

# 耐熱構造用 CFRP の開発及びその高温特性

○ 荘司 明子 (日大生産工), 平山 紀夫 (日東紡績株),  
西田 裕文 (ナガセケムテックス株), 邊 吾一 (日大生産工)

## 1. 緒言

プラスチック系の繊維強化複合材料は、比強度・比剛性に優れ、軽量化を必要とする様々な分野で使用されている。しかし、一般の車両・建築分野等に应用するためには、さらに耐熱性に対する要求を満たすことが重要である。代表的な耐熱樹脂には航空宇宙用材料として開発されたポリイミドなどがあるが、一般的な構造材料として使用するにはコストがかかりすぎる。

通常のエポキシ樹脂をカルボン酸カリウム塩を触媒として硬化させることで、Fig. 1 に示すように高温下でも剛性が低下しない T<sub>g</sub> レスエポキシ樹脂が調製できることが示されている<sup>1)3)</sup>。さらに、この樹脂をマトリクスとすることにより、250℃でも 25℃での弾性率の 80%以上を保持する高耐熱性 FRP が製造可能であることが発表されている<sup>4)</sup>。しかしながら、CFRP の高温での曲げ強度の維持率が 20%以下になってしまうことも明らかとなった。

本研究では、T<sub>g</sub> レスエポキシ樹脂を母材とした CFRP の高温下での曲げ強度向上のため、フィラーやガラス短繊維の添加、および炭素繊維に表面処理を施すことによって、界面の強度改善を図り、高温下での曲げ特性への影響を調査した結果について報告する。

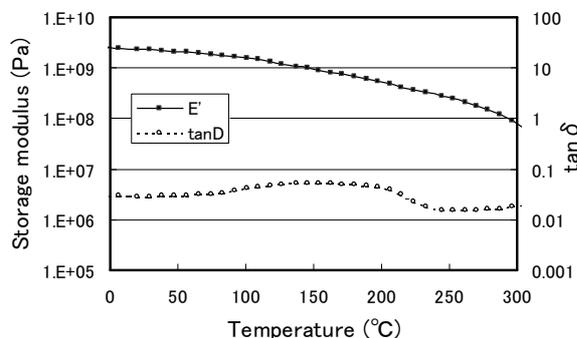


Fig.1 Viscoelasticity of T<sub>g</sub>-less epoxy

## 2. 高温曲げ試験

### 2.1 試験片

T<sub>g</sub> レスエポキシ樹脂をマトリクスとし、強化材には炭素繊維綾織りクロス CO6347 (東レ株製) 及びガラス繊維平織りクロス WL230BZ (日東紡績株製) を用いた。成形法は HLU にて各強化繊維織物に所定枚数を含浸積層させ、平板形状の金型を使用し、180℃/2 時間で加熱プレス成形を行った。

また、本研究の目的である曲げ強度を向上させるために、①マトリクス樹脂の強度を向上する、②マトリクスと強化繊維の界面接着性を改善する、この 2 点について検討を行った。その方法として成形時に①シリコンフィラーおよびガラス短繊維の添加、②強化材の洗浄を行った。各試験片の違いについて Table1 にまとめる。

No.1 および No.2 は強化材の表面処理の影響の調査を目的とする。No.3~No.5 は綾織り炭素繊維を強化材としており、フィラーやガラス短繊維などの添加物の影響を調査すること目的とする。使用したフィラーはシリコンナノ粒子 (カネカ社製)、ガラス短繊維は繊維長 80 μm のミルドファイバー (パウダー状) である。また、T<sub>g</sub> レスエポキシ樹脂単体に対して、シリコンナノ粒子およびミルドファイバーを添加することで強度が向上することが確認されている<sup>5)</sup>。

また、No.1 および No.2 の比較結果から、炭素繊維の表面処理が有効であることが明らかとなったため<sup>6)</sup>、さらにアルカリ溶液による処理を施した場合の影響について調査した。アセトンによる洗浄は、炭素繊維を 2 日間浸漬させ、乾燥後に成形するのに対し、アルカリ処理はアルカリ溶液に 30 秒ほど浸漬させ、乾燥後に成形した結果である。この違いは、アセトン洗浄

## Development of Heat -resistance and Structural CFRP and its Properties under High Temperature

Akiko Shoji, Norio Hirayama, Hirofumi Nishida and Goichi Ben

が炭素繊維の収束剤を完全に除去するための洗浄であるのに対し、アルカリ処理は収束剤を中和させることを目的としているためである。アルカリ処理液の濃度はそれぞれ 1%, 0.1%, 0.02%とした。

Table 1 Specification of test specimens

|      | フィラー | ガラス短繊維 | アセトン洗浄 | アルカリ処理   |
|------|------|--------|--------|----------|
| No.1 | なし   | なし     | なし     | なし       |
| No.2 | なし   | なし     | 有      | なし       |
| No.3 | 6部   | なし     | 有      | なし       |
| No.4 | 6部   | 25部    | 有      | なし       |
| No.5 | 6部   | 50部    | 有      | なし       |
| No.6 | なし   | なし     | なし     | 有(1%)    |
| No.7 | なし   | なし     | なし     | 有(0.1%)  |
| No.8 | なし   | なし     | なし     | 有(0.02%) |

## 2.2 曲げ試験

$T_g$  レス FRP の基本特性として、3 点曲げ試験を実施した。試験は、JIS K7198 に準じて行い、試験片形状は厚さ  $t$ =約 2mm, 幅  $b$ =約 15mm とし、曲げスパンは 80mm である。試験速度は、5mm/min で、試験温度は常温 (約 25°C), 100°C, 150°C, 200°C, 250°C, 300°C の 6 水準とした。ただし、試験片は  $n=1$  とし、各温度環境下において 30 分保持した後、曲げ試験を実施した。また、試験結果について曲げ応力  $\sigma$ , 曲げひずみ  $\varepsilon$  は以下の式によって算出した。

$$\sigma = \frac{3Fl}{2bt^2} \quad (1)$$

$$\varepsilon = \frac{6dt}{l^2} \quad (2)$$

ここで、 $F$  は荷重[N],  $d$  は圧子下の変位[mm]を示す。

## 3. 結果と考察

### 3.1 結果

各温度における曲げ弾性率および曲げ強度の比較を Fig.2~Fig.4 に示す。Fig.2 および Fig.4 より CFRP の高温環境での曲げ弾性率保持率は高く、300°Cにおける弾性率は No.6 を除き平均して常温弾性率のほぼ 80%以上であった。しかし曲げ強度については、No.1~No.8 すべての試験片において高温になるにつれて低下する傾向が見られた。

### 3.2 フィラーおよびガラス短繊維の影響

Fig.3 において No.1 と No.2 を比較すると、アセトン洗浄を行うことで高温での強度維持率が改善されていることが明らかとなった。これは、カーボン繊維の収束剤の酸成分が  $T_g$  レスエポキシ樹脂の硬化を阻害しており、アセトン洗浄を行うことで、硬化が促進されたと考えられる。

また、樹脂の No.2~No.5 を比較すると、シリコーンフィラーのみを添加した No.3 の常温での強度が 30%程度、改善されていることがわかる。しかし、150°C以上の温度下では低下が大きく、高温下での曲げ強度向上には寄与しない結果となった。またガラス短繊維の充填に対して、強度は向上しなかった。これは、ガラス短繊維が強化繊維である炭素繊維のモノフィラメント間に均一に充填されず、モノフィラメント間のマトリクス樹脂の補強効果が得られなかったためと思われる。

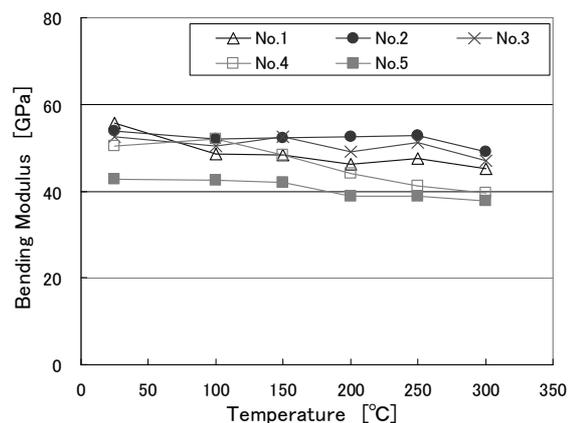


Fig.2 Effect of filler and milled fiber on bending modulus

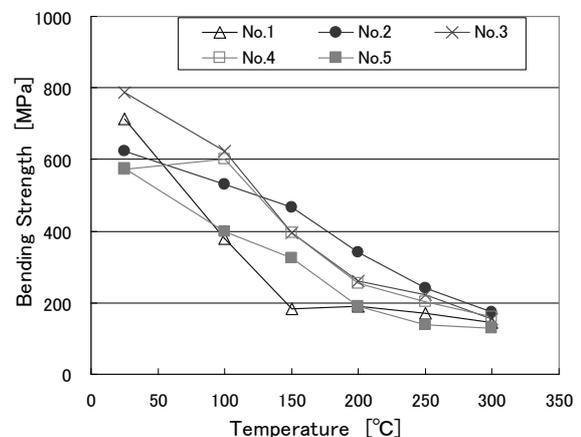


Fig.3 Effect of filler and milled fiber on bending strength

### 3.3 強化繊維の表面処理の影響

先にも述べたように、無処理の No.1 は 100°C 以上の温度下で急激に低下するのに対し、アセトン洗浄では強度の低下率を抑え、炭素繊維の表面処理が効果的であることが示された。また、そのメカニズムは、炭素繊維の収束剤が酸性であると考えられることから、成形前の段階でアルカリ溶液による処理を施し、界面の接着状態の改善することを検討した。高温曲げ試験の結果を Fig.4, Fig.5 に示す。アルカリ濃度 1% (No.6) では、アセトン洗浄と比較して弾性率・強度ともに大きく低下したのに対して、アルカリ濃度 0.1% (No.7) および 0.02% (No.8) では逆に改善が見られ、特に 0.02% の場合の高温強度維持率は 300°C において約 33% となり、これまでの試験において最も高い値となった。

各試験片の曲げ弾性率および曲げ強度維持率を常温での値と比較して Table 2 に示す。

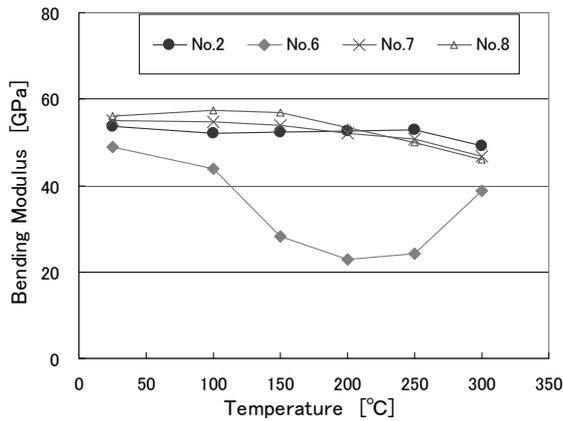


Fig.4 Effect of alkali treatment of carbon fiber on bending modulus

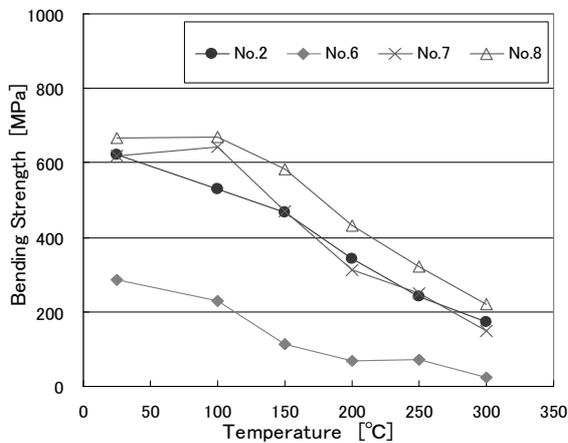


Fig.5 Effect of alkali treatment of carbon fiber on bending strength

Table 2 Rate of maintenance of bending modulus and strength on high temperature

|      | Bending modulus |       |       | Bending strength |       |       |
|------|-----------------|-------|-------|------------------|-------|-------|
|      | 100°C           | 200°C | 300°C | 100°C            | 200°C | 300°C |
| No.1 | 87              | 83    | 81    | 53               | 26    | 20    |
| No.2 | 97              | 98    | 91    | 85               | 55    | 28    |
| No.3 | 96              | 93    | 90    | 79               | 33    | 20    |
| No.4 | 103             | 87    | 79    | 105              | 44    | 28    |
| No.5 | 100             | 91    | 88    | 70               | 33    | 22    |
| No.6 | 89              | 47    | 79    | 79               | 24    | 8     |
| No.7 | 99              | 95    | 85    | 104              | 50    | 24    |
| No.8 | 109             | 102   | 87    | 100              | 65    | 33    |

(Unit : %)

### 3.4 破断ひずみ

強度低下の小さかった No.2 (アセトン洗浄) および No.8 (0.02%アルカリ処理) について、応力-ひずみ線図を Fig.6, Fig.7 に示す。試験温度が上昇するにつれて、破断ひずみも減少している。本報告で使用した炭素繊維の引張破断ひずみはカタログより 1.5% であることから、100°C 以上の温度下において明らかに強化繊維の破断ひずみ以下のひずみで破壊している。したがって、強化繊維である炭素繊維の強度が十分に発現していないことが明らかになった。これは、繊維破断ではなく、圧縮側でマトリクス樹脂が破壊することによって全体の強度が支配されていることを示唆している。他の試験片についても同様の傾向が見られたため、曲げ破壊のメカニズムを明らかにするためには、マトリクス樹脂の高温での圧縮特性を調査する必要があると考えられる。

