高温の燃焼ガスが噴出した。これによりノズル周辺の搭載機器が順次焼損し、約53.7sに姿勢制御機能が失われた。その結果、空気力により発射後約55sより姿勢が大きく乱れ、飛翔軌道が予定より高くなり、第1段燃焼終了時の速度が不足した。第1段切り離し後は、第2段の姿勢制御系が正常に機能し、姿勢制御と飛翔が正常に復したが、前述の速度回復の努力にも関わらず軌道投入には至らなかった。

3. スロートインサート破壊の原因究明

不具合のシナリオが比較的短時間に明確に究明できたことに対し、スロートインサート破壊の原因究明は容易ではなかった。スロートインサートが発射後4sまでに破壊を始めた原因究明のために、図4に示すFTA(故障木解析)に基づき、スロートインサート強度の詳細解析、素材製造工程の調査、ノズル製造工程の調査、素材特性の確認、未使用実機ノズルの分解調査等を実施した。

素材およびノズル製造工程の調査では、本号機の不具合に直結する異常は認められなかった。未使用ノズルの分解調査においても、スロートインサート材各部の物性データを含め、異常は発見されなかった。スロートインサート強度の詳細評価では、大がかりな解析を実施した結果、発射後4sまでに健全なグラファイトが破壊する可能性は極めて小さいとの結論を得た。その他のFTAに示された原因候補項目のほとんどはその可能性は極めて小さいと結論された。その結果、消去法ながら、人造黒鉛固有の内部欠陥、あるいはスロ

図3 第1段燃焼中のピッチ角についての姿勢角履歴(a)、姿勢制御系の動作状況(b)、第1段モータ燃焼内圧履歴(c)。

図4 FTA(故障木解析)(×は可能性が極めて小、△は可能性を否定できない事を示す)。

ートインサート加工時に生じた表面き裂が破損の原因であった可能性が高いとの結論に達した。

本不具合調査で行ったスロートインサート強度の詳細評価に関しては、固体ロケットモータ内部の複雑な流れの解析と、これに基づくスロートインサートへの熱入力の評価、非定常温度解析と非線型応力解析、脆性材料の破壊確率論に基づく破壊確率の評価が実施された。特に「材料学」の問題として、脆性材料に対する破壊統計論に基づく設計と非破壊検査による保証が必要であったことが、強く指摘された。以下では、多軸破壊統計論に基づく破壊確率評価、許容欠陥評価および非破壊検査手法の検討について述べる。

4. グラファイトの強度解析

(1) 破壊統計論

グラファイトやセラミックスのような脆性材料は、材料内にあらかじめ存在している微小欠陥の最大のものからき裂が伝播して破壊が起こる(最弱リンクモデル)。したがってある部材の強度は、その部材に含まれる欠陥寸法の最大値の分布を反映した極値分布に従う。この極値分布関数として一般にワイブル統計が用いられている⁽²⁾。ところでスロートインサートの負荷は熱応力が主であり、圧縮成分を含む多軸応力状態が重要となる。かつてグラファイトに関して経験的な多軸破壊則が提案されたこともあった⁽³⁾⁽⁴⁾が、本解析では以下の破壊統計論に基づいて解析を行う。

この材料は内部欠陥から破壊すると(表面欠陥を無視)し、体積 V の部材の微小要素 dv_i の破壊確率分布を $f_i(\sigma)$ とおき、この要素の累積破壊確率 F_i を簡単なべき乗則で表す。

ここで m と σ_0 はそれぞれ形状母数(ワイブル係数)と尺度母数と呼ばれる材料定数であり、 F_i は dv_i に線型に依存するとした。

$$F_i = \int_0^\sigma f_i d\sigma dv_i = \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^m dv_i \quad (1)$$

以下の解析では、 $F_i \ll 1$ の領域のみが対象となる。さてこのとき部材の累積破壊確率 G は次のように求められる。

$$G = 1 - \prod_{i=1}^{\infty} (1 - F_i) = 1 - \exp \left[- \int_V \frac{F}{dv} dv \right] = 1 - \exp \left[- \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^m V \right] \quad (2)$$

