

Mechanical Enhancement of Hemp/PBS Biodegradable Composites by Nanoclay

－Fabrication of PBS/Nanoclay Composites－

○ Jing LI¹⁾ and Goichi Ben²⁾

1) High Technology Research Center, College of Industrial Technology, Nihon University

2) College of Industrial Technology, Nihon University

1 Introduction

From the last decade of 20th century one of the rapidly growing areas for the use of plastics is packaging. Traditionally, these packaging materials are made from polyolefins, like polypropylene (PP), polyethylene (PE) and polystyrene (PS)^[1], which are non-biodegradable, leading to serious ecological problems. Therefore, the development of biodegradable materials with controlled properties is demanded. Poly(butylene succinate) (PBS), being a commercially available biodegradable polymer, has attracted much attention recently years.

In the effort to increase the mechanical properties of biodegradable polymer, continuous natural fibers, such as kenaf, bamboo and hemp fibres, has been used as the reinforcement to prepare “green composites”^[2,3]. However, continuous fibres increase only the fibre-dominant properties of the composites, such as longitudinal tensile properties. The matrix-dominant properties, such as in-plane shear properties, longitudinal compressive strength, transverse tensile properties, remain almost same with the unreinforced polymer^[4]. Thus, nanoclay and natural fibre reinforced hybrid green composite is studied in this project to improve both fibre-dominant and

matrix-dominant mechanical properties.

Nanoclay is organically modified layered silicate, composed of stacked platelets with van der Waals force between the neighboring layers. The thickness of each layer is about 1 nm, diameter from 10 nm to several microns, and the interlayer space around 1 nm depending on the modification methods^[5]. Due to its high aspect ratio and good physical and thermal properties, nanoclay has the potential for exceptional improvements in barrier, flammability resistance, thermal and mechanical properties for polymer composites at very low filler loading^[6]. The reinforced properties depend largely on the dispersion degree of silicate platelets within polymer matrix, which in turn is a function of the polymer-nanoclay compatibility^[7].

In this paper, melt intercalation method was employed to produce the PBS/nanoclay composites. The dispersion degree of nanoclay in the PBS matrix was investigated by X-ray diffraction.

2 Experiments

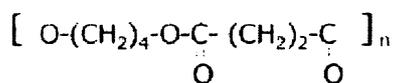
2.1 Materials

Aliphatic polyester poly(butylene succinate) (PBS) was supplied by Showa HighPolymer Co. (Japan) under the trade name Bionolle (grade #1020). The

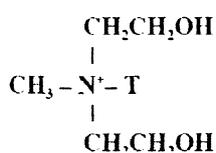
ナノクレイによるHEMP/PBS生物分解性複合材料の力学性能向上
－ PBS/ナノクレイ複合材料の成形 －

李 静, 邊 吾一

chemical structure is shown in Figure 1(a). The weight-average molecular weight is about 1.4×10^5 . The glass transition temperature, crystallization temperature and melting temperature are $-32\text{ }^\circ\text{C}$, $76\text{ }^\circ\text{C}$ and $115\text{ }^\circ\text{C}$, respectively.



(a)



(b)

Fig. 1 Chemical structures of (a) PBS and (b) organo-modifier used in Cloisite 30B. T is hydrogenated tallow.

Cloisite 30B, an organically modified montmorillonites, supplied by Southern Clay Products (USA), were used as the reinforcement. The chemical structure of the organ-modifier is presented in Figure 1(b). The average diameter is around $7\text{ }\mu\text{m}$ and the interlayer space is 1.85 nm ($d_{001} = 1.85\text{ nm}$), as released by the company.

2.2 Nanocomposite fabrication

Before processing, PBS pellets and nanoclay were kept in a ventilated oven at $70\text{ }^\circ\text{C}$ for more than 12 h to eliminate the humidity. The nanoclay and PBS pellets were firstly dry-mixed by shaking them in a plastic bag manually. The mixture was then feed into a single screw extruder, which was operated at $150\text{ }^\circ\text{C}$ and rotated at 20 rpm. The mixture yielded PBS/nanoclay composite strands after extrusion, which was quenched in a water bath at room temperature to quickly crystallize and make the nanocomposites strand brittle. The color of the strands turned to yellowish, compared to pure PBS. The nanocomposites strands were pelletized by

a scissor. Then the pellets was cleaned by DI water in an ultrasonic bath for 10 min, then filtered and washed by acetone. Finally, the pellets were dried at $70\text{ }^\circ\text{C}$ for more than 12 h to remove water.

Dried PBS/nanoclay pellets were then converted into sheets with a thickness of 1.5 to 2 mm by a hot press. The mould feed with proper amount of nanocomposite pellets was heated at $170\text{ }^\circ\text{C}$ with minimal compressive pressure for 15 min to melt the nanocomposites. Then a pressure of 5 MPa was applied for 1 min to release the bubbles. After cooling, the composite sheet was fabricated.

2.3 Characterization

The dispersion degree of nanoclay in PBS matrix was investigated by X-ray diffractometer (XRD, Rint 2000, Rigaku). XRD patterns were obtained using a Cu K α radiation ($\lambda = 0.154056\text{ nm}$) with a step size of 0.004° and at a scanning rate of $0.1^\circ/\text{min}$, working at 40 kV 20 mA. The scanning 2θ is ranging from 2 to 10° . Every sample was scanned at different spots for 5 times to ensure that the data was averaged and the figures were representative.

3. Results and Discussions

To fabricate the PBS/nanoclay nanocomposite with good dispersion state, different times of extrusion were performed and the dispersion degree was observed by XRD. Figure 2 shows the results of 2 wt% PBS/nanoclay nanocomposites extruded for once, twice and three times, which is compared to the spectrum of as-received nanoclay. Based on these observations, PBS/nanoclay composites do not show any obvious peak, which means the interlayer spaces of nanoclay has been significantly increased and the peak position of d_{001} is moved to lower than 2° (2° is the lowest limitation of 2θ for the XRD machine) or possibly disappeared.

According to Bragg's law:

$$n\lambda = 2d \sin \theta$$

where d is the distance between atomic layers in a crystal, λ is the wavelength of the incident X-ray beam, θ is the angles of

incidence of X-ray beam and n is an integer, the 2θ peak position of as-received nanoclay is $4.895 \pm 0.063^\circ$, which is corresponding to the interlayer spacing of 1.8 nm, agreed with the data released by the company. When the 2θ peak is equal to 2° , the interlayer spacing is calculated as 4.41 nm. The disappeared peak of PBS/nanoclay nanocomposites means that the nanoclay has been either completely exfoliated or well intercalated that the interlayer spacing is higher than 4.41 nm. Figure 2 and some repeating experiments show that the spectrum are essentially same for 2 wt% PBS/nanoclay nanocomposites extruded by different times. So, it seems the melting intercalation method is effective in fabrication a well dispersed PBS/nanoclay composites and more times extrusion do not make any obvious differences.