また、 $T_g$  レスエポキシ樹脂は通常のエポキシ樹脂と比較して構造が密であるため、破断伸びを大きくすることも重要であると考えられる。

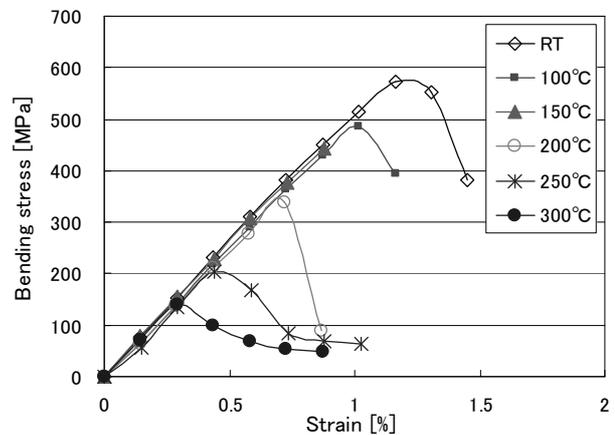


Fig.6 Stress-strain curve of No.2 specimen

#### 4. 結 言

$T_g$  レスエポキシ樹脂をマトリクスとして高耐熱性 CFRP を作製し、高温での曲げ特性を評価した。その結果、曲げ弾性率は高温環境下でもほぼ一定であり、300℃の環境においても 80% 程度の高い維持率であることを明らかにした。また、曲げ強度を向上させるため、フィラーおよびガラス短繊維添加および炭素繊維の表面処理によって CFRP として強度を向上させることを検討した。その結果、フィラーおよびガラス短繊維の添加によっては、高温下での大幅な強度向上は達成できなかったものの、炭素繊維の洗浄の効果を確認した。特に、炭素繊維を 0.02% のアルカリ溶液で処理し、CFRP を成形した場合の強度維持率が最も高く、200℃環境下で 65%、300℃環境下においても 33% 維持することが明らかとなった。これは、炭素繊維の収束剤を中和することによって、炭素繊維周辺のマトリクス樹脂の硬化が促進されたためと考えられる。今後はこの CFRP を用いたクリープ特性の評価を行い、高温下での長期特性について調査する。

#### 参考文献

- 1) 植田尚敏, 西田裕文, 松田聡, 岸肇, 村上惇, 第 41 回日本接着学会年次大会要旨集, 73, (2003)
- 2) 西田裕文, 植田尚敏, 松田聡, 岸肇, 村上惇, 第 41 回日本接着学会年次大会要旨集, 75, (2003)
- 3) H. Nishida, H. Ueda, S. Matsuda, H. Kishi, A. Murakami, 11<sup>th</sup> European Conference on Composite Materials Book of Abstracts, vol. II, 318, (2004)
- 4) 西田裕文, 平山紀夫, 第 29 回複合材料シンポジウム講演要旨集, 265, (2004)
- 5) 西田裕文, 平山紀夫, 松田聡, 岸肇, 村上惇, 第 31 回複合材料シンポジウム講演要旨集, 31-32, (2006)
- 6) 荘司明子, 西田裕文, 平山紀夫, 邊吾一, 第 31 回複合材料シンポジウム講演要旨集, 33-34, (2006)

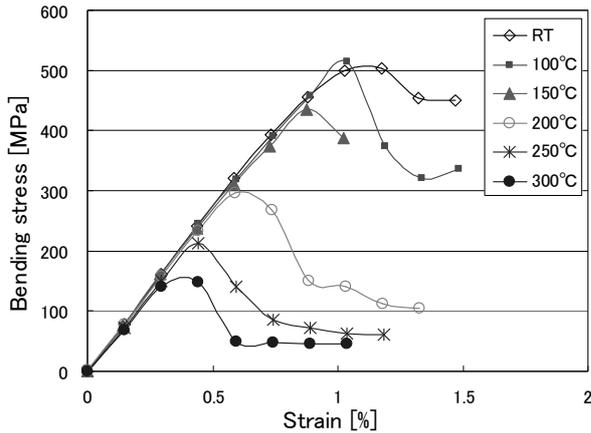


Fig.7 Stress-strain curve of No.8 specimens

#### 3.4 破壊様相

全ての試験片について、常温と 100℃以上の高温下では異なる破壊様相が観察された。代表として、No.8 (0.02%アルカリ処理) の破壊様相を Fig.8 に示す。常温の曲げ試験においては圧子下において圧縮側と引張側の破壊がほぼ同時に発生した。しかし、100℃以上の環境下での曲げ試験においては引張側での破壊は観察されず、圧縮側の最外層繊維が座屈するように破壊する様子が観察された。

この傾向は他の試験片でも見られ、先にも述べたように、高温環境化においては  $T_g$  レスエポキシ樹脂が圧縮側で破壊することで、CFRP 全体の破壊に至ると考えられる。

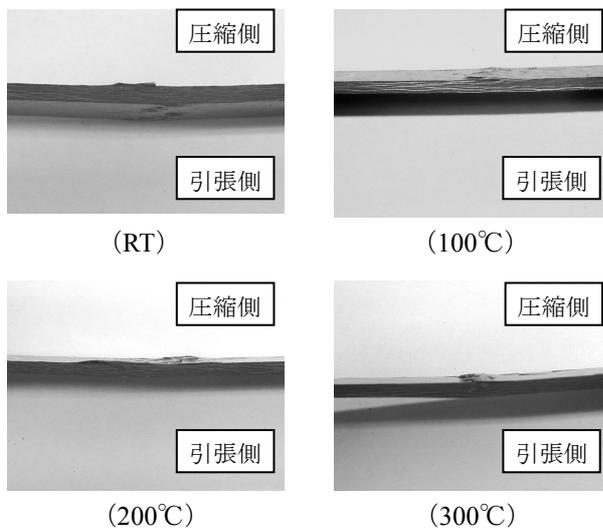


Fig.8 Fracture mode of No.8 specimens

# エンジン燃焼基礎実験用急速圧縮機の開発と動作試験

日大生産工 ○氏家 康成 日大生産工(院) 飯村 隆弘 日大生産工 野村 浩司

## 1. 緒言

自動車用火花点火機関の排気ガスに含まれる二酸化炭素  $\text{CO}_2$  は地球温暖化問題を、一酸化炭素  $\text{CO}$ 、炭化水素  $\text{HC}$ 、窒素酸化物  $\text{NO}_x$  等は環境汚染を引き起こす有害物質であり、特に現在未解決となっている  $\text{CO}_2$  の低減策は急務となっている。また同時に、化石燃料の枯渇化対策も強く求められており、この分野では種々の研究開発が進められている。 $\text{CO}_2$  低減策は基本的に、単位発熱量あたりの含有炭素比率が小さい燃料を用いるか、機関の熱効率を向上させることにつくる。後者は、 $\text{CO}_2$  削減と同時に燃料枯渇化対策にも共通する技術であり、内容は機関の高圧縮比化、希薄燃焼化および機械効率向上策に絞られる。

著者らは燃焼研究の基本的立場から、高圧縮比化と希薄燃焼化に着目してきた。両者ともに理論熱効率向上に寄与する技術であるが、周知の通り、高圧縮比化はノッキング現象で制約を受け、希薄燃焼はミスファイア(失火)、火炎伝播の遅れ等を招き、所期の目標を達成できない場合も多い。

エンジン燃焼の研究には、バーナや定容燃焼容器を用いた点火・燃焼特性等の基礎的研究から実機を用いた実用的研究まで、種々の段階がある。本研究で対象とする急速圧縮機を用いた研究は、実機を用いた研究の一步手前に位置し、基礎研究と実用的研究の橋渡しをするものと考えられている。急速圧縮機は、圧縮比変更が容易、実験目的に応じた燃焼室の変更が容易、あるいは実験条件を正確に設定できる等の特長を持っている。本研究は急速圧縮機を設計製作し、著者らが従来から提唱してきたフランジ付き点

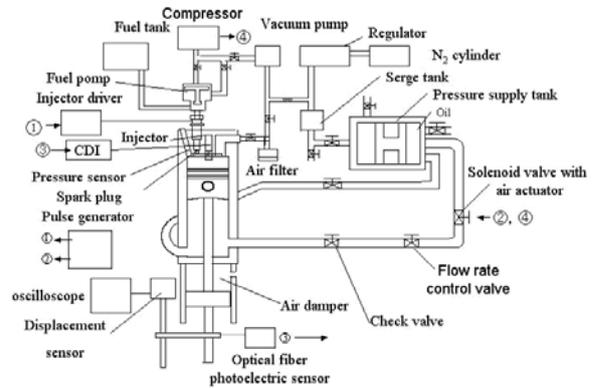


Fig. 1 Outline of rapid-compression machine.

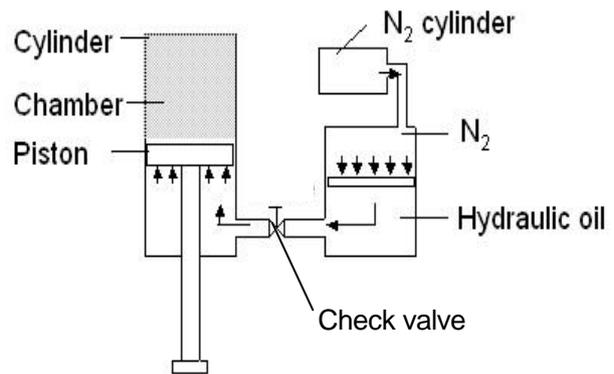


Fig. 2 Concept of rapid-compression machine.

火プラグ<sup>(1)</sup>の高圧縮希薄燃焼機関への適用性を調べようとするもので、本稿ではその構造と動作試験の結果を報告する。

## 2. 実験装置および作動原理

設計製作をした急速圧縮機全体の概要を Fig.1 に示す。本実験装置は急速圧縮機本体、オイルドライバ、燃料噴射装置、点火系、計測系にて構成されている。

## 2.1 急速圧縮機

急速圧縮機本体は燃焼室、吸排気装置、ピストン減速・停止機構から構成される。

急速圧縮機システムを Fig. 2 に示す。高圧窒素ガスにより加圧した作動油をピストン後背部に導くことで燃焼室を急速圧縮する。作動油が非圧縮性流体なので応答性に優れ、また逆止弁の働きと相まって燃焼圧による上死点からのピストン押しもどし現象も無いことが本装置の特徴である。

燃焼室はシリンダ、シリンダヘッドおよびピストンから構成され、形状は上下面を平面とし、シリンダ内径 60mm、隙間容積  $28.3\text{cm}^3$ 、隙間容積高さを 10mm としている。シリンダヘッドには、点火プラグ、インジェクタ、吸排気弁および圧力センサ設置用の穴を設けており、圧力センサ設置穴には圧力センサに直接火炎の影響が及ばないように、スリット穴つき保護板を設置した。

ピストン減速装置にはエアダンパーを使用している。エアダンパーシリンダに設けてある空気穴径を調節することにより圧縮速度の微調整を行うと共にピストン停止時の衝撃を和らげる。

吸排気装置は 1/16 インチの管を燃焼室に接続し燃焼室容積を増大させないようにした。この管に大気開放用と真空用のバルブを設置し吸排気を行う。

## 2.2 オイルドライバ

オイルドライバは窒素ボンベ、サージタンク、作動油加圧ピストンシリンダ、および急速圧縮機本体までの配管で構成される。配管中にはエアアクチュエーター付きボールバルブ、流量調節弁および逆止弁を設置している。

窒素ボンベから供給された高圧窒素ガスが作動油加圧ピストンシリンダ内のフリーピストンを介し作動流体を加圧する。その際に窒素の減圧を少なくするためサージタンクを用いている。また、配管は最大接続管径 1 inch のステンレス製のものを使用している。耐食性と粘性を考慮し、作動流体には灯油を使用している。

コンプレッサから 1 MPa の空気をソレノイ

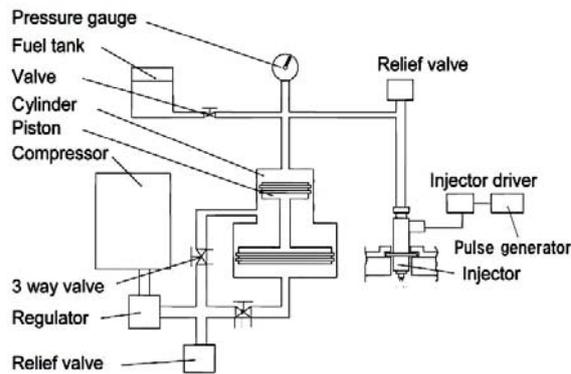


Fig. 3 Outline of fuel jet device.

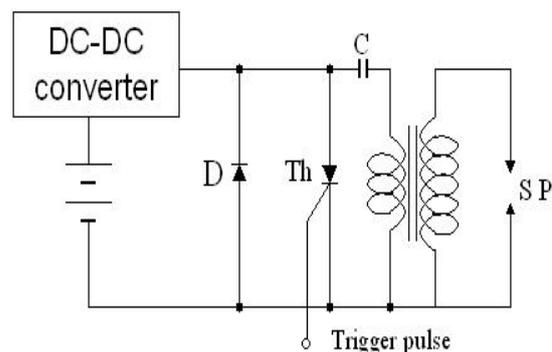


Fig. 4 CDI circuit.