ここで、次の式を用いた。

$$\exp \left[- \sum_{i=1}^{\infty} F_i \right] = \exp(-F_1) \exp(-F_2) \cdots = \left(1 - F_1 + \frac{1}{2} F_1^2 - \cdots\right) \left(1 - F_2 + \frac{1}{2} F_2^2 - \cdots\right) \cdots = \prod_{i=1}^{\infty} (1 - F_i) \quad (3)$$

このときの部材の平均強度 μ は部材の体積に依存し、部材の破壊確率 g を経由して、次のように与えられる。

$$g = \frac{dG}{d\sigma} = m \frac{\sigma^{m-1}}{\sigma_0^m} \exp \left[- \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^m V \right], \quad (4a)$$

$$\mu = \int_0^\sigma \sigma g d\sigma = \sigma_0 V^{-1/m} \Gamma \left(\frac{m+1}{m} \right) \quad (4b)$$

ここで Γ はガンマ関数である。部材にかかる応力に分布があるとき、 G は

$$G=1-\exp\left[-\int_V\left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^m dv\right]=1-\exp\left[-\left(\frac{\sigma_R}{\sigma_0}\right)^m V_E\right], \quad (5a)$$

$$V_E=\int_V\left(\frac{\sigma}{\sigma_R}\right)^m dv \quad (5b)$$

と与えられ、 V_E は有効体積、 σ_R は代表応力(通常は最大応力をとる)と呼ばれる。なお、式(2)は

$$\ln\left(\frac{1}{1-G}\right)=\frac{1}{\sigma_0^m}(\sigma V^{1/m})^m \quad (6)$$

という関係を満たす。そこで強度試験における $\ln(1/(1-G))$ と σ あるいは $\sigma V^{1/m}$ を両対数プロットしたものをワイブルプロットと呼び、その傾きがワイブル係数 m (分布の鋭さを示す)を与える(図7参照)。

以上は暗黙に一軸応力を仮定してしたが、多軸応力場に対しては、材料中にランダムな方向に円板状き裂が分布しているものとして、き裂に対する垂直応力(モードⅠ)と剪断応力(モードⅡ)の混合モード破壊を考慮した定式化がなされた⁽⁵⁾⁽⁶⁾。混合モードでの破壊クライテリアとして、松尾はき裂進展の臨界解放エネルギー一定条件($K_I^2+K_{II}^2=K_{Ic}^2$, K_I , K_{II} , K_{Ic} :モードⅠ, モードⅡ, 臨界応力拡大係数)を採用したが、実際の材料では $K_{Ic}\neq K_{IIc}$ であることから、小田らは $(K_I/K_{Ic})^2+(K_{II}/K_{IIc})^2=1$ というクライテリアを採用して、松尾の解析を修正した⁽⁷⁾。

まず図5に示すように、微小要素の主応力を $(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3)$ とし、直径 $2c$ の円板状き裂に対する極座標系を (R, θ, φ) とすると、き裂にかかる垂直応力 σ_R と合剪断応力 τ は $(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3)$ と (R, θ, φ) で与えられる。このき裂の進展条件は、

$$\begin{aligned} 1 &= \left[\frac{K_I^2}{K_{Ic}^2} + \frac{K_{II}^2}{K_{IIc}^2} + \frac{1}{(1-\nu)^2(1+\nu)} \frac{K_{III}^2}{K_{Ic}^2} \right]_{\max} \\ &= \frac{4c}{\pi} \left(\frac{\sigma_R^2}{K_{Ic}^2} + \frac{4}{(2-\nu)^2} \frac{\tau^2}{K_{IIc}^2} \right) \\ &= \frac{4c}{\pi} \frac{z^2}{K_{Ic}^2} \end{aligned} \quad (7)$$