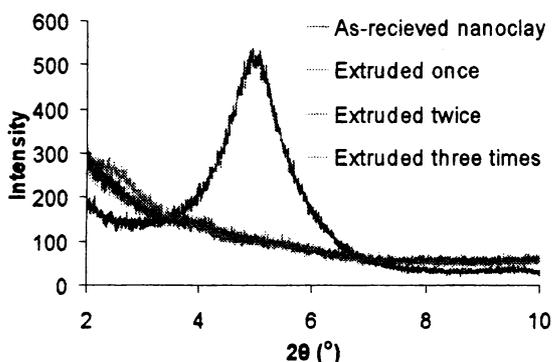


Fig. 2 XRD results of as-received nanoclay powder and 2 wt% PBS/nanoclay nanocomposites extruded by different times.

The melting intercalation mechanism is schematically shown in Figure 3. There are three cases after the melting mixing of nanoclay and polymer matrix. If the compatibility between nanoclay and polymer is very poor, there is no interaction between them. The clay particles will distributed in the matrix like those conventional particles. The XRD peak will remain the same position. For most cases, the clay particles has been organically modified before mixing with

polymer matrix. The compatibility between clay and matrix is improved, so the polymer matrix can intercalated into the gallery space of clay and force the interlayer spacing to increase. Thus, the XRD peaks position move to lower angle or even disappear, depending on the extent of intercalation. Sometimes, when the interaction between clay and matrix is tremendous, not only the peak disappears but also the morphology of nanocomposites changes. All the silicate layers exfoliate and become single layered randomly dispersed high aspect ratio platelets.

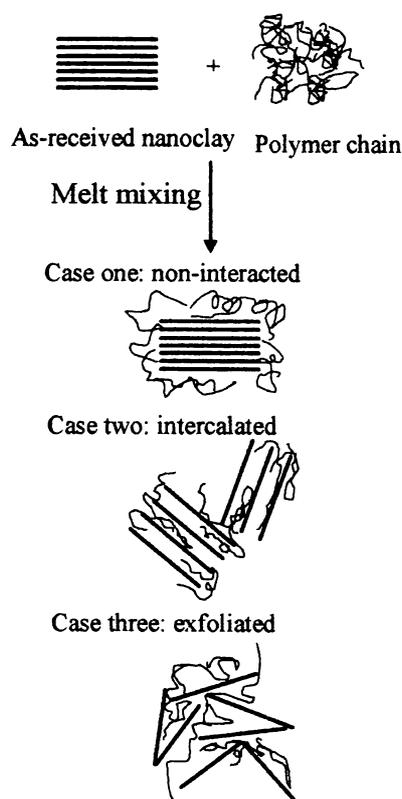


Fig. 3 Schematically drawing of melting intercalation mechanism.

For our as-prepared PBS/nanoclay composites, the XRD peak disappeared, so there are two possibilities: 1) the PBS intercalated into clay gallery and the interlayer spacing was increased to higher than 4.41 nm; 2) The nanoclay was completely exfoliated. To be able to identify the situation, the morphology of the nanocomposites has to be investigated by transmission electron microscope in the future. Based on the results available

currently, it seems the compatibility between clay and PBS is satisfactory.

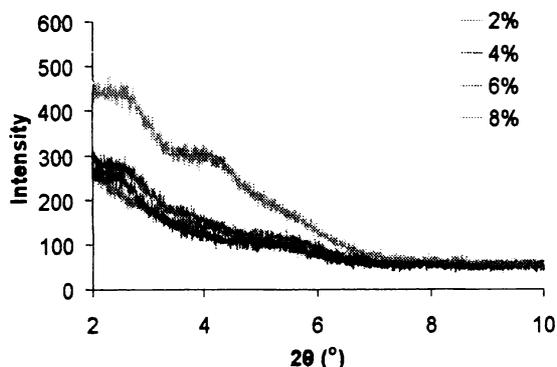


Fig. 4 XRD spectrum of PBS/nanoclay nanocomposites with different clay content.

Figure 4 shows the XRD spectrum of PBS/nanoclay composites extruded for once with different clay content. With increase the clay content, the spectrum do not change much for 2 wt%, 4 wt% and 6 wt% PBS/clay composites. The curves are smooth and no obvious peaks appear, which means the dispersion of clay is satisfactory when the clay content is up to 6 wt%. However, for the PBS composites containing 8 wt% nanoclay, the peak appears where 2θ equals to $2.454 \pm 0.114^\circ$ and $4.03 \pm 0.227^\circ$, corresponding to 3.6 nm and 2.148 nm interlayer spacing, respectively. Compared to the nanocomposites containing lower clay content, the interlayer spacing of clay decreases, because the intercalation of polymer chain into clay gallery is restricted. Besides, the intensity of the peak also significantly increases for 8 wt% nanocomposites. Although the intensity of the spectrum is affected by many factors, the increased peak intensity can still qualitatively indicate that there are more layers of silicate platelets presented in one clay particle as a result of poor exfoliation of clay. So, the spectrum clearly indicates that the dispersion of clay become more difficult when the clay content is 8 wt%. As proved by large amount of literatures^[4,6,7], the poor dispersion of clay may result in an poor mechanical, thermomechanical and barrier properties, so it is preferable to keep the clay content lower than 6 wt% in our

future study.

4. Future works

As mentioned above, the transmission electron microscope can help the identification of the composite morphology. The mechanical properties of PBS/nanoclay composites will be tested. Then, the PBS/hemp/nanoclay hybrid nanocomposite will be fabricated and characterized.

「References」

- [1] S. S. Ray and M. Bousmina, "Biodegradable polymers and their layered silicate nanocomposites: In greening the 21st century materials world", *Progress in Materials Science* 50 (2005), pp.962–1079.
- [2] S. Serizawa, K. Inoue, M. Iji, "Kenaf-fiber-reinforced poly(lactic acid) used for electronic products", *Journal of Applied Polymer Science*, 100 (2006), pp.618–624.
- [3] S. Ochi, "Development of high strength biodegradable composites using Manila hemp fiber and starch-based biodegradable resin", *Composites: Part A* 37 (2006), pp.1879–1883.
- [4] J. Cho, J. Y. Chen and I. M. Daniel, "Mechanical enhancement of carbon fiber/epoxy composites by graphite nanoplatelet reinforcement", *Scripta Materialia* 56 (2007), pp.685–688.
- [5] S. H. Park, and G. Sposito, "Do montmorillonite surfaces promote methane hydrate formation? monte carlo and molecular dynamics simulations", *J. Phys. Chem. B* 107 (2003), pp.2281-2290.
- [6] P. C. LeBaron, Z. Wang, T. J. Pinnavaia, "Polymer-layered silicate nanocomposites: an overview", *Applied Clay Science* 15 (1999), pp. 11-29.
- [7] E. P. Giannelis, "Review: Polymer layered silicate nanocomposites", *Advanced Materials* 8 (1996), pp.29–35.