ドバルブに供給し、トリガ信号を与えることでバルブが開き、エアアクチュエーターを作動させると主弁が開き、作動流体を急速圧縮機のピストン後背部へ流入させることで急速圧縮を行う。高圧作動流体を急速に制御するためにこのシステムを採用した。

## 2.3 燃料噴射装置

燃料噴射装置の概略を Fig. 3 に示す。

燃料噴射装置はコンプレッサ、段付きピストンシリンダ、インジェクタ、インジェクタドライバ、およびパルスジェネレータから構成されている。インジェクタには筒内直噴型の高圧噴射可能なインジェクタを使用している。

コンプレッサから高圧空気を段付きピストンに供給し、最大 5 MPa まで燃料を昇圧して、パルスジェネレータからインジェクタドライバに電気信号を送り、燃料を噴射する。噴射量の調整はパルス時間幅および燃料噴射圧力で調整する。

## 2.4 点火系

点火系は点火プラグ、点火回路、ソリッドステート・リレーおよびファイバ光電センサから構成されている。

点火回路には CDI 回路を使用している。回路図を Fig. 4 に示す。コンデンサ C に充電された電荷を、サイリスタ Th のゲートにトリガ信号を与えて導通させることによって放電し、1 次コイルに急激な電流変化を生じさせて 2 次側に高圧電流を発生させる。一般の一次電流遮断式と比較して、誘導放電の継続時間が短い。また 2 次電圧の立ち上がりが急峻なため、点火プラグが汚損して絶縁抵抗が低下した場合でも火花を発生できるという特徴を有する。

点火タイミングはピストンロッド下端に設置した遮光板と光電センサの位置関係を変えることにより、自由に調整できる。

## 2.5 計測系

計測系は磁歪式リニア変位センサ、圧力センサ、直流増幅器、燃料噴射圧計測用ブルトン管およびオシロスコープで構成されている。また点火タイミング検出には 2 次側高電圧コードに設けたコイルに生じる誘導電流を利用した。変位センサおよび圧力センサは共にオシロスコープに出力することでピストン変位および燃焼室内圧力履歴を得ている。

## 3 動作試験結果および考察

本実験装置の性能を評価するため急速圧縮、自発点火および火花点火実験を行った。

### 3.1 急速圧縮実験

圧縮比 10 となるピストン行程 90 mm にて行った急速圧縮実験のピストン変位を Fig. 5 に示す。縦軸はピストン変位量、横軸は圧縮開始からの経過時間を表している。ピストンが上死点位置にて完全に停止していることが確認できた。また燃焼時においても同様に上死点にてピストンは停止し、おし戻されないことが確認できた。

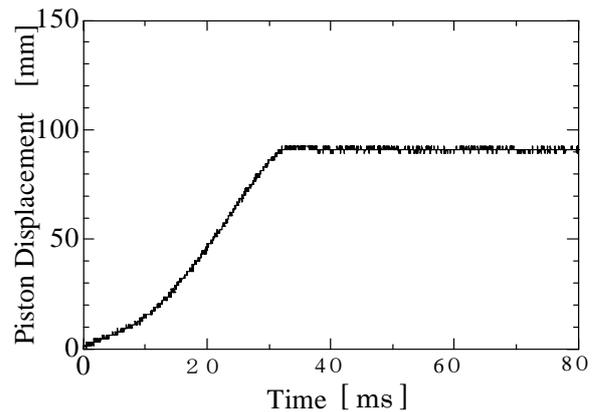


Fig. 5 Piston displacement history.

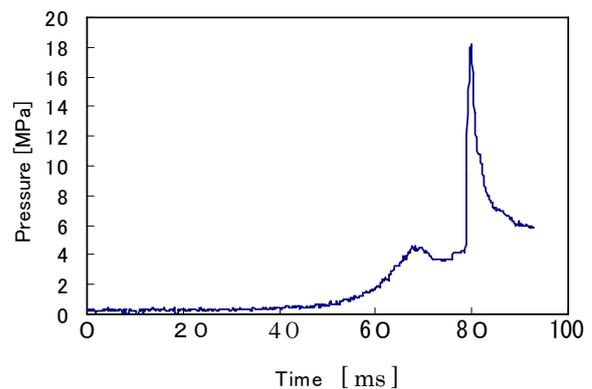


Fig. 6 Pressure history in combustion chamber.

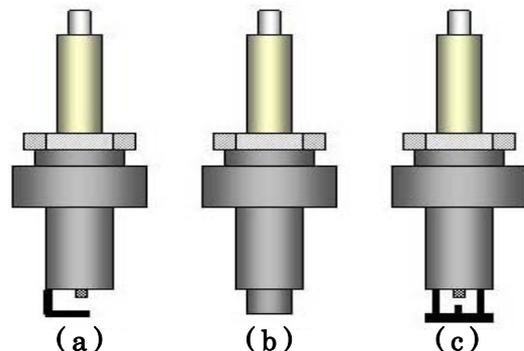


Fig. 7 Figure of normal plug (a), cylindrical flanged plug (b) and disk flanged plug (c).

### 3.2 自発点火実験

本実験機においてノッキングが起これうる環境かを調べるため、ガソリンを燃料として自発点火における燃焼室内圧力の計測を行った。当量比 0.7、圧縮比 17 にて行った燃焼圧力履歴を Fig. 6 に示す。Fig. 6 において 0.08 sec 付近にて急激に圧力が上昇している。これにより燃焼室内にて自発点火をしていることが確認できた。また各当量比においても同様の波形が得られている。したがって本実験装置にて自発点火

が可能である。これによりノッキングが十分起こりうる環境であり、その制御手法を検討する本研究の目的に利用できることが確認できた。

### 3.3 火花点火実験結果および考察

本実験において使用する点火プラグには通常点火プラグ、円筒形フランジ付き点火プラグおよび円板形フランジ付き点火プラグを使用した。各プラグのフランジ形状概要を Fig. 7 に示す。円筒形は、通常プラグの中心および設置電極部を管材で覆う形になっている。

Fig. 8 に当量比 1.0 での通常点火プラグにて点火を行ったときの燃焼室圧力履歴を示す。30 ms で急激に圧力が増大していることから、燃焼が確認できる。またこれと同様に当量比、プラグの種類を変え実験を行った。結果を Fig.9 に示す。当量比が 0.9 以上での最大燃焼圧力は各点火プラグに大きな違いが見られない。当量比 0.8 では、円板形フランジ付き点火プラグを用いたときに最も最大燃焼圧が高くなった。これは円板形フランジと電極部の間にピストン上昇に伴う混合気流が巻き込まれて乱れが強くなり、火炎の成長が促進されたためと考えられる。また、当量比 0.7 において円筒形フランジ付き点火プラグ使用時には燃焼が確認できない。円筒形フランジの場合、ピストン上昇時に発生する流れを直接放電部に受けるため失火すると考えられる。

以上のことから、製作した急速圧縮機は、実機では困難な種々のパラメータ変更が容易で、エンジン燃焼の研究に有用であることが確認された。

### 4. 結言

急速圧縮機を設計、製作し、動作試験を行った。以下に得られた知見を記す。

- 1) 本急速圧縮機が急速圧縮を行った際、ピストンが上死点にて燃焼圧力に押し戻されること無く完全に停止することが確認できた。
- 2) 本実験機において自発点火を発生させることが可能なため、ノッキングが十分起きる環境であることがわかった。

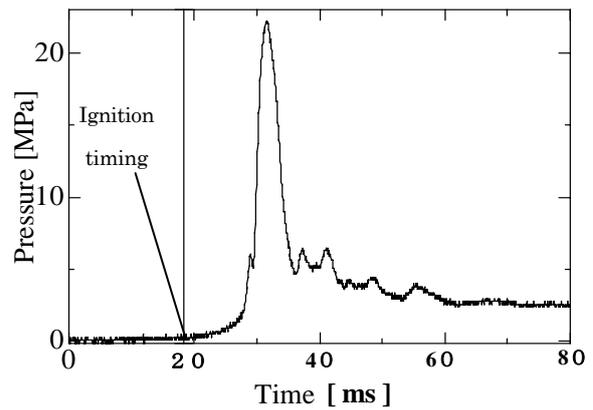


Fig. 8 Pressure history in combustion chamber.

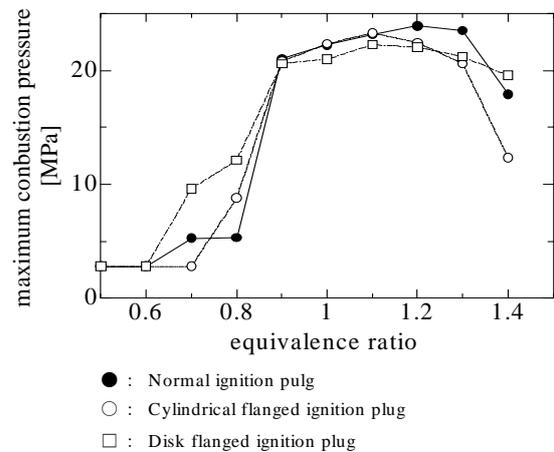


Fig. 9 Relations between equivalence ratio and maximum pressure.

- 3) 火花点火において燃焼が確認されたことにより、本実験機がエンジン燃焼の基礎研究において十分に有効であることが確認できた。
- 4) 渦流を形成しないときにおいて、通常の点火プラグと比べ円板形フランジ付き点火プラグは低当量比において燃焼を促進することがわかった。また円筒形フランジ付き点火プラグは当量比が低くなりすぎると失火することが確認された。

以上のことから、本実験機はフランジ付き点火プラグの高圧縮比希薄燃焼機関への適用性を調べる性能を有していることが認められた。

### 参考文献

- 1) 氏家, 江間, 野村, 鳥居, フランジ付き点火プラグの基本特性と天然ガスエンジンへの応用, 機論 B 編, 70-694, j604~1609 (2004)

# Al-Mg-遷移金属合金粉末冶金材料の高温強度に及ぼす組成の影響

日大生産工 菅又 信

## 1. 緒言

高温での強度向上を図った急凝固アルミニウム合金では一般的に遷移金属が添加される。これまでの研究で、急凝固 Al-Fe 系、Al-Mn 系などの Al-遷移金属合金においては、Mg を添加すると、晶出化合物による分散強化と Mg による固溶強化によって常温での強度向上が得られた。しかし、473K 付近を境にしてそれ以上の温度では Mg 添加による強度低下が起こった<sup>1)</sup>。Al-Mg 二元系合金では一般に、Mg 量とともに常温および高温での強度が増加するが、Al-Fe や Al-Mn 系への Mg 添加によって高温強度が低下する機構を明確に説明することはできない。そこで本研究では、Al-Fe-Mg および Al-Mn-Mg 三元系合金で Fe, Mn および Mg 量を変化させた合金の急凝固 P/M 材を作製して、この現象の詳細を調べることを目的とした。

## 実験方法

### 1.1 合金組成と溶製

本研究に用いた合金の目標組成、分析組成および P/M 材の密度を Table 1 に示す。合金は重量が 3.0 kg になるように秤量した。合金鑄塊の溶製にはアルミナるつぼを使用し、はじめに純 Al を溶解した後に Al-50%Fe 母合金、または純 Mn を添加し、最後に純 Mg を溶湯中に添加した。その後十分な攪拌をした後、金型に鑄込み合金鑄塊を作製した。鑄造温度は液相線温度 + 100K とし、Mg は 5% の溶損を見込んで添加した。

Table1 Nominal composition and analyzed composition and density of test alloys.

| Nominal Composition (mass%) | Analyzed Composition (mass%) | Density (Mg/m <sup>3</sup> ) |
|-----------------------------|------------------------------|------------------------------|
| Al-5Mg                      | Al-5.24Mg                    | 2.58                         |
| Al-2Fe-5Mg                  | Al-2.04Fe-5.50Mg             | 2.65                         |
| Al-4Fe-5Mg                  | Al-3.37Fe-5.45Mg             | 2.67                         |
| Al-6Fe-5Mg                  | Al-6.34Fe-5.25Mg             | 2.72                         |
| Al-8Fe-5Mg                  | Al-8.23Fe-4.77Mg             | 2.76                         |
| Al-8Fe-3Mg                  | Al-7.91Fe-2.93Mg             | 2.78                         |
| Al-8Fe-1Mg                  | Al-8.55Fe-1.14Mg             | 2.81                         |
| Al-8Fe                      | Al-8.23Fe                    | 2.87                         |
| Al-2Mn-5Mg                  | Al-1.99Mn-5.17Mg             | 2.75                         |
| Al-4Mn-5Mg                  | Al-3.95Mn-5.20Mg             | 2.84                         |
| Al-6Mn-5Mg                  | Al-5.64Mn-5.07Mg             | 2.93                         |
| Al-8Mn-5Mg                  | Al-8.09Mn-5.04Mg             | 3.03                         |
| Al-8Mn-3Mg                  | Al-7.23Mn-3.12Mg             | 3.05                         |
| Al-8Mn-1Mg                  | Al-7.93Mn-1.07Mg             | 3.07                         |
| Al-8Mn                      | Al-7.83Mn                    | 2.82                         |

### 1.2 急凝固フレークの作製

本研究で使用したガスアトマイズ法と単ロール法を組み合わせた噴霧ロール急凝固装置の概略図を Fig.1 に示す。合金鑄塊を高周波誘導加熱により再溶解して、黒鉛ノズル(穴径 0.6 ~ 0.8mm)から溶湯を流出させ、ガスアトマイズして溶湯を細かい液滴にした後、水冷式 Cu 製ドラムにたたきつけて急凝固フレークを作製した。黒鉛るつぼ内を加圧するガスおよびアトマイズガスには Ar を使用した。

### 1.3 P/M 材の作製

Fig.2 に P/M 材の作製工程を示す。急凝固フレークを金型に充填し、冷間プレスによって(500MPa で 60s 保持)圧粉体とした後、真空度を  $1.33 \times 10^{-3} \sim 10^{-4}$  Pa とした容器内で、温度 623K で 7.2ks 脱ガス処理した。圧粉体

Effect of alloy composition on high temperature strength of P/M materials of Al-Mg-transition metal alloys

Makoto SUGAMATA

を 673K の空気炉内で 1.8ks 予備加熱した後に、押出比 25:1、押出温度 673K で熱間押しして、7mm の P/M 材を作製した。

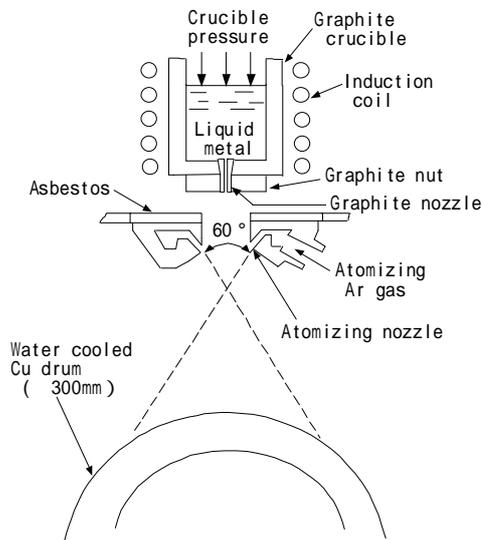


Fig.1 Schematic illustration of the rapid solidification apparatus.