となる。ここで、 $[\]$ 内はき裂面内の角 ψ が $0, \pi$ のとき最大値をとり、 $K_I=(2/\pi)\sigma_R\sqrt{\pi c}$, $K_{II}=(4/\pi(2-\nu))\cos\psi\tau\sqrt{\pi c}$, $K_{III}=(4(1-\nu)/\pi(2-\nu))\sin\psi\tau\sqrt{\pi c}$ である。また、等価垂直応力 z を次のようにとり、 σ_1 と応力比の関数 $z^*(\sigma_2/\sigma_1, \sigma_3/\sigma_1)$ の積で表した。

図5 破壊統計論の導出における模式図。

$$z=\left\{\sigma_R^2+\frac{4}{(2-\nu)^2}\frac{K_{Ic}^2}{K_{IIc}^2}\tau^2\right\}^{1/2}=\sigma_1 z^*\left(\frac{\sigma_2}{\sigma_1}, \frac{\sigma_3}{\sigma_1}\right), \quad \sigma_R>0 \quad (8)$$

一軸引張 $(\sigma, 0, 0)$ のときの分布関数式(4a)を再現するよう比例定数 I を定めると、多軸分布関数として

$$\begin{aligned} G &= 1 - \exp\left[-\int_V \frac{1}{\pi I} \left[\int_{\text{semi-sphere}} \left(\frac{z}{\sigma_0}\right)^m \sin\varphi d\varphi d\theta \right] dv\right] \\ &= 1 - \exp\left[-\frac{1}{\pi I} \int_V \left(\frac{\sigma_1}{\sigma_0}\right)^m \left[\int_{\text{semi-sphere}} z^* \left(\frac{\sigma_2}{\sigma_1}, \frac{\sigma_3}{\sigma_1}\right)^m \right. \right. \\ &\quad \left. \left. \times \sin\varphi d\varphi d\theta \right] dv\right] \end{aligned} \quad (9)$$

$$I = \int_0^\pi \left(\cos^4\varphi + \frac{4}{(2-\nu)^2} \frac{K_{Ic}^2}{K_{IIc}^2} \cos^2\varphi \sin^2\varphi \right)^{m/2} \sin\varphi d\varphi \quad (m \text{ のみに依存する定数}) \quad (10)$$

が得られる。図6に $\sigma_2=0, \sigma_1>\sigma_3$ の条件における破壊曲面の模式図を示す[†]。 $\sigma_3=0$ の一軸引張に比べ、引張でも圧縮でも σ_3 が存在すると平均破壊応力が減少していることが分かる。

(2) 圧縮・剪断破壊モードも考慮した全破壊確率

グラファイトの破壊には、上述の引張破壊モードのほかに、圧縮・剪断応力が主体となる圧縮・剪断破壊モードが存在する。前者に合わせ圧縮・剪断破壊モードについても確率論的取り扱いを行った。すなわち、材料強度が正規分布をしていると仮定して、下記2つのクライテリアに対して最も厳しい応力の要素が破壊する確率を破壊確率とした(図6参照)。

- ① 最小主応力説：最小主応力が圧縮許容応力を越えない
 $\sigma_3 > \bar{\sigma}_b \quad (11)$

引張破壊モード

圧縮・剪断破壊モード

図6 多軸破壊曲面の模式図($\sigma_2=0$)。

[†] 最大、中間、最小応力を $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ とすると、 $\sigma_2=0$ でありうるのは第4象限のみで、第1象限では $\sigma_2 \geq \sigma_3$ 、第3象限では $\sigma_2 \leq \sigma_1$ である。

- (2) 最大剪断応力説：最大剪断応力が一軸圧縮での剪断許容応力を超えない

$$\tau_1 = |(\sigma_1 - \sigma_3)/2| < -\sigma_b/2 \quad (12)$$

引張・圧縮・剪断破壊モードでの破壊確率をそれぞれ F_I , F_{II} , F_{III} としたとき、全破壊確率は

$$F = 1 - (1 - F_I)(1 - F_{II})(1 - F_{III}) \quad (13)$$

で与えられる。

(3) 材料データ

材料データは、他機開発時に取得されていた試験データと、M-V ロケット実機4機の納入素材の試験データである。常温引張強度については、他機の20データとM-Vの5データ×4機=20データそれぞれをワイブルプロットした(図7)。両者に有意な差は見られず、きれいなワイブルプロットが得られたので、(数学的には厳密ではないが)40データを一つの母体からの標本としてワイブル分布の係数を20と決定した。常温圧縮強度については、M-Vの5データ×4機=20データから算出した正規分布の係数を使用した。温度依存性は、他機開発時に取得されていた試験データに従うものとした。