天然ガスエンジンにおけるフランジ付き点火プラグの有効性

日大生産工 ○氏家 康成 日大生産工 野村 浩司

1 緒言

地球温暖化抑制に関する京都議定書(COP3)が発効して、CO₂排出量削減の要求は日増しに強まっている。我が国における CO₂ 排出量の約 21% が交通運輸部門からのものといわれており、国内で多用されている火花点火機関の対策が強く求められている。CO₂ 排出低減策は、基本的に熱効率を向上させるか、単位発熱量あたりの含有炭素比率が少ない燃料を使用することになる。前者の熱効率向上は、当然ながら化石燃料枯渇化の対策にも共通する有効な技術である。その方策として、圧縮比の増大と希薄燃焼が熱力学上、自明であるが、その実用化には確実な点火と火炎伝播促進が必須である。一般的には燃焼室内に旋回流に伴う強い乱れを生成しつつ、大きな火花エネルギーを付与する方法が取られる。しかしながら火花エネルギーの増大は、電磁波障害や点火系の耐久性を考えると、あまり得策ではない。

一方、CO₂ 排出量削減に有効な燃料として天然ガスが注目されている。しかしながら、これを普及させるには、車載容量の問題は他の研究に譲るとして、燃焼研究の立場からは、点火特性の劣性を解決する必要がある。

これらの問題に対する一つの回答として、著者らはフランジ付き点火プラグを提案してきた。これは、火花放電経路近傍の強い混合気流動を抑制し、かつ放電時に、衝撃波発生に費やされて散逸するエネルギーを熱として回収することにより、従来よりも小さな火花エネルギーで点火を成立させ、その後、火炎伝播を促進させる働きを狙ったものである。本報ではフランジ付き火プラグの有効性と点火特性改善効果の機構を解明するた

めに実施された基礎実験から応用実験に至る一連の経過を報告する。

2 定容旋回流動燃焼容器を用いた基礎実験

2.1 フランジ付き電極の点火特性

静止混合気場および旋回流動場においてフランジ付き電極の点火実験を行った。概略を Fig.1 に示す。ノズル手前の弁を閉じて噴流を止めれば静止場となる。使用したフランジ付き電極の概略を Fig.2 に示す。フランジ付き電極の最小一次電流と主流の平均流速の関係を Fig.3 に示す。まず静止場において最小一次電流が低減していることがわかる。これより、フランジ付き電極には、流動抑制効果以外の点火エネルギー低減機構が存在することが示唆された。旋回流動場では、流

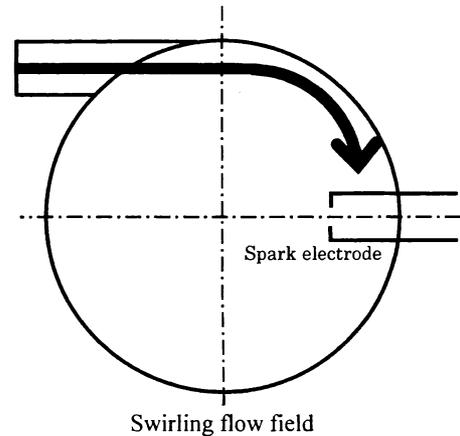


Fig.1 Combustion chamber.

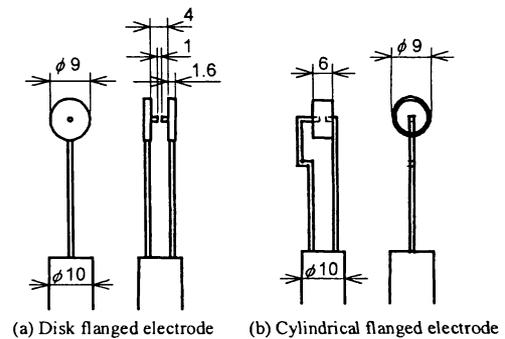


Fig.2 Flanged electrode.

On the Availability of Flanged Spark Plugs in Natural Gas Engine

Yasushige UJIE and Hiroshi NOMURA

速が増大するほどフランジによる流れの抑制効果が加わり、通常電極との差が開いた。フランジ付き電極の点火エネルギー低減機構を解明するため、シュリーレン法を用いて火炎核の成長過程を撮影した。火炎核の成長と共に衝撃波の進行が確認でき、これがフランジで反射されて中心部に戻る様子が確認できた。このときフランジ中心部の混合気が断熱圧縮されて昇温し、火炎核を保炎するものと考えられる。LDV を用いた流速測定および数値解析では、フランジの流れ抑制効果も確認されている。

2.2 フランジ付き電極の燃焼特性

燃焼時間と主流の平均流速の関係を Fig.4 に示す。これより、フランジには火炎核から熱を奪い、障壁となる負の作用が考えられるが、火炎核が成長してフランジ外部に出た後には燃焼の促進に寄与するものと考えられる。

3 フランジ付き点火プラグの高圧縮希薄燃焼機関への適用

3.1 実験装置

定容燃焼容器を用いた基礎実験で、フランジ付き電極の有効性が確認された。そこで実用化に向けたフランジ付き点火プラグを検討するため、急速圧縮機を用いて点火実験を行った。装置の概略を Fig.5 に示す。これはピストンの背面に、急速に高圧作動油を導いて実機の圧縮・点火過程を模擬するもので、圧縮比は可変である。

3.2 円筒形フランジ付き点火プラグ

円筒形フランジ付き点火プラグを Fig.6 に示す。これは市販の点火プラグ(NGK 製 B4ES)のねじ部内側に、外形 9 mm のステンレスパイプ(SUS304)を差し込んで銀ロウ付けし、フランジ高さ $h=5$ mm のものを製作した。

3.3 円板形フランジ付き点火プラグ

円板形フランジ付き点火プラグを Fig.7 に示す。このプラグは、市販の点火プラグから接地電極を取り去り、そこに $\phi 1.6$ mm のステンレス線 3 本を設置し、フランジを支持した。また、フランジの中心に $\phi 1.6$ mm のステンレス線を取り付け、

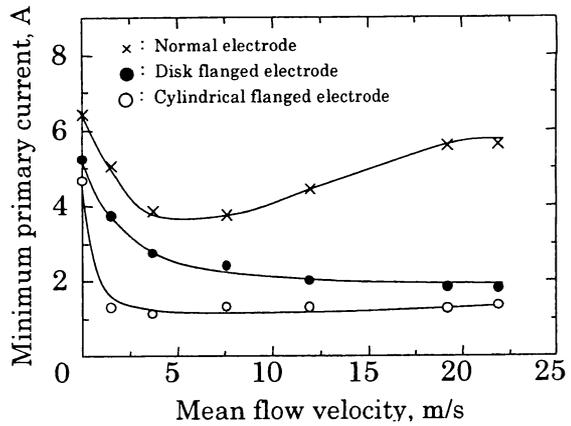


Fig.3 Minimum primary current change.