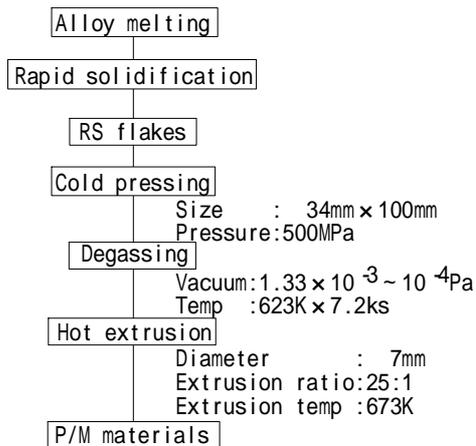


Fig.2 Process chart for P/M material.

## 2.4 材料評価

### 2.4.1 硬さ試験

急凝固フレークを室温と、573K、673K、773K で 7.2ks 空気炉中で等時加熱して、Cu ドラムに衝突した凝固面を測定面とした。測定にはマイクロビッカース硬度計(荷重 10gf、保持時間 20s)を用い、最高値と最低値を除いた 30 ポイントの測定値から平均値を求めた。

P/M 材では急凝固フレーク同様、押し

まま材と各温度で 7.2ks の等時加熱した試料の硬さをビッカース硬度計(荷重 1kgf、保持時間 20s)で測定し、最高値と最低値を除いた 10 ポイントの測定値から平均値を求めた。

### 2.4.2 光学顕微鏡組織観察

急凝固フレークおよび P/M 材をエメリー紙研磨 (~#2000) とバフ研磨 (アルミナ粒度: 0.3 μm) した後、腐食させ組織を観察した。腐食液には、ケラー氏液 (HNO<sub>3</sub>: 2.5%, HCl: 1.5%, HF: 1.0%, H<sub>2</sub>O: 95.0%) を用いた。

### 2.4.3 TEM 組織観察

P/M 材の組織を透過型電子顕微鏡で観察した。薄膜試料は電解ジェット研磨によって作製した。

### 2.4.4 X 線回折

X 線回折は、急凝固フレークおよび P/M 材の各温度で熱処理した試料について測定した。急凝固フレークは冷間プレスによって圧粉体とし、P/M 材は長さを 20mm、厚さを 3mm に加工した。急凝固フレーク、P/M 材ともに表面をエメリー紙で研磨した面を回折面とした。強度が 40kV、60mA の CuK 線を用いて、回折速度を  $1.66 \times 10^{-2} \text{deg/s}$  として、回折角が  $2\theta = 20^\circ \sim 80^\circ$  の範囲について回折パターンを測定した。

### 2.4.5 引張試験

引張試験は各合金とともに、室温、473K、573K、673K で 1 条件につき 3 本行い、引張強さ、0.2%耐力、伸びを測定した。高温での試験は試料表面付近の温度が試験温度に達した後、300s 保持してから試験を開始した。引張速度は 3mm/min (初期ひずみ速度:  $1.7 \times 10^{-3} \text{s}^{-1}$ ) とした。ただし、573K、673K での試験では、引張速度を 0.3、3、30mm/min と 3 段階に変化させ、引張速度の違いによる引張強さの変化を測定した。

## 3. 実験結果および考察

### 3.1 P/M 材の硬さ

Fig.3 に Al-Fe-Mg 合金 P/M 材の押し

ま材の硬さを示す。室温では Al-8Fe-5Mg 合金が 150HV で最も高い硬さを示し、Al-5Mg を除くその他の合金でも 130HV 程度の硬さを示した。Fe, Mg とともに添加量の多い合金が高い硬さを示す傾向が見られる。573K では Al-8Fe-5Mg 合金が最高の 162HV を示したが、熱間押出温度である 673K まで全ての合金で硬さの変化はほとんど見られず、773K で硬さの低下を示した。

Fig.4 に Al-Mn-Mg 合金 P/M 材の押出しま材の硬さを示す。Al-Fe-Mg 合金と同様、添加量とともに硬さが増加し、最も添加量が多い Al-8Mn-5Mg が最高の 216HV を示し、添加量が下がるにつれて硬さも低下した。また、673K 以上の温度で加熱した P/M 材では硬さの低下が見られ、特に Mn 添加量の多い合金では硬さの低下が Mg 添加量の多い合金に比べて大きかった。

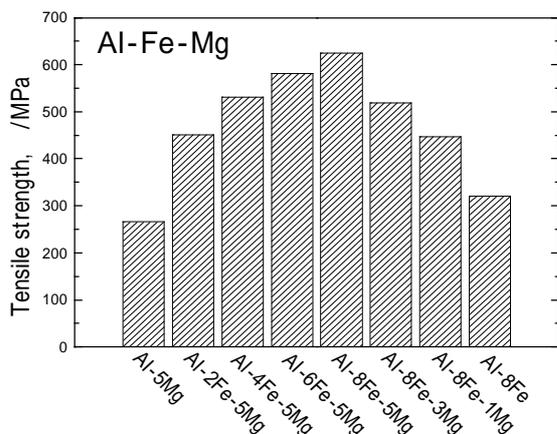


Fig.3 Hardness of as extruded P/M materials of Al-Fe-Mg at room temperature.

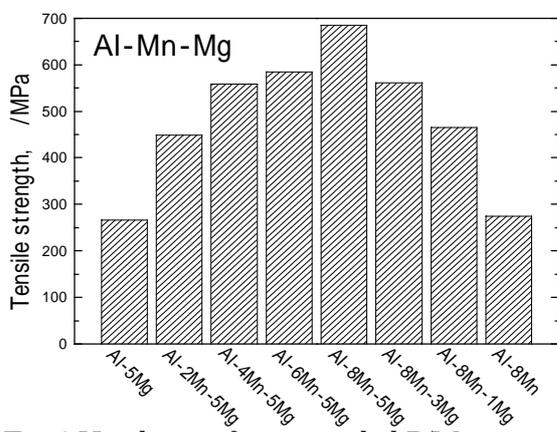


Fig.4 Hardness of as extruded P/M materials of Al-Mn-Mg at room temperature.

### 3.2 材料組織

一例として Fig.5 に(a)Al-8Fe-5Mg 合金と (b)Al-8Mn-5Mg 合金の P/M 材の押出しま材の TEM 組織を示す。Fe あるいは Mn を添加したいずれの合金についても、100nm 程度の棒状化合物の分散が認められた。これらの化合物は 673K 以上の温度での加熱によって粗大化することが観察された。このことから高温加熱による硬さの低下は、これらの化合物の粗大化が原因であると考えられる。

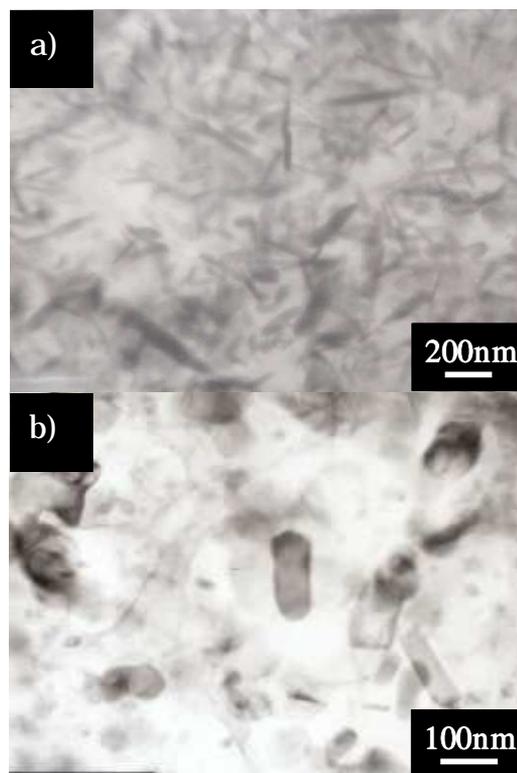


Fig.5 TEM micrographs of (a)Al-8Fe-5Mg and (b)Al-8Mn-5Mg of room temperature.

### 3.3 X 線回折

一例として Fig.6 および Fig.7 に、それぞれ Al-8Fe-5Mg 合金と Al-8Mn-5Mg 合金の X 線回折パターンを示す。急凝固したままのフレーク、P/M 材の押出しま材および各等時加熱を行った P/M 材では化合物としてそれぞれ  $Al_{13}Fe_4$  と  $Al_6Mn$  の回折ピークが確認された。なおいずれの合金においても Mg を含む化合物のピークが見られないことから、Mg はマトリックスの Al 中に固溶していると判断される。

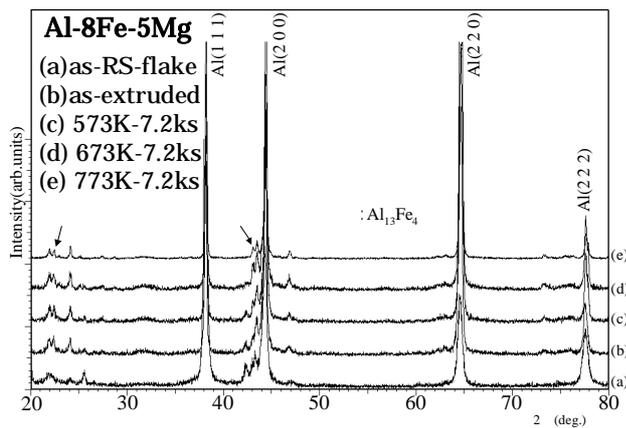


Fig.6 X-ray diffraction patterns of Al-8Fe-5Mg.

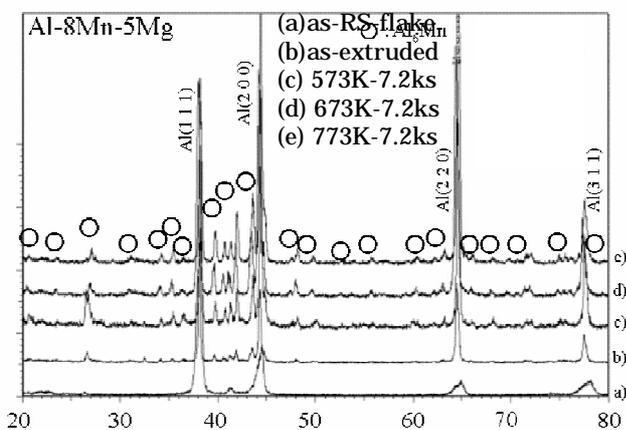


Fig.7 X-ray diffraction patterns of Al-8Mn-5Mg.

### 3.4 引張試験

室温での最高の引張強さは Al-8Fe-5Mg 合金が 625MPa , Al-8Mn-5Mg 合金が 685MPa を示した . なお , すべての Al-Fe-Mg および Al-Mn-Mg 三元系合金で 400MPa 以上の引張強さを示した .

Fig.8 と Fig.9 に両合金系の各温度における Mg 添加量に対する引張強さの変化を示す . いずれの合金系においても Mg 添加量の変化に伴う引張強さは室温および 473K では , Mg 量とともに引張強さは増加したが , 573K および 673K では 1% の Mg 添加量で引張強さは最大値を示し , それ以上の Mg 量では引張強さは Mg 量とともに低下する傾向である .

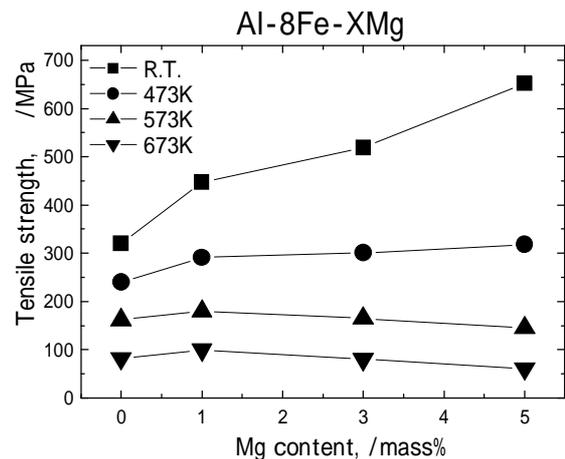


Fig.8 Tensile strength vs. Mg content of RS Al-8Fe-XMg alloys at various temperatures.