一般にグラファイトでは $K_{IIc}/K_{Ic} = 1.2 \sim 1.5$ 程度の値が報告され、特に本素材と同一のグラファイトに対しては佐藤らは1.21等の値を報告している⁽⁸⁾が、その正確な値は明確ではない。本解析では K_{IIc}/K_{Ic} の値をパラメータとした。

なお、本グラファイトでは強度にはわずかに異方性が測定されている。そこで本解析では、平方向(半径および周方向)と立方向(機軸方向)の常温引張強度の比を異方性係数とし、計算された応力場に異方性係数をかけて規格化し、見かけ上等軸な材料における相当応力分布を元に解析を行った。

(4) 発射直後のスロートインサート強度解析結果

解析の結果得られたX+1および4s時の破壊確率を、 $K_{IIc}/K_{Ic} = 1.2, 1.3, 1.4$ の場合について表1に示す。これはスロートインサートの接着が点火前に健全であった場合の結

図7 グラファイト引張強度(機軸方向)のワイブルプロット。

表1 発射直後のスロートインサート強度解析結果(破壊確率)。

	K_{IIc}/K_{Ic}	引張側			全破壊確率
		破壊統計論	最小主応力説	最大剪断応力説	
X+1 s	1.2	5.5E-7			5.5E-7
	1.3	1.8E-7	9.4E-18	2.1E-19	1.8E-7
	1.4	8.8E-8			8.8E-8
X+4 s	1.2	2.6E-3			2.6E-3
	1.3	9.9E-4	1.2E-20	3.3E-22	9.9E-4
	1.4	5.7E-4			5.7E-4

果であるが、何らかの原因で既に剥離していた場合についても結果はほとんど変わらなかった。

圧縮(剪断)破壊モードの破壊確率は、いずれの秒時においても十分に小さい。全破壊確率は K_{IIc}/K_{Ic} の値に依存し、X+1sで0.00006~0.000009%以下、X+4sで0.3~0.06%以下と計算された。応力的に最も厳しい要素は、燃焼ガス流側表面の温度が上昇した部分のすぐ内側に位置し、秒時の進行とともにスロートインサート内部に移動する。

破壊確率を支配しているのは図6の第4象限(3主応力が{引張, 圧縮, 圧縮})における引張破壊モードである。この破壊確率は K_{IIc}/K_{Ic} の値に強く依存し、窒化ケイ素では実際の材料定数よりも大きな値を使うと破壊曲面がよく再現できるという報告がある⁽⁷⁾。しかし本解析ではこのような修正は行っていない。また本解析では、材料中の欠陥それぞれには一様な応力場がかかっていることを基本的仮定においている。しかしながら、得られた応力分布は、次節で評価する許容欠陥寸法程度の幅のピークを示している。

この2点および熱入力算定について過大側の評価をしたこと等、本解析は破壊確率が過大となる側の評価を行っている。これは、点火直後にスロートインサートが破壊する可能性が小さいか否かを厳格に検証するためである。その結果、表1に示すとおり、X+4sで破壊する確率はどんなに高くても0.3%以下であり、したがってスロートインサートが設計マージン不足で発射直後に破壊した可能性は小さいと考えられる。

なお参考までに、燃焼中期以降の代表的秒時に対して破壊確率を求めると、秒時による変化は小さく $K_{IIc}/K_{Ic} = 1.2 \sim 1.4$ に対して18~6%以下となった。この値は破壊確率の上限を示すものであり、現実の破壊確率は遙かに低いものと考えている。