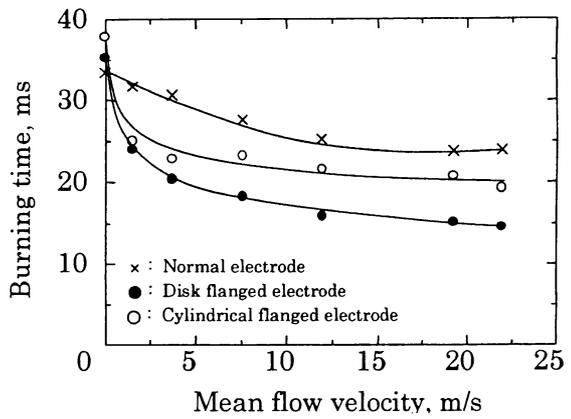


Fig.4 Effect of mean flow velocity on burning time.

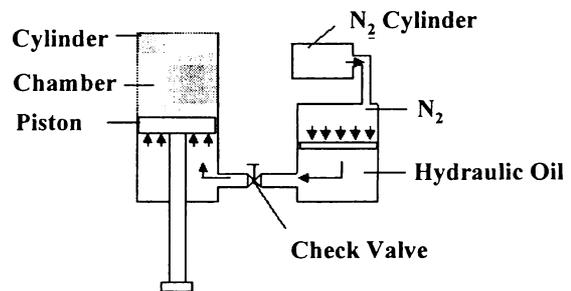


Fig.5 Concept of rapid-compression machine.

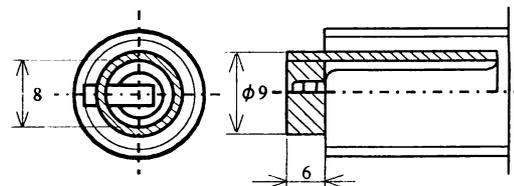


Fig.6 Cylindrical flanged spark plug.

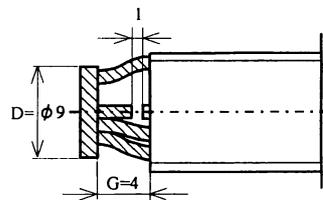


Fig.7 Disc flanged spark plug.

新たな接地電極とした。フランジ、ステンレス線および接地電極の材質は耐久性や耐熱性、考慮して、円筒形フランジと同様のSUS304を使用した。接合にはねじ切りと銀ロウ付けを併用し、フランジ直径 $D=9\text{ mm}$ 、フランジ間隔 $G=4\text{ mm}$ のものを製作した。

3.4 急速圧縮機におけるフランジ付き点火プラグの点火・燃焼特性

各フランジ付き点火プラグの当量比と最大燃焼圧力の関係を Fig.8 に示す。当量比が 0.9 以上の最大燃焼圧力に大きな違いは見られない。当量比 0.7 および 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高い最大燃焼圧を示した。これはピストン上昇に伴う混合気の上昇流をフランジで遮って消炎を防ぐと共にフランジ外周辺の乱れが強くなり、火炎伝播を促進し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では燃焼が確認できなかった。円筒形フランジの場合、ピストン上昇時に発生する混合気流を直接火花間隙部に受けたため失火したと考えられる。

4 天然ガスエンジンへの応用

4.1 実験装置

急速圧縮機においてもフランジ付き点火プラグの優位性が確認できた。そこで実用化に向け、本来の目的である天然ガスエンジンを用いて点火特性を調べた。実験装置の概略を Fig.9 に示す。燃料には天然ガス(13A)を用いた。

4.2 円筒円板組み合わせ形点火プラグ

希薄燃焼において、円板形および円筒形フランジ付き点火プラグが優位な場合があることを確認できたが、フランジ形状にはさらに工夫の余地が残されていることが示唆された。そこで、新形状として円筒円板組み合わせ形点火プラグを製作した。その概略を Fig.10 に示す。Fig.6 の円筒形フランジの外側に $\phi 1\text{ mm}$ のステンレス線 3 本を設置して円板形フランジ(SUS303)を支持した。円板形フランジの円板中心には Fig.7 と同様に新たな接地電極として $\phi 1.6\text{ mm}$ のステンレス

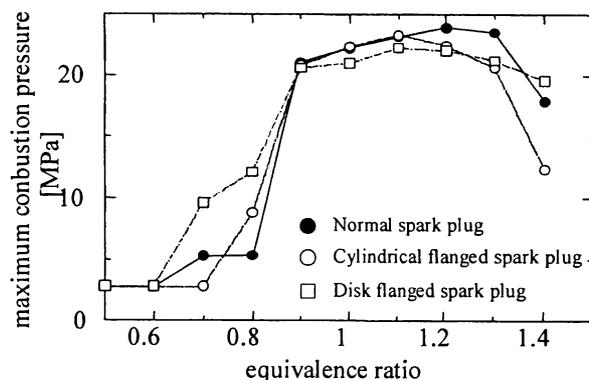


Fig.8 Relation between equivalence ratio and maximum pressure.

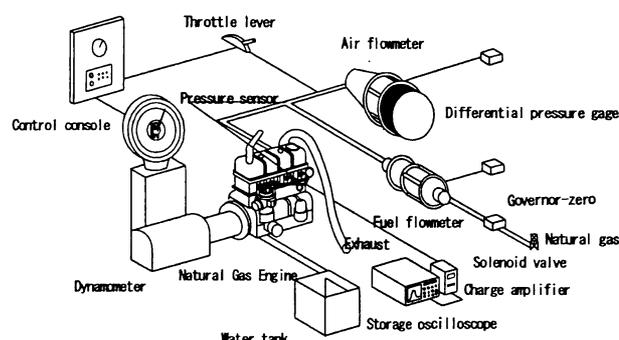


Fig.9 Experimental apparatus.

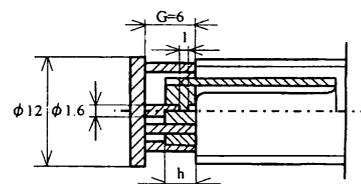


Fig.10 Cylindrical flanged and disc flanged combination spark plug.

線を取り付け、電極間距離を 1.0 mm とした。また、円板形フランジのフランジ直径 $D=12\text{ mm}$ およびフランジ間隔 $G=6\text{ mm}$ を一定とし、円筒形フランジの高さ h を 4, 5 mm としたものを製作した。接合方法にはねじ切りと銀ロウ付けを併用した。

4.3 天然ガスエンジンにおけるフランジ付き点火プラグの点火特性

各フランジ付き点火プラグについて、当量比と点火確率の関係を Fig.11 に示す。いずれの回転速度においても、円筒部フランジ高さが高いほど点火確率が向上した。また低速回転速度では、フランジ高さの低いものは、通常プラグより点火確率が下回るものがあつた。これはフランジ高さが低

いと、フランジ端面に衝突し巻き込まれた混合気が、火花間隙周辺の流動を増幅し、熱損失が増大したためと考えられる。逆に高い場合、フランジ端面に衝突し巻き込まれた混合気が火花間隙まで到達しにくく、十分な流動抑制効果が得られたためと考えられる。