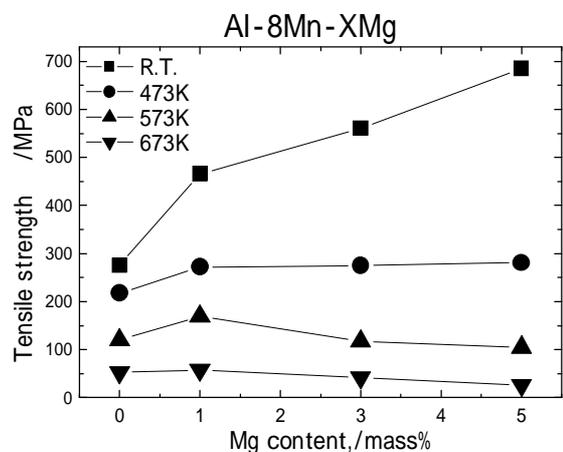


Fig.9 Tensile strength vs. Mg content of RS Al-8Mn-XMg alloys at various temperatures.

### 4. 結言

- 1) Al-Fe(Mn)-Mg 三元合金の P/M 材では Fe は  $Al_{13}Fe_4$  として , Mn は  $Al_6Mn$  として分散した . Mg は Al 中に固溶して存在していた .
- 2) すべての引張試験において Al-XFe-5Mg 合金の急凝固 P/M 材は , Fe 量とともに引張強さは増加した .
- 3) Al-8Fe-XMg 合金 , Al-8Mn-XMg 合金において , R T および 473K で Mg 量とともに引張強さは増加した . しかし , 573 K および 673K においては 1% の Mg 量で引張強さは最大値を示し , それ以上の Mg 量では引張強さは Mg 量が多くなると低下した .

### 参考文献

藤井秀紀 , 菅又信 , 金子純一 , 久保田正広 : 軽金属 , 50(2000) , 330-334 .

## 1. はじめに

CFRP などの複合材は航空機などに多用され、その検査法の確立が求められており、多数の研究報告がされている<sup>1-3)</sup>。CFRP に対する非破壊検査法としては超音波探傷やX線透過などが使われている様である。電磁誘導を利用した渦電流探傷法は原理的に非接触で試験を行えるので、CFRP の検査に適用できれば他の試験法にはないメリットを持つと考える。筆者らが知る限りではCFRP に渦電流探傷を適用した報告は知らない。本報告では、前プロジェクトで開発した従来の渦電流探傷プローブよりもSN比高きず検出性能の高いプローブを用いたCFRP に対する渦電流探傷試験結果について報告する。

## 2. プローブによる渦電流探傷試験

渦電流探傷 プローブの構造を図1に示す。プローブは、円形の励磁コイルと矩形縦置の検出コイルから構成される。円形の励磁コイルは、導電性の試験体に電磁誘導により渦電流を誘導する。矩形縦置の検出コイルは、欠陥などにより変化した渦電流で作られ検出コイルに差鎖する磁束を検出し、信号を発生する。

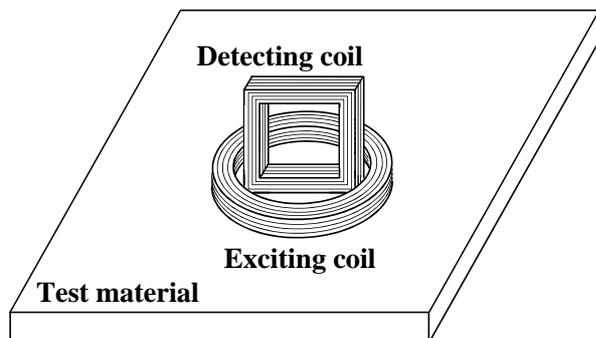


図1 渦電流探傷 プローブの構造

## 3. 実験方法

実験に用いた プローブの励磁コイルの寸法は外径9mm 巻線断面積 $1 \times 1\text{mm}^2$ であり、検出コイルの寸法は幅7mm高さ7mm 巻線断面積 $1 \times 1\text{mm}^2$ である。試験体には0.2mmのCFクロスを50枚

積層した厚さ10mmのCFRP板を用いた。CFクロスの繊維方向は $0^\circ$ と $90^\circ$ である。試験体には、図2に示すように1辺20mm、10mm、5mm角で厚み0.5mmのUDを表面から深さ1mmの位置に挟み模擬はく離欠陥とした。模擬はく離欠陥は層間で電氣的に絶縁されている。CFRPの導電率は、板面方向(x、y方向)に $7.7 \times 10^3\text{S/m}$ であり、板厚さ方向(z方向)に $4.8 \times 10^1\text{S/m}$ である。電磁誘導で導電性の試験体に誘導される渦電流は、試験体の導電率と試験周波数でその大きさが決まる。CFRPの場合、導電率が小さいので誘導される渦電流を大きくすることを考え、試験周波数を500kHzとした。模擬はく離欠陥を中心としてx、y方向に $\pm 25\text{mm}$ の範囲を0.5mm間隔でプローブを走査した。

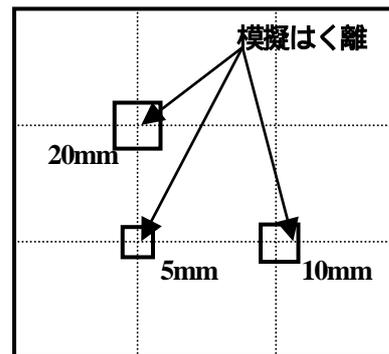
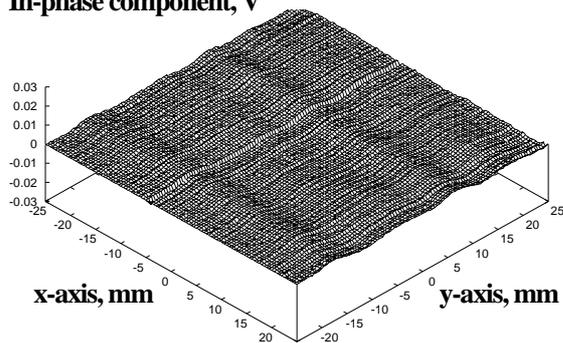


図2 CFRP積層板と模擬はく離欠陥寸法

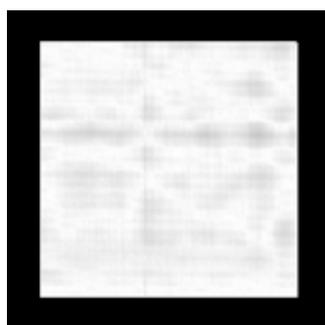
## 4. 実験結果

図3には、模擬はく離欠陥が無いときの検出信号を示す。図4には20mm角の模擬はく離欠陥、図5には5mm角の模擬はく離欠陥の検出信号を示す。各図(a)には励磁電流に同相成分(In-phase component)の信号を、図(b)には検出信号振幅の濃淡画像を示す。模擬はく離欠陥が無い場合には、検出信号は緩やかに波を打つが雑音は小さいことがわかる。一方、模擬はく離欠陥が有る場合には、はく離欠陥部に正負に振れる信号を得られ、はく離欠陥をSN比高く検出していることがわかる。また、はく離欠陥の大きさに応じて検出信号振幅が変化していることがわかる。

In-phase component, V



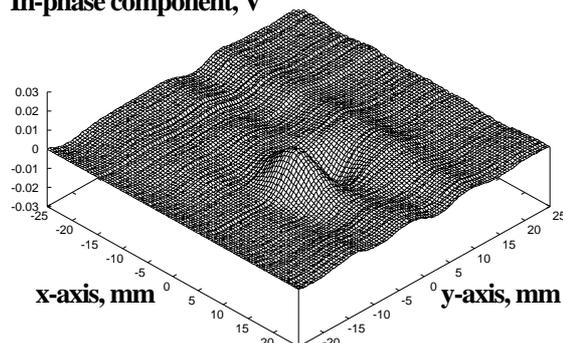
(a) 信号の鳥瞰図



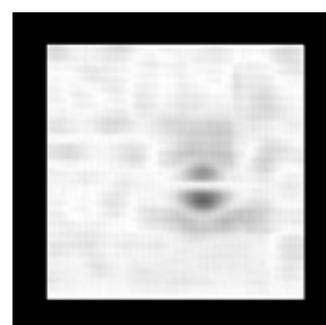
(b) 信号振幅の濃淡画像

図3 模擬はく離欠陥の無い場合の信号

In-phase component, V



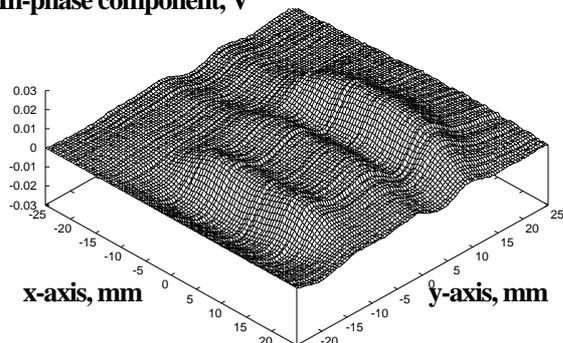
(a) 信号の鳥瞰図



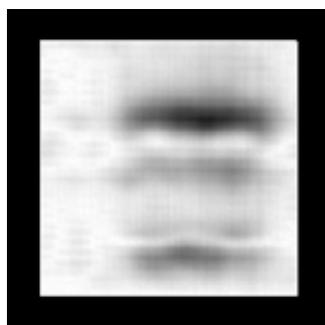
(b) 信号振幅の濃淡画像

図5 5mm角模擬はく離欠陥の検出信号

In-phase component, V



(a) 信号の鳥瞰図



(b) 信号振幅の濃淡画像

図4 20mm角模擬はく離欠陥の検出信号

0°と90°のCFクロスを積層したCFRPにおいて、表面から約1mmにある模擬はく離欠陥を検出できることを確認した。CFRPで問題となる繊維破断のマトリックス割れの検出や表面欠陥の検出、また繊維方向が一方向を積層したCFRPなど、今後詳細に研究を進める予定である。

### 参考文献

- 1) 松嶋正道「CFRPの非破壊検査と評価法」JSNDI 新素材の非破壊評価特別研究委員会資料、No.007-234, pp.1-2 (2005)
- 2) 上田政人、轟章、島村桂延伸、小林英男「電位差法を用いたCFRP積層板はく離モニタリング」日本複合材料学会誌、Vol.30, No.4, pp149-156 (2004)
- 3) 松崎亮介、轟章「電気抵抗変化法と発信周波数変化を用いたCFRP積層板の無線はく離検出」日本機械学会論文集(A編)、Vol.71, No.703, pp.152-159 (2005)
- 4) H.Hoshikawa and K.Koyama, "A New Eddy Current Probe with Minimal Liftoff Noise and Phase Information on Discontinuity Depth", Materials Evaluation, Vol.61, No.3, pp.423-427 (2003)

## 5. まとめ

渦電流探傷によるCFRPに対する模擬はく離欠陥の検出を試みた。実験の結果、今回の繊維方向

# 変動荷重を受ける道路橋 RC 部材の動的影響に関する実験研究

日大生産工(P.D)水口 和彦 日大生産工 木田 哲量 阿部 忠 澤野 利章

## 1. はじめに

鋼道路橋 RC 床版のひび割れ損傷は、大型自動車の繰り返し走行が主要因であると考えられているが、伸縮継手や路面の凹凸により発生する大型自動車の荷重変動、すなわち走行振動も大きな原因の1つであると考えられる。これらのことから筆者らは、伸縮継手の段差によって発生する荷重変動<sup>1)~3)</sup>に着目し、走行振動荷重が RC 床版に及ぼす影響を RC 床版の貫通ひび割れ間隔を想定した RC はりと単鉄筋配置・複鉄筋配置した RC 床版を用いたモデル実験を行い、走行振動荷重が及ぼす動的影響を実験衝撃係数として評価してきた。これによると、軸重量(基準荷重)に対して±20%以上の荷重変動が発生した場合には、道路橋示方書・同解説(以下、現行示方書とする。)I<sup>4)</sup>に規定する衝撃係数を上回ることから<sup>5)</sup>、これに対処するために荷重振幅を関数とする動的影響係数を適用した活荷重曲げモーメント式を提案した。

本論文では、筆者らが提案する荷重振幅を関数とする動的影響係数を適用した活荷重曲げモーメント式を用いて設計した RC 床版と現行示方書に規定される曲げモーメント式で設計した RC 床版の2種類の供試体を用いた走行振動荷重実験から動的影響に関する検討を行ない、RC 床版の動的影響に対する改善効果に関する検証を行った。

## 2. 荷重振幅と動的係数の関係

### 2.1 実験衝撃係数評価式

筆者らは現行示方書 I の規定に基づいた 1/2 モデルの RC 床版に対する走行振動荷重実験を行って、その動的影響を評価した<sup>5)</sup>。その結果、基準荷重に対する荷重の変動率を荷重振幅  $V_k$  と定義し、その荷重振幅  $V_k$  を関数とした実験衝撃係数  $I$  を、式(1)として与えている。

$$I = 0.050V_k^{0.675} \quad (1)$$

ここに、 $I$ : 実験衝撃係数、 $V_k$ : 荷重振幅(%)