5. 許容欠陥寸法の評価

前節までの解析により、発射後4sまでに健全なグラファイトが破壊する可能性は極めて小さいとの結論を得た。その結果消去法ながら、人造黒鉛固有の内部欠陥あるいはスロートインサート加工時に生じた表面き裂が破損の原因であった可能性が高いとの結論に達した。そこでその欠陥の寸法を推

定する。このとき本来は、破壊源となる欠陥の性状を知る必要があるが、現在グラファイトの破壊源は特定されていない。ここでは最も小さい寸法を与えるものとして、内部欠陥に対しては円板状き裂、表面き裂に対しては直線状表面き裂を対象とする。

許容円板状内部き裂の直径 $2c$ は、一様応力場を仮定すると、前節の等価垂直応力 σ を用いて、

$$2c = \frac{\pi}{2} \frac{K_{Ic}^2}{\sigma^2} \quad (14)$$

で与えられる⁽⁹⁾。X+1 および 4 s の段階で、最も応力の厳しい要素についてその応力場が均一であると仮定したときの許容欠陥寸法 $2c$ を表 2 に示す。スロートインサートが内部欠陥から破壊に至ったと考えると、X+1 s では K_{IIc}/K_{Ic} に応じて 8~10 mm 以上、X+4 s では 3~4 mm 以上の欠陥が起点となったと考えられる。

許容直線状表面き裂の深さ c は、

$$c = \frac{Q}{\pi} \frac{K_{Ic}^2}{(1.12\sigma)^2}, Q=1.0 \quad (15)$$

で与えられる⁽⁹⁾。スロートインサート表面では{弱い圧縮、圧縮、圧縮}という圧縮応力状態であるが、少し内側に入ると最大主応力が弱い引張に変化し、表面き裂がこの領域まで伸びれば破壊源となり得る。このときの許容表面き裂深さを表 2 に示す。スロートインサートが表面き裂から破壊に至ったと考えると、X+1 s では内部欠陥相当以上、X+4 s では深さ 4~5 mm 以上のき裂が起点となったと考えられる。

次に、スロートインサートが全燃焼時間において破壊しないことを保証するために、非破壊検査で検出すべき欠陥寸法

表 2 各秒時および全秒時の許容欠陥寸法。

	K_{IIc}/K_{Ic}	内部欠陥	表面き裂
X+1 s	1.2	8.0 mm	内部欠陥相当
	1.3	9.2 mm	内部欠陥相当
	1.4	10.7 mm	内部欠陥相当
X+4 s	1.2	3.7 mm	3.0 mm
	1.3	4.3 mm	3.2 mm
	1.4	4.9 mm	4.6 mm
全秒時	1.2	3.0 mm	3.0 mm
	1.3	3.5 mm	3.2 mm
	1.4	4.0 mm	4.6 mm

図 8 M-V ロケット第1段モータスロートインサート(図2B 黒色部)の全秒時を通じた許容内部欠陥寸法分布。

を評価した。燃焼中の代表的な秒時に対して熱入力、熱構造解析を行い、許容寸法を算出し、その最大値を表 2 に、最大値の分布を図 8 に示す。表 2 より、直径 3 mm 以上の内部欠陥がないことと、深さ 3 mm 以上の表面き裂がないことを非破壊検査で保証する必要があることが分かる。

なお、図 8 より、内部欠陥を検出しなければならない領域はスロートインサートの上流外側から下流内側への対角線に沿って広がっている。このときの最大主応力はほぼこの対角線に沿っているが、大きな圧縮応力が存在するとき最も破壊に繋がりやすい欠陥の方向は最大主応力方向から 30° 程度傾いた方向である。すなわち実際上は、素材の表面から中心部まですべての方向に向いた内部欠陥を検出しなければならないことになる。