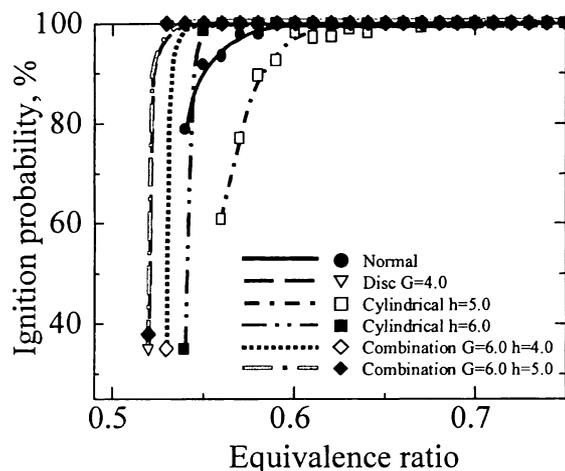
一方、回転速度で比較をすると、低速回転域では円板形フランジ付き点火プラグの点火確率が高いことがわかる。高速回転域では、円筒形フランジ付き点火プラグは円板形よりも高い点火確率が得られている。その理由として、低速回転速度において円筒形フランジは、衝撃波エネルギーの回収効果よりもフランジへの熱損失が大きくなるために点火確率が通常プラグと同等、またはそれよりも低い結果になったと考えられる。高速回転域では、円筒形フランジの方が円板形フランジよりも流動抑制効果が高いため、円筒形の点火確率が向上したものと考えられる。

円筒円板組み合わせ形点火プラグにおいては、円筒部の高さが高いほど点火確率が向上した。これは、円筒形フランジと円板形フランジの組み合わせによる流動抑制効果の向上と、フランジ面の増大による衝撃波エネルギーの回収効果の向上によるものと考えられる。低速回転速度でも点火確率が向上した理由として、フランジや電極への熱損失増大よりも衝撃波エネルギーの回収効果が上回ったためと考えられる。本実験範囲では、低速回転および高速回転域双方で、組み合わせ形($G=6, h=5$)点火プラグが有効に機能した。

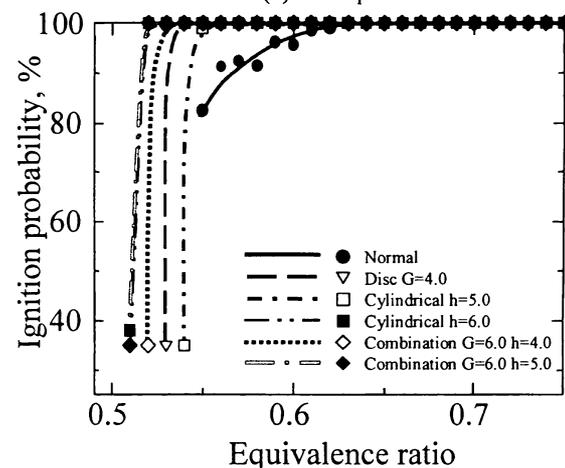
5 結言

地球温暖化抑制に有効である希薄燃焼天然ガスイエンジンの点火特性改善を目的としてフランジ付き点火プラグを提案し、その有効性を基礎実験から実機実験に亘って調べた結果、以下の知見を得た。

1. 静止場および旋回流動場において、円筒形および円板形フランジ付き電極による最小一次電流の低減効果が得られた。これは、火花放電時に衝撃波エネルギーに変換される無



(a) 1000rpm



(b) 3000rpm

Fig.11 Relation between equivalence ratio and ignition probability.

効エネルギーを熱として回収すると共に、フランジが点火中心近傍の強い混合気流動を抑制するためと考えられる。

2. 旋回流動場において、フランジ付き電極は、フランジ端部のエッジ効果と思われる乱れ増幅により、火炎伝播を促進する効果がある。
3. 希薄領域において、フランジ付き点火プラグは通常プラグよりも高い点火確率が得られる。
4. 円板形と円筒形を比較すると、円板形は低速回転域で効果を発揮し、円筒形は高速回転域において有効である。
5. 円筒円板組み合わせ形点火プラグは、低速から高速運転まで、かつ希薄混合気条件で高い点火確率を示し、今後、実用化に向けたフランジ形状設計に関する指針が得られた。

高強度 Al-Zn-Mg-Cu 系合金 P/M 材の時効硬化に及ぼす MA 処理の影響

日大生産工 ○菅又 信
東洋アルミニウム (株) 楠井 潤

1. 緒言

メカニカルアロイング(MA)法は、微細な分散粒子による高強度材料の製造プロセスとして開発された技術である。例えばアルミニウム粉末に酸化物等の化合物粉を添加してボールミル処理する MA 法によって、硬い化合物粒子は砕かれて微細にアルミニウム粉末中に分散する。この MA 粉末を熱間押し等で固化成形すると、高強度化に効果のある微細組織を有したアルミニウム基 P/M 材が得られる¹⁾。Al-遷移金属系合金等の粉末には、遷移金属のアルミナイドが晶出するが、MA 処理によって晶出化合物は砕かれて微細になることが報告されている²⁾。また、純アルミニウム粉末をボールミル処理すると、スタート粉末表面に生成している酸化物の分散や、導入される高密度の転位組織による結晶組織の微細化によって、高い強度を示す純アルミニウム基 P/M 材となる³⁾。

7000 系合金を代表とする高強度アルミニウム合金は析出硬化によって高い強度を発揮して、多くの合金が実用化されている。最近の航空機を初めとする輸送用機器の高性能化においては、アルミニウム合金に対する高比

強度化がさらに望まれている。強度増加には析出硬化と分散強化の重畳強化が考えられる。

本研究では、急冷凝固法を用いて開発されて、高い強度引張強さを示す 7000 系アルミニウム合金(Mesoalite: 東洋アルミニウム(株)製)⁴⁾の粉末を MA 処理して P/M 材に固化成形した。すなわち、合金組成による析出硬化に、MA 処理による微細粒子の分散強化を加えて、高強度アルミニウム材料を得ることを目的とした。

2. 実験方法

本研究で用いた 2 種類の Mesoalite 合金のエアアトマイズ粉末の略号と化学分析値を Table1 に示す。Meso20 は Meso10 に Mn を添加した合金で、MnAl₆粒子が分散している。

Fig.1 に示すアトライター型のボールミルにより 1 チャージを 700g として Mesoalite 合金粉末を MA 処理した。MA 処理時間は 5h および 30h であり、それぞれ 20cc と 40cc のメタノールを MA 助剤として添加した。ボールと粉末の質量比は 25 : 1 であり、アルゴンガスを流しながら、インペラー回転数を 120rpm として MA 処理した。アルゴン雰囲気

中に取り出した MA 粉末を Al 円筒缶に充填して、500MPa での冷間プレスにより圧

Table 1 Designation and composition

Designation	Composition (mass%)
Meso10	Al-9.58Zn-2.86Mg-1.42Cu-0.04Ag
Meso20	Al-10.34Zn-3.18Mg-1.51Cu-0.04Ag-4.05Mn