### 2.2 基準荷重振幅

走行振動荷重が作用する場合の実験衝撃係数は、荷重振幅が 20.4%以上になると現行示方書 I に規定される衝撃係数  $i$  を大きく上回る結果となった。したがって、伸縮継手部を通過することによって発生する大型車両の荷重変動を考慮する場合は、式(1)を適用した活荷重曲げモーメントの割増が必要であると考えられる。その場合の現行示方書 I に規定される衝撃係数  $i$  と実験衝撃係数  $I$  との境界となる基準荷重振幅  $K_i$  は、支間  $L$  を変数とする式(2)で得られる。

$$K_i = -0.20L + 20.8 \quad (2)$$

ここで、 $K_i$ : 基準荷重振幅、 $L$ : 設計支間長(m)

## 2.3 動的影響係数の適用

基準荷重振幅  $K_i$  (式(2)) 以上の荷重振幅  $V_k$  が発生する場合は活荷重モーメントを割増する必要がある。

そこで、文献 5) では、実験衝撃係数  $I$  と支間  $L$  を関数とする現行示方書 I に規定される衝撃係数  $i$  を考慮した衝撃係数を動的影響係数  $\alpha I$  と定義して、式(3)として与えられている。

$$V_k < K_i; \alpha I = i \\ K_i \leq V_k; \alpha I = 0.050V_k^{0.675} \quad (3)$$

ただし、

$$K_i = -0.20L + 20.8, i = 20 / (50 + L)$$

ここで、 $\alpha I$ : 動的影響係数、 $V_k$ : 荷重振幅(%),  $K_i$ : 基準荷重振幅(kN),  $i$ : 現行示方書 I の規定による RC 床版の衝撃係数、 $L$ : 支間(m)

## 2.4 動的影響を考慮した設計曲げモーメント式の適用

伸縮継手部を通過するとき発生する荷重変動は、橋梁の両端部支点付近で軸重量に対して±45%~48%生じている<sup>1)~2)</sup>。そこで、伸縮継手の段差による荷重変動およびバネ下振動が減衰されるまでの区間におけるひび割れ損傷問題の解決策のひとつとして、走行振動荷重の動的影響係数  $\alpha I$ : 式(3)を用いた設計活荷重モーメント式を式(4)として与える。

$$M_{L(1+\alpha I)} = M_L \cdot (1 + \alpha I) \quad (4)$$

ここで、 $M_{L(1+\alpha I)}$ : RC 床版の動的影響係数を含む設計活荷重モーメント(tf・m)、 $M_L$ : RC 床版の設計活荷重モーメント(tf・m)、 $\alpha I$ : 動的影響係数

現行示方書 II で規定する衝撃を含む活荷重曲げモーメントは、本実験により得られた動的影響係数を適用した活荷重曲げモーメント式より求めることができる。なお、床版の支間方向が車両進行方向に直角な場合の活荷重曲げモーメントは、荷重振幅±20%の場合は現行示方書 I に規定する衝撃係数  $i$  を適用することから、現行示方書 II の活荷重曲げモーメントと同様である。したがって、荷重振幅±20%以下の場合は動的影響係数を考慮する必要はない。また、荷重振幅±30%、±40%の荷重の場合は動的影響係数が現行示方書の衝撃係数  $i$  を上回ることから、動的影響係数を考慮した活荷重曲げモーメントを算出すると、荷重振幅±30%で 9.0%、±40%で 17.0%の割り増しが必要となる。

## 3. 供試体の材料および寸法

実験に用いる供試体は、現行示方書の規定による供試体と、荷重振幅±30%を考慮した供試体である。供試体の寸法および鉄筋の配置は以下に示すとおりである。

### 3.1 使用材料

供試体のコンクリートには普通ポルトランドセメント、粗骨材は最大寸法 20mm の骨材を使用した。また、鉄筋は SD295A, D10 および D13 を使用した。材料特性値を表-1 に示す。

### 3.2 供試体寸法および鉄筋の配置

RC 床版は、複鉄筋配置とし、4 辺単純支持とする。なお、床版寸法は実験装置の車輪幅が現行示方書に規定する T 荷重の 1/2 モデルであることから、現行示方書に規定する支間 2.4m で、大型車両の計画交通量が 1 日 1 方向 500 台未満を想定した単純 RC 床版を設計し、寸法および鉄筋量を 1/2 としたモデルである。供試体寸法および鉄筋の配置を図-1 に示す。

#### (1) 鉄筋 D10 の RC 床版供試体

供試体の支間長を 120cm、供試体の張り出し部は 13.5cm とし、全長は 147cm である。床版の全厚は 11.0cm である。鉄筋の配置は複鉄筋配置とし、引張側の主鉄筋すなわち軸直角方向の鉄筋には D10 を 10cm 間隔で配置し、有効高さは 9.0cm とした。また、配力筋すなわち軸方向には D10 を 12cm 間隔で配置し、有効高さは 8.5cm とした。また、圧縮側の鉄筋配置は、軸直角方向および軸方向ともに引張鉄筋量の 1/2 とし、軸直角方向には 20.0cm、軸方向が 24.0cm 間隔でそれぞれ配置した。

#### (2) 鉄筋 D13 の RC 床版供試体

支間長、張り出し長、全長および床版の全厚は床版鉄筋に D10 を用いた供試体と同様である。鉄筋の配置は複鉄筋配置とし、引張側の主鉄筋すなわち軸直角方向の鉄筋には D13 を 10cm 間隔、軸方向には D13 を 12cm で配置し、有効高さはそれぞれ 9.0cm と 8.5cm とした。また、圧縮側の鉄筋配置は、軸直角方向および軸方向ともに引張鉄筋量の 1/2 とした。なお、本実験は走行振動荷重 ±20%、±30% で実験衝撃係数を評価するが、荷重振幅 ±30% の場合、文献 5) による動的係数を適用した活荷重曲げモーメント式 (6) より算出すると約 10% の鉄筋量の割り増しが必要となる。しかし、本実験では D13 を軸直角方向および軸方向に配置することから、鉄筋量の割り増しは約 17% となっている。

## 4. 実験装置の概要および実験方法

### 4.1 走行振動荷重載荷装置の概要<sup>7)</sup>

本実験に用いた走行振動試験装置は、鋼製反力フレーム (400 kN) のはりに、車輪 (幅 = 25cm, 直径 = 40cm) と油圧式の振動疲労試験機を固定し、供試体を設置した台車をモーターとクランク・アームにより水平方向へ往復運動させて荷重の走行状態を実現するものである。

### 4.2 衝撃係数の算定法

本研究では、RC 床版供試体に荷重変動を振動荷重として作用させた場合の実験衝撃係数を評価する。衝撃係数は、たわみ応答値による動的増幅率から実験衝撃係数を得るものとする。たわみ応答による動的増幅率は、DAF (Dynamic Amplification Factor) より評価されている。なお、単純桁に走行荷重が作用した場合の支間中央における動的増幅率を図-2 に示す。

#### (1) 動的増幅率 DAF の概念

動的増幅率 DAF は、図-2 に示す最大静的たわみ値を基準に、その値と最大動的たわみ値の差を最大静的たわみで除したものとして定義され、式(5a)で与えられる。なお、

表-1 供試体の材料特性値

| 供試体 | コンクリート<br>圧縮強度<br>N/mm <sup>2</sup> | 鉄筋 (SD295A)               |                           |                             |
|-----|-------------------------------------|---------------------------|---------------------------|-----------------------------|
|     |                                     | 降伏強度<br>N/mm <sup>2</sup> | 引張強度<br>N/mm <sup>2</sup> | ヤング係数<br>kN/mm <sup>2</sup> |
| D10 | 32.0                                | 346                       | 511                       | 200                         |
| D13 | 30.0                                | 368                       | 516                       | 200                         |

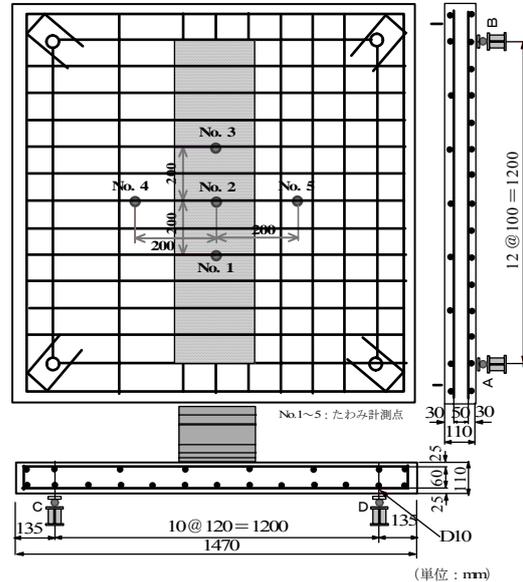


図-1 供試体寸法および鉄筋の配置

道路橋の DAF による衝撃係数は、走行実験による動的増幅率から 1 を引いた値と定義し、式(5b)で与えている。

$$DAF = 1 + \frac{y_{d,max} - y_{s,max}}{y_{s,max}} \quad (5a)$$

$$I = DAF - 1 \quad (5b)$$

ここに、DAF：動的増幅率、 $y_{d,max}$ ：最大動的たわみ、 $y_{s,max}$ ：最大静的たわみ、 $I$ ：衝撃係数

### (2) 走行振動荷重実験 (供試体名：V)

走行振動荷重実験では、振動荷重を供試体の支点間を一往復走行させ、最大動的たわみを計測する。また、荷重の増加は一走行毎に 10kN ずつ供試体が破壊するまで増加させる。

#### 1) 作用荷重振幅

本実験の振動荷重は、大型車両が伸縮継手を通過した後の荷重変動をモデルとする。独立行政法人土木研究所は、大型自動車伸縮継手の段差部を走行する際に発生する荷重変動および衝撃力に関する実験を行っている<sup>1)~3)</sup>。タンデム式ダンブトラックの軸重量は中軸で 37.73kN、後軸で

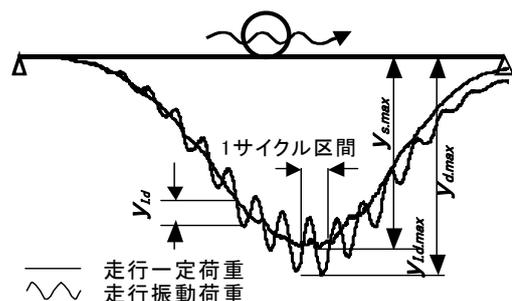


図-2 動的増幅率 (DAF)

37.14kNであり、この軸重量に対して2.77倍～2.86倍の荷重変動となっている。したがって、荷重振幅は、中軸の最大荷重を上限荷重、後軸の軸重量を下限荷重とすると、橋梁の両端部支点付近の荷重振幅は基準荷重に対して±45～±48%となる。また、支間中央付近では、中軸で±10%、後軸で±20%程度生じている<sup>2)～3)</sup>。そこで、本実験の荷重振幅は、基準荷重に対して±20%、±30%とした。これは、段差10mm～20mmの範囲の荷重振幅である。

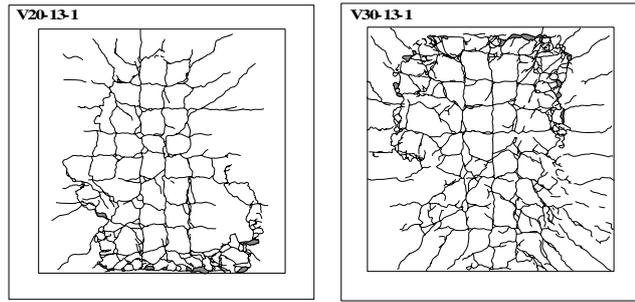


図-3 ひび割れ状況

## 2) 作用振動数

タンデム式のダンプトラックの荷重変動および大型車両が段差量20mmを通過した場合のバネ下振動数は13Hz～18Hzである<sup>2)</sup>。また、この車両の場合には中軸、後軸が交互に作用するものとして、橋梁の支間長を走行速度と振動数で除して、1mあたりの波数を求めた。実験供試体の作用振動数は、この1mあたりの波数をもとに走行速度を決定した<sup>8)</sup>。

## 3) 実験衝撃係数

荷重変動がRC床版に及ぼす動的影響は、たわみ応答による動的増幅率(DAF)から求めた実験衝撃係数で評価するものとする。したがって、走行振動荷重の場合のたわみと一定走行荷重の場合の最大静的たわみを実験から得るものとする。そこで、振動荷重による走行実験の過程で、走行一定荷重実験を行い、両者のたわみの関係から実験衝撃係数を求める。

実験衝撃係数を求める荷重は、一定な荷重で走行することによる残留たわみを最小限にするために、走行一定荷重実験における引張鉄筋の荷重とひずみ関係から弾性域の2つの荷重値、すなわち50kN、60kNを設定し、実験衝撃係数を求めるものとする。

本実験における実験衝撃係数の算出には式(5a)、(5b)を適用する。そこで、図-2に示す動的増幅率から衝撃係数を算出する場合は、走行振動荷重の場合の最大たわみを最大動的たわみ( $y_{d,max}$ )とし、走行一定荷重の場合の最大たわみを最大静的たわみ( $y_{s,max}$ )とする。