6. 非破壊検査能力

グラファイトは脆性材料であるため非破壊検査の実施が必要不可欠であるが、後述する日本原子力研究所高温工学試験研究炉(HTR)炉心支持黒鉛構造物⁽¹⁰⁾⁻⁽¹²⁾を除いては、グラファイトの詳細な非破壊検査について述べられたものはない。しかしながら、本スロートインサートの品質保証の上で非破壊検査は不可欠である。ここでは、スロートインサートがモータ燃焼中に破壊しないことを非破壊検査で保証可能かどうかの検討について述べる。

内部欠陥の探傷検査は、機械加工途中の外径 1070、内径 710、高さ 349 mm の円筒形素材の状態で行う。一方表面き裂の探傷検査は、機械加工の終わった表面に対して行う。

(1) 内部欠陥

(a) X 線探傷検査

X 線検査のうちフィルム撮影法は、き裂型欠陥に対しては X 線の照射方向とき裂面が一致しなければ有効ではない。また、検出能力は透過厚さに対し 2% 程度であるので、照射方向に平行なき裂に対しても検出能力は不十分である。

一方 X 線 CT 法は、開口したき裂型欠陥に対してもある程度有効であると考えられるが、検出可能な限界開口量等については素材と同サイズの試験体で確認する必要がある。一方国内での現有装置としては、過去最大級であった直径 2048 mm の試験が可能な装置は現在 CT としての部分が棄却されており、直径 800 mm の試験体を検査できる装置が最大である。つまり本素材を検査できる装置は存在しない。

(b) 超音波探傷検査

超音波探傷検査は開口したき裂を検出することができるが、本グラファイトは気孔率 17% を有し構成粒子と気孔の界面での散乱および減衰が大きいこと、組織の不均一によるとみられる超音波伝播特性の不均一も大きいこと、音速の異方性があること(立方向 2430、平方向 2510 m/s)、試験体の厚さが大きいこと、検出すべきき裂の位置と方向を事前に特定できないこと等から、これも技術的にかなり難しいといえる。検査に必要な厚さは、反射法では最大 400 mm(周方向)

であり、透過法ではこの2倍である。き裂の方向は、反射法では原理的に超音波入射方向とき裂面法線が一致しなければ有効ではない。したがって全方位に超音波を入射して検査を行う必要があるが、これは現状ではほとんど行われていない検査技術である。一方透過法ではき裂の角度が変化しても検出能力は大きく低下しないと考えられる。

① 直接接触反射法

直接接触反射法においては、近距離音場を避け、斜角入射するために、探触子先端に遅延材(シュール)を取り付ける必要がある。入射面が異方性のある曲面であるため、入射するすべての立体角に対しそれぞれ固有の遅延材を準備する必要がある。工場内のインライン検査として現実的ではない。

② 水浸反射法

全方位探傷の現実的な可能性のある手法として、水浸反射法を実験的に検討した。通常厚肉試験体に対しては非収束型探触子を使用するが、組織の不均一による散乱が小さくなるであろう収束型探触子も検討した。周波数は、最低分解能が許容寸法である0.4 MHz以上を検討したが、2.25 MHzの底面反射波の中心周波数は0.8 MHzまで低下していた。0.5~2.25 MHzの探触子による人工欠陥検出感度の違いは小さかったが、その中では2.25 MHzの収束型探触子が最良であった。

本手法の適用可能性の判定基準としては、同種のグラフィイトに対する検査規格⁽¹⁰⁾を参考にし、直径3 mmの人工欠陥が S/N 比4以上(12 dB以上)で検出できることとした。ここで S/N 比は、欠陥エコー高さとその付近のノイズエコー高さとの比である。

まず、直径3と5 mmの垂直人工欠陥(平底穴)に対する垂直入射の検出感度の測定を行い、その結果を相対ピーク高さと欠陥 S/N 比の深さ依存性として図9(a)に示す。直径3 mmの垂直人工欠陥に対して400 mmの深さでは上述の判定基準の $S/N=4$ に非常に近くなっている。