Effect of mechanical alloying on age-hardening of high-strength P/M materials of Al-Zn-Mg-Cu alloys

Makoto SUGAMATA and Jun KUSUI

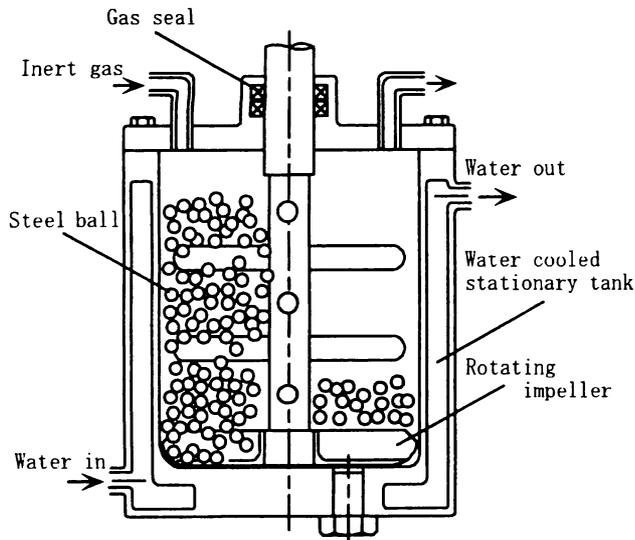


Fig.1 Schematic illustration of attritor type ball mill

粉体とした。その後、623Kで1hの真空脱ガス処理した圧粉体を、673Kで0.5hの予備加熱した後、押出温度を673K、ラム速度を5mm/min、押出比を1:25とした熱間押出によって、直径7mmのP/M材とした。MA処理なしのアトマイズ粉末を同様の工程でP/M材として比較材とした。

得られた各P/M材の時効硬化曲線を求めた。溶体化処理条件は、763K×1hの加熱後に水焼き入れであり、383Kのオイルバス中での焼戻しによる硬さを測定した。P/M材の組織は透過電子顕微鏡、EDS元素分析、X線回折でしらべた。また、押し出しま材と最高硬さまで析出硬化した材料(T6材)の引張特性値を求めた。

3. 実験結果と考察

3.1 時効硬化曲線

Fig.1に各P/M材の時効硬化曲線を示す。図中には押し出しま材の硬さも合わせて示した。押し出しま材に比べて、MA処理材は溶体化水焼き入れによって、硬さにかなりの減少が起こっている。これは、MA処理による加工硬化が溶体化加熱によって回復したことで、

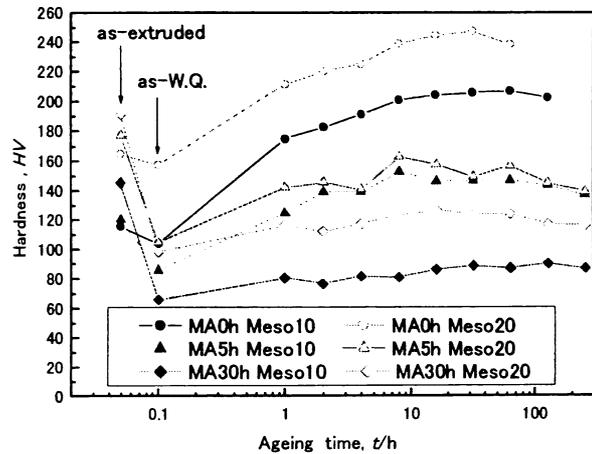


Fig.2 Age hardening curves of P/M materials

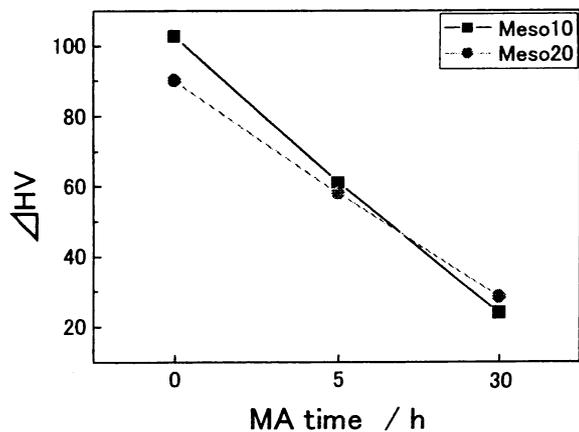


Fig.3 Hardness increment due to age hardening against MA time

晶出化合物粒子の粗大化が起こったためと考えられる。MA処理なしの材料ではわずかな硬さの低下が見られる。

析出硬化によって最も高い硬さを示すのは、MA処理なしのMeso20であり、240HVに達している。Meso10も220HVを越えるT6材となる。MA処理時間が長くなると到達最高硬さは低下して、MA30hのMeso10で82HV、Meso20で120HVである。

時効硬化曲線において、水焼き入れ時の硬さと最高到達硬さの差を時効硬化量として求めた。その時効硬化量のMA処理による変化をFig.3に示す。Meso10ではMA処理なしの時効硬化量が90HVであるのに対して、MA時間が5hで58HV、MA30hで24HVと減少し

ている。Meso20 でも同様に、MA0 h が 102HV であるのに対して、MA5h で 66HV、MA30 h で 28HV と減少している。したがって、MA 処理によりこれら合金の時効硬化能は低下し、MA 時間が長くなるほどその低下量が大きくなる。

3.2 組織観察と元素分析

MA 処理なしの Meso10 合金 P/M 押出ま材の STEM 組織と元素分布を Fig.4 に示す。晶出粒子が押出方向に配列しており、それらは Zn, Mg, Cu を含むことが分かる。これらの時効析出に寄与する元素が互いに結合している状態にあるが、溶体化処理によって Al 中に固溶して、時効処理によって析出して硬化することができる。

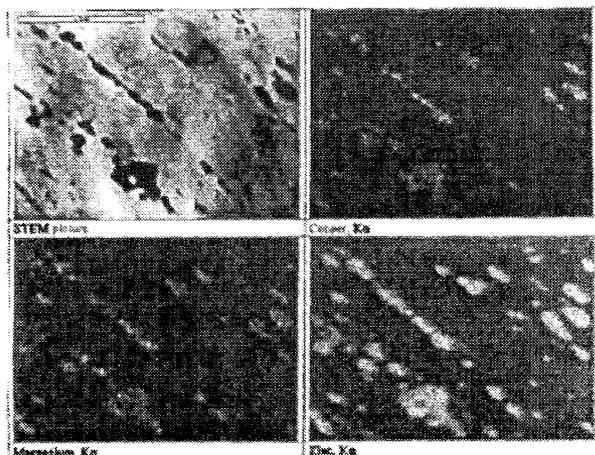


Fig.4 STEM image and distribution of alloying elements of as-extruded Meso10, MA0h.