## 5. 結果および考察

### 5.1 最大耐荷力

実験より得られた各供試体の最大耐荷力を表-2に示す。同表より、鉄筋D10の供試体の荷重振幅±20%の場合、供試体V20-10は135.5kN、鉄筋D13の供試体の荷重振幅±20%の場合、V20-13は146.8kNである。したがって、D13を用いた場合は1.08倍に耐荷力が大きい。同様に、荷重振幅±30%の場合はD10の供試体V30-10で133.5kN、D13の供試体V30-13で146.5kNとなり、D13を用いた場合は1.10倍耐荷力が大きい。また、荷重振幅の違いによる最大耐荷力の比較を行うと、D10、D13供試体ともに比較的近似した値となっている。したがって本研究の範囲内では、荷重振幅の大きさは耐荷力に大きな影響を及ぼさない結果となった。なお、破壊状況は各供試体ともに輪荷重が走行中に床版中央付近で押抜きせん断破壊となった。ここで、D13供試体のひび割れ状況の一例を図-3に示す。

### 5.2 RC床版の実験衝撃係数

本実験より得られた実験衝撃係数Iを表-2に示す。

#### (1) 鉄筋D10のRC床版の実験衝撃係数

D10を用いたRC床版の荷重振幅±20%、±30%の場合の実験衝撃係数Iは、図-2に示した軸方向に3点、軸直角方向に2点の合計5箇所での計測を行い、各測定点で求めた実験衝撃係数を荷重振幅ごとに平均して求めた結果である。

実験衝撃係数の平均値は、荷重振幅±20%の場合に供

表-2 RC床版の実験衝撃係数

| 供試体       | 最大荷重(kN) | 最大荷重の平均(kN) | 実験衝撃係数 |       |       |       |       | 平均値   | 平均値   |       |
|-----------|----------|-------------|--------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
|           |          |             | 計測荷重   | No.1  | No.2  | No.3  | No.4  |       |       | No.5  |
| V20-10-1* | 132.3    | 135.5       | 50kN   | 0.357 | 0.401 | 0.386 | 0.362 | 0.383 | 0.380 | 0.381 |
| V20-10-2  | 138.6    |             | 60kN   | 0.354 | 0.372 | 0.388 | 0.397 | 0.400 |       |       |
| V30-10-1  | 130.2    | 133.5       | 50kN   | 0.381 | 0.374 | 0.387 | 0.372 | 0.386 | 0.382 |       |
|           |          |             | 60kN   | 0.372 | 0.378 | 0.392 | 0.385 | 0.391 |       |       |
| V30-10-2  | 136.7    | 133.5       | 50kN   | 0.491 | 0.485 | 0.482 | 0.475 | 0.486 | 0.491 | 0.485 |
|           |          |             | 60kN   | 0.517 | 0.480 | 0.502 | 0.481 | 0.508 |       |       |
| V20-13-1  | 149.2    | 146.8       | 50kN   | 0.473 | 0.463 | 0.500 | 0.468 | 0.461 | 0.480 |       |
|           |          |             | 60kN   | 0.487 | 0.477 | 0.492 | 0.481 | 0.498 |       |       |
| V20-13-2  | 144.3    | 146.5       | 50kN   | 0.220 | 0.230 | 0.246 | 0.230 | 0.218 | 0.231 | 0.233 |
|           |          |             | 60kN   | 0.250 | 0.250 | 0.223 | 0.222 | 0.224 |       |       |
| V30-13-1  | 149.6    | 146.5       | 50kN   | 0.236 | 0.234 | 0.226 | 0.222 | 0.235 | 0.235 |       |
|           |          |             | 60kN   | 0.248 | 0.245 | 0.233 | 0.237 | 0.231 |       |       |
| V30-13-2  | 143.3    | 146.5       | 50kN   | 0.339 | 0.342 | 0.334 | 0.322 | 0.328 | 0.336 | 0.333 |
|           |          |             | 60kN   | 0.327 | 0.343 | 0.353 | 0.336 | 0.338 |       |       |
| V30-13-2  | 143.3    | 146.5       | 50kN   | 0.321 | 0.328 | 0.346 | 0.312 | 0.316 | 0.329 |       |
|           |          |             | 60kN   | 0.347 | 0.329 | 0.335 | 0.332 | 0.328 |       |       |

\*V20-10-1: V20(荷重振幅20%) - 10(鉄筋D10) - 1(供試体番号)

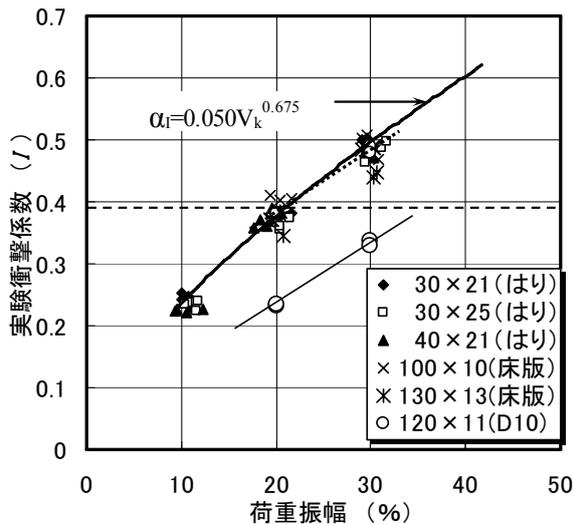


図-4 実験衝撃係数と荷重振幅の関係

試体 V20-10-1, 2 で、それぞれ 0.380, 0.382, 荷重振幅 ±30% の場合に供試体 V30-10-1, 2 で、それぞれ 0.491, 0.480 である。いずれの場合も与えた荷重振幅 (±20% : 0.200, ±30% : 0.300) 以上の衝撃係数となっている。なお、本実験供試体は、床版支間長が 2.4m として設計し、その 1/2 モデルであることから、供試体の衝撃係数  $i$  は 0.382 ( $i=20/(50+2.4)$ ) である。したがって、荷重振幅が ±20% の場合は現行示方書 I に規定する衝撃係数と同程度の結果となったが、荷重振幅 ±30% の場合は、1.27 倍の衝撃係数が生じる結果となった。

#### (2) 鉄筋 D13 の RC 床版の実験衝撃係数

D13 を用いた RC 床版の実験衝撃係数は、荷重振幅 ±20% の供試体 V20-13-1, 2 で、それぞれ 0.231, 0.235 となっており、D10 を用いた供試体に比して D13 を用いた場合が約 40% 衝撃係数の低減が見られる。また、荷重振幅 ±30% の供試体 V30-13-1, 2 で、それぞれ 0.336, 0.333 となり、D10 を用いた供試体に比して D13 を用いた場合が約 31% の低減が見られた。次に、これらの実験衝撃係数と現行示方書に規定する衝撃係数を比較すると、荷重振幅 ±20% の場合は 0.61 となり、現行示方書に規定される衝撃係数を大幅に下回る結果となった。また、荷重振幅 ±30% の場合の比は 0.87 となり、13% 減少した。したがって、走行振動荷重が及ぼす動的影響による衝撃係数の増大は、動的影響を考慮した活荷重曲げモーメントを用いて鉄筋量を増大することによって改善されることが明らかとなった。

#### 6.3 実験衝撃係数と荷重振幅の関係

実験衝撃係数  $I$  と荷重振幅  $V_k$  の関係を図-4 に示す。

##### (1) D10 の RC 床版

図-4 より、D10 を用いた供試体の場合は、3 タイプの RC はりおよび 2 タイプの RC 床版を用いた既往の実験結果<sup>5)</sup> とほぼ近似している。文献 5) に示した動的係数は式 (1) として与えられているが、本供試体の場合もほぼ近似している。

##### (2) D13 の RC 床版

図-4 より、D13 を用いた供試体の場合の実験衝撃係数は D10 供試体に比して大幅に減少している。また、現

行示方書に規定する衝撃係数と比較すると、荷重振幅が ±35% までの荷重変動に対応できる結果となった。これは、鉄筋量を割り増しすることでたわみが抑制され、実験衝撃係数が減少したためである。したがって、荷重変動の大きい支点部付近では活荷重モーメントの割り増しを行うこと、すなわち鉄筋量を割り増しすることが衝撃係数を抑制する方法として有効であると考えられる。

なお、今回の実験では供試体の鉄筋径を D10 から D13 としたことから、設計活荷重曲げモーメントによる鉄筋の割り増し量 9% に対して、鉄筋量を 17% 割り増した供試体による評価であるが、十分に汎用性のあるものと考えられる。

#### 7. まとめ

本研究は、荷重振幅を関数とする衝撃係数を適用した活荷重曲げモーメントで検討した RC 床版供試体に荷重振幅 ±20%, ±30% の走行振動荷重実験を行い、走行荷重の動的影響に対する RC 床版の改善効果の検討を行い、以下の結論を得た。

- ① 走行振動荷重が作用した場合の最大耐力は荷重振幅による差異は小さく、D10, D13 供試体ともに比較的近似した値となっていることから、本研究の範囲内では荷重振幅は耐力に大きな影響を及ぼさない。
- ② 現行示方書で規定する衝撃係数は、鉄筋量を割り増しすることによって、荷重振幅が ±35% までの荷重変動に対応できる。これは、鉄筋量を割り増しすることでたわみが抑制され、実験衝撃係数が減少したためである。
- ③ 動的影響係数を適用した活荷重曲げモーメントで設計した RC 床版の改善効果を検証した結果、鉄筋量を割り増しすることは衝撃係数を抑制する方法として有効であるものと考えられる。

#### 参考文献

- 1) 建設省土木研究所構造研究室：橋梁設計動荷重に関する試験調査報告書(VIII-1985), 土木研究所資料, No.2258, 1985
- 2) 建設省土木研究所構造研究室：橋の衝撃荷重に関する試験調査報告書(I-1987), 土木研究所資料, No.2426, 1987
- 3) 建設省土木研究所構造研究室：橋の衝撃荷重に関する試験調査報告書(I-1987), 土木研究所資料, No.2508, 1987
- 4) 日本道路橋会：道路橋示方書・同解説 I, II, III, 2002.3
- 5) 阿部忠, 木田哲量, 星埜正明, 加藤清志, 徐銘謙：走行振動荷重を受ける RC はり・床版の耐力および動的影響に関する実験研究, 土木学会論文集, No.808/I-74, pp. 33-45, 2006
- 6) 内田賢一, 西川和廣, 神田昌幸：輪荷重走行試験装置による道路橋床版の疲労試験, 土木学会第 51 回年次学術講演会, pp.998-999, 1996
- 7) 阿部忠, 木田哲量, 澤野利章, 水口和彦, 近藤崇：走行振動試験装置の性能検証に関わる RC はりの走行実験, 日本大学生産工学部研究報告, 第 34 巻, 第 2 号, pp.1-11, 2001
- 8) 木田哲量, 阿部忠, 西村昌宏, 澤野利章, 徐銘謙：走行振動荷重を受ける RC 床版の実験耐力および衝撃係数, 構造工学論文集, Vol.1.50A, pp1287-1294, 2004

# 可変的フィルタ理論による構造損傷同定解析

日大生産工 登坂 宣好

## 1. はじめに

構造損傷同定問題を代表的な例とする逆問題は、その順問題が線形問題で解の唯一性や安定性が成立する場合でも、それらの性質が保障されない、いわゆる非適切問題 (ill-posed problem) となることが知られている<sup>1)</sup>。

そこで、このような逆問題を解くには何らかの適切化または正則化手法 (regularization technique) を導入しなければならない。その手法として様々な手法が知られているが、特に Tikhonov の正則化が多用されている<sup>1)</sup>。

これまで逆問題の解析に、Kalman フィルタを始めとするフィルタ理論を適用する研究を続けてきた。このフィルタ理論の中でもパラメトリック射影フィルタ (parametric projection filter; PPF) 理論<sup>2)</sup>と Tikhonov の正則化手法との関連に注目し、PPF に含まれるパラメータが正則化パラメータとしての役割を果たすことを明らかにした<sup>3)</sup>。

PPF を逆解析に適用する際には、最適なパラメータの選定が必要となる<sup>4)~6)</sup>。そこで、このパラメータをひとたび設定したら固定することなくフィルタリング計算過程で可変的に変化させて行くことによって、パラメータの選定という問題点が解決できるような新しいフィルタリングを構成し、“可変的フィルタ理論”とそのフィルタリングアルゴリズムを提案した<sup>7)</sup>。

本論文では、この理論とフィルタリングを示し、その適用性を構造損傷同定問題に対して得られた計算結果から議論する。

## 2. 可変的フィルタ理論

### 2.1 数理モデル

逆問題を離散的立場から取り扱うものとする。つまり、推定または同定すべき未知量を有限次元のベクトルとすると、その逆問題の数理モデルは次のような簡単なモデルとして与えることができる。

- 観測方程式 (システム方程式)

$$y = Mz + v \quad (1)$$

- 推定方程式 (復元方程式)

$$\tilde{z} = By \quad (2)$$

ここでベクトル  $z$  は推定または同定すべき原ベクトル、 $y$  は観測ベクトル、 $\tilde{z}$  は  $z$  に対する推定ベクトル、 $v$  は観測に伴い混入する雑音ベクトル、行列  $M$  は観測行列、 $B$  は推定行列 (復元行列) とする。なお、上式中のベクトルは雑音ベクトル  $v$  の存在によりいずれも確率変数 (ベクトル) として取り扱わねばならない。

この数理モデルにより、逆問題は、観測行列  $M$  を与えてノイズ  $v$  の統計的性質と与えられた観測ベクトル  $y$  のもとで、次の評価基準を満たす  $z$  の最良な推定ベクトル  $\tilde{z}$  を定めることになる。

$$J = J(z, \tilde{z}) \rightarrow \text{Min} \quad (3)$$

したがって、この最小化問題の解  $z$  を与えるような推定行列  $B$  具体的に構成されなけれ

ばならない。

## 2.2 フィルタ理論

推定行列  $\mathbf{B}$  を線形不偏推定条件のもとで構成することにすると  $\mathbf{z}$  の期待値  $\bar{\mathbf{z}}$  を用いて推定ベクトルは次のように与えられる。

$$\tilde{\mathbf{z}} = \bar{\mathbf{z}} + \mathbf{B}\{\mathbf{y} - \mathbf{M}(\bar{\mathbf{z}})\} \quad (4)$$