次に、厚み200 mmの試験体の様々な角度の直径3 mmの人工欠陥の検出感度を測定し、図9(b)に検出感度の角度依存性として示す。角度の増加とともに S/N 比は大きく減少し、10°の欠陥の検出感度は0°より8 dB低下し、20°以上の欠陥は全く検出できていない。このことは、方向の特定できない欠陥の検出には、少なくとも20°おきの斜入射探傷を全立体角に対して行う必要があることを意味する。このとき本手法の適用可能性の判定基準としては、 $S/N>12\text{ dB}+8\text{ dB}=20\text{ dB}$ となり、図9(a)より、透過厚さの限界は300 mmと読みとれる。しかしながらこの全方位探傷は現状ではほとんど行われていない検査技術であり、実施するには探傷システムの開発とその探傷能力の検証が必要である。

③ 水浸透過法

透過法によれば、き裂の角度が変化しても検出能力は大きく低下しないと期待される。2.25 MHzの非収束型探触子を使用し、人工欠陥(直径3 mmの傾いた平底穴)を有する厚さ200 mmの試験体の検査を試みた。結果のCスキャン画像において、人工欠陥による像は全く検出されておらず、健全部と考えられる部位でもグラフィイト中の組織の不均一性に起因すると考えられる模様が観察された[†]。すなわちこの方法は材料内不均一性の影響を受けやすく、本グラフィイトには適用不可能である。

(c) まとめ

非破壊検査による許容寸法以上の内部き裂の検出能力の検討を行ったが、唯一現実的な可能性のある超音波探傷水浸反射法によっても、垂直欠陥に対しては厚さ400 mm、傾き欠陥に対しては厚さ300 mm程度が限界であることが分かった。以上より、方向を特定できない許容寸法3 mm以上の内部欠陥が本スロートインサート素材中に全く存在しないことを非破壊検査で完全に保証することは、現状の技術レベルでは非常に難しいと結論した。

現在、非破壊検査能力向上のための中期的な開発研究とし

図9 水浸反射法におけるエコー高さと S/N 比の厚さ(a)および傾き(b)依存性(収束探触子, 2.25 MHz).

て、水浸反射法における

- ① 全方位探傷手法の開発とその探傷能力の検証、
- ② 連続可変入射角等が可能なアレイ型電子走査式システムを用いた探傷手法の開発、
- ③ グラファイトの破壊源と非開口欠陥についての考慮、等について、検討を進めつつある。

なお、原研 HTTR では同種のグラファイトに対して、超音波探傷直接接触ギャップ法により厚さ 600 mm の試験体中の直径 5 mm の円板状欠陥が検出可能であるとしている⁽¹¹⁾。しかしながら文献⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾を見る限りにおいて、

- ① 許容欠陥の寸法、位置、方向についての設計からの評価が明記されていないこと、
- ② 設計応力に破壊統計論による体積依存性、多軸効果が明記されていないこと、
- ③ 垂直の平底穴しか対象としていない(全方位探傷となっていない)こと、
- ④ 近距離音場を避ける手法が明記されていないこと、等の点に疑問が感じられる。

(2) 表面き裂

2 MHz の渦流探傷検査を、グラファイト試験体表面に導入した人工傷に対して行ったところ、導入することのできた最小のものである幅 0.1 mm、深さ 0.2 mm、長さ 5 mm の表面き裂が検出可能であった。この人工欠陥が機械加工によるグラファイト粉末で埋められた場合についても、感度低下は 10% 以下であった。したがって、機械加工後の渦流探傷検査により、許容寸法以上の表面欠陥は十分検出できるものと考えられる。

7. お わ り に

グラファイト製スロートインサートは、我が国のロケット開発の比較的初期から固体ロケットモータのほとんどに用いられ、小型モータを含めれば国内でも千機を越える実績を持つ。その実績からグラファイトの信頼性は極めて高いものと考えられてきたことと、確実な非破壊検査が容易ではなかったことから、現在まで詳細な非破壊検査の実施は省略してきた。しかし本号機の不具合が発生した以上、スロートインサートの信頼性を保証し得る非破壊検査の実施なしにグラファイトを M-V ロケットに使用し続けるのは適当ではない。