MA5h の Meso20 合金の P/M・T6 材の STEM 組織と元素分布を Fig.5 に示す。MA 処理材では微細な粒子の分布する領域としない領域が観察され、微視的に不均一な組織となる場合が多い。また、Mn の分布から判断すると、比較的大きい分散粒子は Mn 化合物であることがわかる。また、MA 処理中にメタノールの分解によって遊離した酸素による酸化が起きる。酸素は材料中に取り込まれているが、その分布が Mg の分布とよく対応していることは、Mg 酸化物の生成が認められ

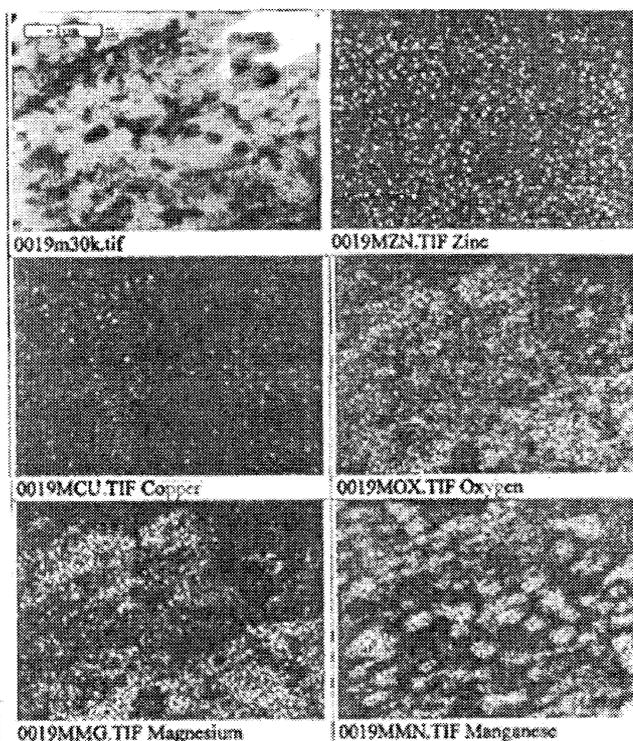


Fig.5 STEM image and distribution of alloying elements of Meso20 - T6, MA5h

る。Mg の分布は Zn の分布との対応は見られず、Zn はほぼ均一に分布している。Cu もほぼ均一に分布している。したがって、Mg の大部分は酸素と結合しているものと思われる。

以上より、MA 処理中に、主としてメタノールの分解によって遊離した酸素が MA 粉末のマトリックスに取り込まれて、それによって溶質 Mg が優先的に酸化されるため、時効硬化をもたらす析出相の生成に必要な溶質 Mg 量が失われる。このこのために MA 処理によって時効硬化能が著しく低下すると判断した。

3.3 引張特性

Fig.5 に各合金の MA5h, MA30h の P/M 材と MA 処理なしの P/M 材について、室温における引張強さと伸びを示す。押出しま材の引張強さは、Meso10, Meso20 とともに MA 処理時間が長くなるとともに増加するが、T6 材では逆に低下している。T6 材では MA 処

理による時効硬化能の低下が強度に対して支配的になる。MA 処理材および MA 処理なしの材料ともに、析出硬化によって伸びが低下している。また、Meso10 と Meso20 合金ともに、MA 処理によって押出まま材および T6 材の伸びは低下する。とくに MA 処理時間が長くなると低下が著しい。また、全般に Meso20 より Meso10 の伸びが高い傾向である。

参考文献

- 1) J.S.Benjamin, et al. : Met.Trans., 8(1977), 1301.
- 2) 菊池健 他 : 粉体および粉末冶金, 49(2002),19.
- 3) 久保田正広 他 : 日本大学生産工学部研究報告 A, 36(2003), 11.
- 4) J.Kusui, et al. : Mater. Sci. For., 217-222 (1996), 1823.

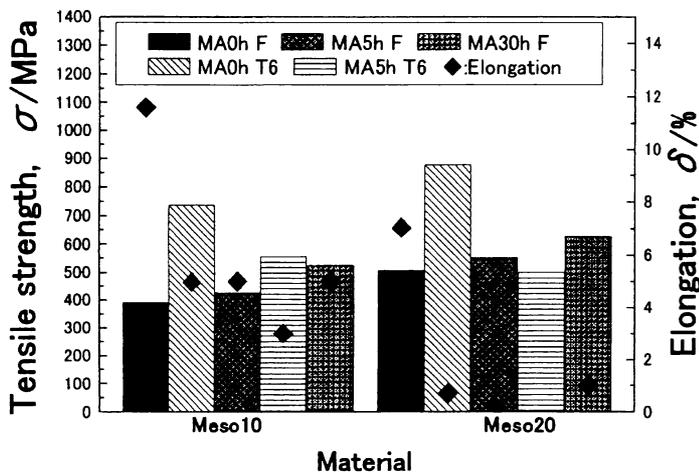


Fig.6 Tensile properties of P/M materials

4. 結 言

- (1) MA 処理時間が長いほど、P/M 材の時効硬化量は減少した。これは、溶質 Mg が MA 処理中に MA 助剤のメタノールの分解によって遊離した酸素と優先的に反応して酸化物を生成して、時効硬化に寄与する溶質 Mg 量が減少するためと考えられる。
- (2) MA 処理によって、押出したままの P/M 材の硬さと引張強さは高くなり、MA 処理 MA 処理時間が長くなるとより高くなった。
- (3) 最高硬さまで時効硬化した P/M 材 (T6 材) の引張強さは、MA 処理によって低下して、長時間の MA 処理によってさらに低下した。これは、MA 処理による時効硬化量の減少による影響である。

電磁誘導を利用した電位差検出式表面割れ深さ評価法

— 理論的考察とプローブ開発 —

日大生産工 ○星川 洋, 小山 潔

1 はじめに

構造材料に表面割れが存在すると応力集中のために破壊につながる恐れがあるから、安全性を確保するために、表面割れが検出された場合には、その深さを評価する非破壊検査法が必要となる¹⁾。近年は直接通電による電位差法に代わって表面割れ深さの電磁誘導による電位差を利用した評価法の研究が行われている²⁻³⁾。本研究は電磁誘導を利用した電位差法理論を解明し、割れ深さ評価精度の高いプローブの開発を目指している。本報告では、電位差発生現象を理論的に解明する共に⁴⁻⁵⁾、従来のもよりも評価精度の高い電磁誘導式4探針電位差プローブを提案する。

2 導体内の電界・渦電流・電位

導体内で原子から電子が離れると正と負の電荷が発生し、電子が不足した領域には正電荷が、過剰の領域には負電荷が現れる。正と負の対となった分離による発生/中和による消滅の外に、正および負の電荷が単独で発生/消滅することはない(電荷不滅の法則)。

クーロンの法則に則り正と負の電荷が中和する力が働くから、導体内に発生した電荷は瞬時に消滅する(電子の緩和時間 $\sim 10^{-18}$ s)。したがって、電流が存在しない静電界では導体内に電荷、電界、電位差は存在し得ない。しかしながら、絶えず電荷を運ぶ導電電流が存在する場合には、導体内に電荷、電界、電位差が存在し得ない訳ではない。