したがって、推定行列  $\mathbf{B}$  が具体的に与られれば、観測ベクトル  $\mathbf{y}$  を用いて上式 (4) から推定ベクトル  $\tilde{\mathbf{z}}$  が決定できる。

この推定行列として、評価基準 (3) の具体的な表現に対応して Wiener フィルタ、射影フィルタ、パラメトリック射影フィルタが存在している<sup>1)</sup>。これらのフィルタの中でも本論で対象とするフィルタはパラメトリック射影フィルタである。このフィルタは次の評価基準に対して構成される<sup>2)</sup>。

評価基準：

$$\begin{aligned} J(\mathbf{B}) := & \text{tr}\{(\mathbf{B}\mathbf{M} - \mathbf{P})(\mathbf{B}\mathbf{M} - \mathbf{P})^T\} \\ & + \gamma E_v[\|\mathbf{B}\mathbf{v}\|^2] \end{aligned} \quad (5)$$

パラメトリック射影フィルタ：

$$\mathbf{B} = \mathbf{M}^T (\mathbf{M} \mathbf{M}^T + \gamma \mathbf{Q})^{-1} \quad (6)$$

ただし、 $\gamma > 0$  はいわゆる  $s/n$  としての意味を有するパラメータであり、 $\mathbf{P}$  は射影行列とし、 $T$  は行列の転置操作を示し、 $\text{tr}$  は行列のトレース操作とし、雑音共分散行列  $\mathbf{Q}$  を以下のようにに定義する。

$$\mathbf{Q} := E[\mathbf{v}\mathbf{v}^T] \quad (7)$$

## 2.3 可変的パラメトリック射影フィルタ

パラメトリック射影フィルタ (6) には、パラメータ  $\gamma$  が含まれているので、このフィルタを用いて推定を行うには  $\gamma$  の具体的な数値が必要となる。この数値の決定に関して、本論では以下に示すような可変的決定手法を導入することによって、任意の初期値からフ

ィルタリングの計算過程を通して自律的に適切な数値を取ることのできるパラメトリック射影フィルタリングアルゴリズムを構成する。

線形不偏推定式 (4) に基づくフィルタリングアルゴリズムにおけるフィルタ方程式とフィルタゲインは次のように与えられる。

フィルタ方程式：

$$\begin{aligned} \tilde{\mathbf{z}}_{k-1/k} = \tilde{\mathbf{z}}_{k/k} = \tilde{\mathbf{z}}_{k/k-1} \\ + \mathbf{B}_k (\mathbf{y}_k - \mathbf{M}_k \tilde{\mathbf{z}}_{k/k-1}) \end{aligned} \quad (8)$$

フィルタゲイン：

$$\mathbf{B}_k = \mathbf{M}_k^T (\mathbf{M}_k \mathbf{M}_k^T + \gamma \mathbf{Q}_k)^{-1} \quad (9)$$

ただし、推定ベクトル初期値を次のように与えるものとする。

$$\tilde{\mathbf{z}}_{0/-1} = \bar{\mathbf{z}}_0 \quad (10)$$

ここで、初期ステップにおいて、推定ベクトル  $\tilde{\mathbf{z}}'_{0/-1}$  は観測ベクトル  $\mathbf{y}_0$  のみによって決定しているので、それらの間に比例関係が成り立つものと仮定すると次のように書くことができる。

$$\tilde{\mathbf{z}}'_{0/-1} = \mathbf{A}_0 \mathbf{y}_0 (= \mathbf{A}_0 \mathbf{M}_0 (\tilde{\mathbf{z}}'_{0/-1})) \quad (11)$$

ただし、行列  $\mathbf{A}_0$  は対角行列とする。一方、初期ステップのフィルタ方程式は式 (8) より次のように書くことができる。

$$\tilde{\mathbf{z}}'_{0/-1} = \mathbf{B}_0 \mathbf{y}_0 \quad (12)$$

これらの式を等置することによって次式を得る。

$$\begin{aligned} \mathbf{A}_0 \mathbf{y}_0 = \mathbf{B}_0 \mathbf{y}_0 \\ = (\mathbf{M}_0^T \mathbf{Q}_0^{-1} \mathbf{M}_0 + \gamma \mathbf{I})^{-1} \mathbf{M}_0^T \mathbf{Q}_0^{-1} \mathbf{y}_0 \end{aligned} \quad (13)$$

パラメトリック射影フィルタの表現(6)より、パラメータの初期値に関する次の関係式を得る。

$$\gamma_0 \tilde{z}'_{0/-1} = \mathbf{b}_0 \quad (14)$$

ただし、

$$\mathbf{b}_0 = \mathbf{M}_0^T \mathbf{Q}_0^{-1} (\mathbf{I} - \mathbf{M}_0 \mathbf{A}_0) \mathbf{y}_0 \quad (15)$$

以上より、 $\gamma_0$  は  $\tilde{z}'_{0/-1}$  と  $\mathbf{b}_0$  との内積と  $\tilde{z}'_{0/-1}$  のノルムとを用いて次式で与えられる。

$$\gamma'_0 = \frac{\tilde{z}'_{0/-1} \cdot \mathbf{b}_0}{\|\tilde{z}'_{0/-1}\|^2} \quad (16)$$

このように求められた  $\gamma'_0$  を含んだパラメトリック射影フィルタを構成し、フィルタ方程式より  $\tilde{z}'_{0/-1}$  を求める。これらの計算を  $\gamma_0$  の値が収束するまで繰り返し、その収束値をフィルタリング1回目の値とする。同様にして各フィルタリングのステップにおいて収束値  $\gamma_0$  を決定することになる。

### 3. 構造損傷同定問題への適用

#### 3.1 解析モデル

曲げおよびせん断応力による応力伝達機構を有する構造物として Fig.1 に示す鋼製フレーム構造物モデルを例に可変的パラメトリック射影フィルタによる構造損傷同定解析を行う。本モデルは文献 5), 6) において観測値に実測値を用いてウィナーフィルタ、射影フィルタおよび既存のパラメトリック射影フィルタによって損傷同定解析が報告されており、モデルの詳細は上記文献を参照されたい。

#### 3.2 同定解析結果

Fig.2(a) ~ (c) に逆解析例として 1, 3, 5 層に損傷として 50% の剛性低下を仮定した場合の同定結果と可変的に決定された各フィルタリングステップにおける  $\gamma$  の推移を示す。

なお、損傷位置の同定については評価値の概念を文献 6) の手法に従い導入した。すなわ

ち、評価値  $J_n$  が最も大きな値を示す層が損傷位置として同定されることになる。

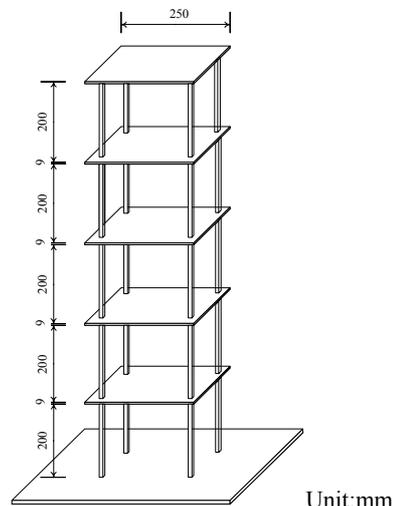
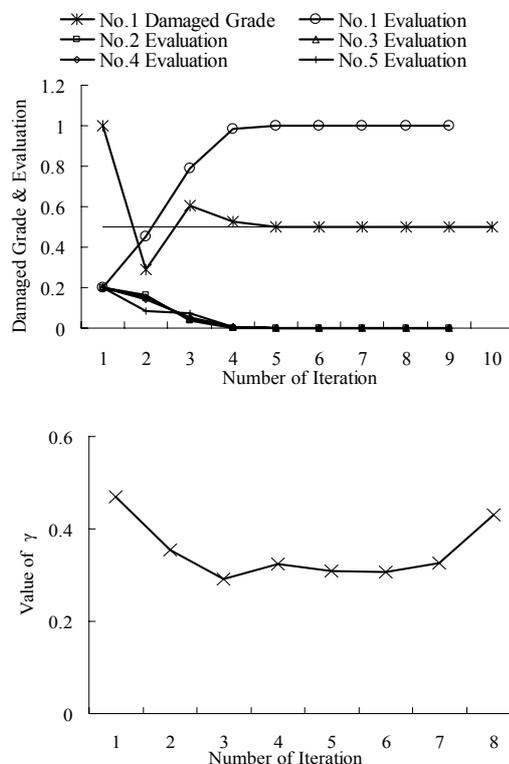
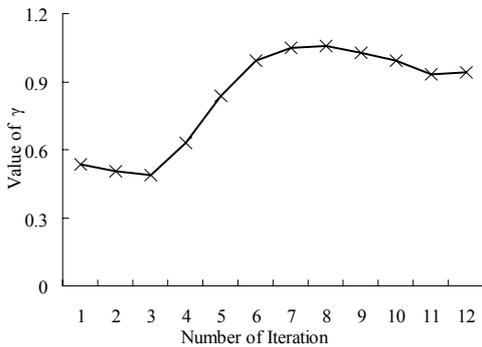
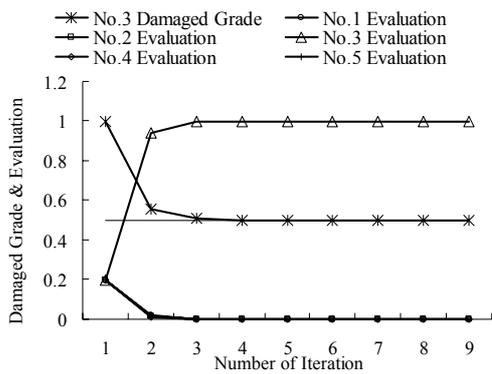


Fig.1 解析モデル

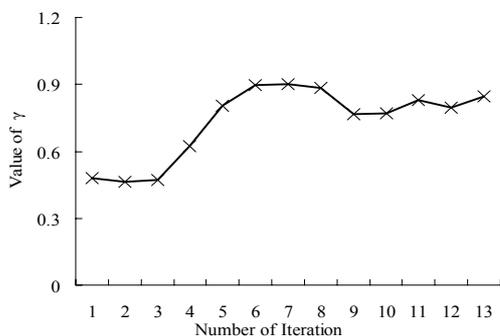
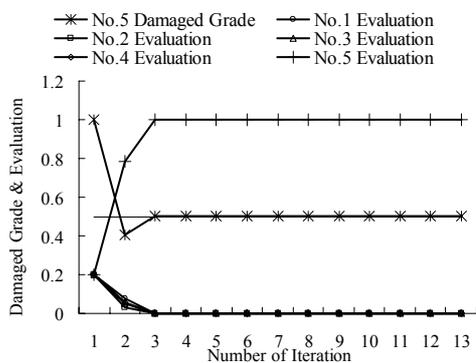
以下に示す結果の横軸はフィルタリング回数を、縦軸は損傷を仮定した状態量の無次元量と損傷位置の可能性を意味する評価値を表している。



(a) 1層損傷の同定結果と  $\gamma$  の変化



(b)3層損傷の同定結果と  $\gamma$  の変化



(c)5層損傷の同定結果と  $\gamma$  の変化

Fig.2 損傷同定解析結果

#### 4. おわりに

本論では、これまで逆問題へのフィルタリングアルゴリズムの適用において問題となっていたパラメトリック射影フィルタのパラメータの決定について、自律的に定められる手法を示した。すなわち、パラメータを可変的に変化させることによって新しい適応型のフィルタリングアルゴリズムが構成できた。本論ではそのアルゴリズムの適用例として比較的シンプルな構造損傷同定解析を示したが、今後はさらに複雑な同定問題への適用を通して、アルゴリズムの有効性を追求して行きたい。

#### 参考文献

- 1) 登坂宣好, 大西和榮, 山本昌宏: 逆問題の数理と解法, 東京大学出版会, 1999
- 2) Oja, E., H. Ogawa: Parametric Projection Filter for Image and Signal Restoration, IEEE Trans. Acoust. Speech and Signal Processing, ASSP-34, pp.1643-1653, 1986
- 3) 登坂宣好, 遠藤龍司, 川上善嗣: 離散的逆問題における射影フィルタと適切化法, 日本大学生産工学部第32回学術講演会講演梗概集, pp.73-76, 1999
- 4) 遠藤龍司, 登坂宣好, 川上善嗣, 塩田寿美子: パラメトリック射影フィルタに基づくアルゴリズムを用いた大型浮遊式海洋建築模型の損傷同定解析, 日本建築学会構造系論文集, 第559号, pp.237-244, 2002
- 5) R. Endo, N. Tosaka: Structural Damage Analysis of a Frame Structure Model using Filtering Algorithms, Proceedings 7<sup>th</sup> Civil-Comp. Paper 241, 2004
- 6) 塩田寿美子, 遠藤龍司, 登坂宣好: フィルタ理論に基づくフレーム構造物の損傷同定解析, 日本建築学会構造系論文集, 第605号, pp.95-102, 2006
- 7) 遠藤龍司, 登坂宣好, 川上善嗣: 可変的 PPF を用いたフレーム構造物の損傷同定解析, 日本機械学会 2006 年度年次大会講演論文集, Vol.6, pp.87-88, 2006