前節までの検討より、方向を特定できない許容寸法 3 mm 以上の内部欠陥がスロートインサート素材中に全く存在しないことを非破壊検査で完全に保証することは、現状の技術レベルでは非常に難しいとの結論に達した。

一方、近年我が国の 3 次元カーボンカーボン複合材料 (3D-C/C) に関する技術レベルが育ってきていることも踏ま

え、今回の不具合に対する対策案としては、グラファイトより遙かに強度および破壊靱性が高い 3D-C/C をスロートインサートに使用することを基本とし、現在、新規設計および確認試験の準備を全力を挙げて進めているところである⁽¹³⁾。

一方、イグナイタ等の補助モータおよび S-310 等の観測ロケットには依然としてグラファイトを使用していく方針である。今回の不具合調査を受けて、今後のスロートインサートへのグラファイトの使用にあたっては、多軸破壊統計論の実部品設計への適用と、本格的な非破壊検査の実施を行う予定である。これによりグラファイトという多孔質脆性材料を厳しい条件で高い信頼性を持って使用していくことができると考えている。なおこれは固体ロケットだけの技術ではなく、多かれ少なかれ脆性的な各種新素材の使用のモデルケースとなりうるものと考えている。

不具合調査にあたり、M-V-4 号機調査特別委員会および宇宙開発委員会技術評価部会の委員をはじめとする多くの方々から、有益な助言をいただくとともに適宜レビューを頂いた。特に、松尾陽太郎教授(東京工業大学理工学研究科)、田邊靖博助教授(東京工業大学応用セラミックス研究所)、徳田正孝教授(三重大学工学部)、日産自動車㈱宇宙航空事業部(現㈱IHI エアロスペース)、(有)ジーネス、㈱発電設備技術検査協会には多大な協力を頂いた。この場を借りて感謝の意を表する。

文 献

- (1) 宇宙開発委員会技術評価部会、M-V ロケット 4 号機打上げ失敗の原因究明および今後の対策について(報告)、(2000)。
- (2) W. Weibull: Ingeniörsvetenskapskad., Handl., **151**(1939), 45.
- (3) 佐藤和郎: 機論, **39-220**(1973), 1096.
- (4) 佐藤千之助, 車田 亮, 川又清弘, 小坂勝明, 荒井敬司: 茨城大学工学部研究集報, **35**(1987), 105.
- (5) 松尾陽太郎: 機論, **46-406, A**, (1980), 605.
- (6) J. Lamon and A. G. Evans: J. Am. Ceram. Soc., **66**(1983), 177.
- (7) 小田 功, 松井 実, 相馬隆雄, 榊田昌明, 山田直仁: セラ協, **90**(1988), 539.
- (8) 佐藤千之助, 樋田貴光, 木村隆久: 機械学会いわき地方講演論文集, (1997), 33.
- (9) 例えば, H. Tada: *The Stress Analysis of Cracks Handbook*, Del Research co., Hellertown, (1973).
- (10) 豊田純二, 伊与久達夫, 石原正博, 多喜川 昇, 塩沢周策: 高温工学試験研究炉の黒鉛検査基準, JAERI-M 91-102, 原研, (1991).
- (11) 大岡紀一, 伊与久達夫, 石井敏満, 多喜川 昇, 塩沢周策, 神戸 護, 三木俊也, 緒方隆昌, 河江秀俊: HTTR の黒鉛受け入れ検査における超音波探傷試験, JAERI-M 93-003, 原研, (1993).
- (12) 石原正博, 七種明雄, 伊与久達夫, 塩沢周策, 大岡紀一, 神戸 護, 高橋正昭, 田中康博, 進藤喜久, 河江秀俊: HTTR の IG110 黒鉛構造物受入検査における渦流探傷試験, JAERI-M 93-197, 原研, (1993).
- (13) 後藤 健, 八田博志: まてりあ, **40**(2001), 136.

† その後の検討で、本グラファイト中を超音波は直進せず最大 5° 程度傾く箇所があるため、底面反射エコーにむらが生じることが分かった。