電界は電荷に力を及ぼすものと定義される。電荷相互間にはクーロン力が働くから、電荷はその周囲に電界を発生する。二点間の電位差は電界の力に抗して正の単位電荷を運ぶに要する仕事として定義される。集積した

電荷は電位差を発生し、電位勾配は電界となる。一方、電界には磁束の時間的変化で電磁誘導により発生する誘導電界も存在する。すなわち、電荷による電位勾配と磁束の時間的変化による誘導電界との2種類の電界が存在する。

導体内における流体のような電荷の玉突き式移動で導電電流が流れる。一方、電荷の動きを伴わずに、電界の時間的変化により真空中や絶縁体内を流れる変位電流がある。電流には電荷の移動による導電電流と電荷の移動を伴わない変位電流との2種類があるが、変位電流は導電電流に比べて桁違いに小さく、一般に無視できる(導体を銅、周波数100kHzとすると、変位電流/導電電流 $\approx 9.6 \times 10^{-14}$)。

電荷保存の法則に従って導電電流が変化する領域には電荷が集積する。導電電流が一樣であれば、運ばれた電荷の流れが滞ることはなく、導体内に電荷及び電位差が発生することはない。導電電流が変化する領域では、電荷の一部は滞留して集積分布する。集積した電荷はクーロン力で互いに反発して電位勾配を発生する。電荷分布は電流と電荷相互間の反発力とに応じて自在に変化し、電位勾配は自在に変化して電流の連続性を保つように新たに電流を流す。

3 電位差発生現象の電磁気理論

交流磁束密度 B [Wb/m²] で電磁誘導により誘導電界 E [V/m] が発生する。

$$\nabla \times E = -\partial B / \partial t \quad (1)$$

B は磁気ベクトルポテンシャル A [Wb/m] を用いて次のように表せる。

Study on Potential Probe of Electromagnetic Surface Nondestructive Testing

Hiroshi HOSHIKAWA and Kiyoshi KOYAMA

$$B = \nabla \times A \quad (2)$$

式(1)と式(2)から次式が得られる。

$$\nabla \times E = \nabla \times (-\partial A / \partial t) \quad (3)$$

電位を ϕ [V] とすると、ベクトル公式

$$\nabla \times \nabla \phi = 0 \quad (4)$$

により、式(3)から E は次式となる⁸⁾。

$$E = -\partial A / \partial t - \nabla \phi \quad (5)$$

式(5)の第一項は磁束の時間的变化による誘導電界であり、第二項は集積した電荷による電位勾配である。 E によって導電率 σ [S/m] の試験体内部に発生する渦電流密度 J [A/m²] は式(6)で与えられる。

$$J = \sigma \cdot E = \sigma(-\partial A / \partial t - \nabla \phi) \quad (6)$$

式(6)から、渦電流の大きさと方向は誘導電界 $(-\partial A / \partial t)$ と電位勾配 $\nabla \phi$ のベクトル合成である。

励磁コイルにおける電流密度 J_0 とによって発生する A は式(7)で与えられる。

$$A = \frac{\mu}{4\pi} \int_V \frac{J_0}{r} dV \quad (7)$$

ここで、 V は励磁コイルの体積、 r は励磁コイルの巻線からの距離、 μ は透磁率を表す。式(7)から、 A は励磁コイルの近傍では巻線とほぼ同じ方向のベクトルである。よって、誘導電界 $(-\partial A / \partial t)$ は励磁コイルの巻線とほぼ同じ方向に渦電流を発生する。

渦電流は導電電流であり電荷を運ぶ。電荷不滅の法則により電流が変化する部分では電荷密度 q [C/m³] が変化し、次式が成り立つ。

$$\nabla \cdot J = -\partial q / \partial t \quad (8)$$

渦電流が一様であれば電荷は滞留することはない。一方、渦電流が変化する領域では、運ばれた電荷の一部は滞留する。電荷の分布は渦電流の状況に対応して雲のように自在に変化し、クーロン力は分布に依存して自在に変化する。このように、自在に変化し得る電荷の分布の変化に対応して電位勾配 $\nabla \phi$ はあらゆる方向成分を有することが可能なベクトルである。この結果、電位勾配が試験体における割れのような不連続部において渦電流が連続性を満足するために、不連続部を迂回して渦電流を流す役割を果たしている。

渦流探傷で適用される数MHz以下の周波数においては、 ω を角周波数 [rad/s]、導体の導電率を σ 、誘電率を ε [F/m] とすると、変位電流/導電電流 = $\omega \varepsilon / \sigma$ で、一般に導電電流に対して変位電流は無視できる。一方、抵抗率 ρ [Ωm] の試験体に渦電流 J が流れると、オームの法則に則り電位降下の勾配 $\rho \cdot J$ が発生する。ここで、 ρ と σ には式(9)の関係

が成り立つ。

$$\rho = 1 / \sigma \quad (9)$$

式(6)と式(9)から、電位降下の勾配は次式で与えられる。

$$\rho \cdot J = \rho \cdot \sigma E = -\partial A / \partial t - \nabla \phi \quad (10)$$

式(10)から、渦電流は電位降下の勾配が誘導電界と電位勾配の差に等しくなるように誘導される。なお、電位勾配が存在しない場合 ($\nabla \phi = 0$) には $\rho \cdot J$ は $(-\partial A / \partial t)$ と等しい。

以上の現象を逆に考えると、電位勾配は誘導電界と渦電流による電位降下の勾配 $\rho \cdot J$ の差により発生し、式(10)から式(11)が導かれる。

$$\nabla \phi = -\partial A / \partial t - \rho \cdot J \quad (11)$$

式(11)は、試験体内の不連続部などにおいて渦電流 J が小さくなると、 $(-\partial A / \partial t)$ に比べて $\rho \cdot J$ が小さくなり、電位勾配が発生する。試験体内部に発生する電位差 $\Delta \phi$ は、電位勾配の任意の経路に関する積分値として、式(12)で与えられる。

$$\Delta \phi = \int \nabla \phi \cdot dl = \int \{-\partial A / \partial t - \rho \cdot J\} dl \quad (12)$$

式(12)によって任意の2点間に電位差が生ずると、周囲のあらゆる点に電位勾配 $\nabla \phi$ を発生し、式(5)に基づいてあらゆる点に渦電流を発生させる。電位勾配は三次元空間の全ての方向成分を有するので、電位勾配による渦電流はあらゆる方向に発生する。以上のように、割れのような不連続部においても渦電流の連続性を満足させる役割を担っているのが電位勾配である。

以上のようにして発生する交流電位は、変圧器における二次巻線の端子電圧や交流電流が流れているコンデンサの端子電圧として実測できるものである。

なお、静電界の場合には導体内に電荷、電界、電位が存在しない事実があるため、交流の場合に於いても導体内に電位は発生することはないと誤解し、電磁気学に関する市販の書籍の中には「交流では電位は定義できない」や「動的電磁界では電位に物理的イメージを付与できない」と誤って記述されているものがある⁶⁻⁷⁾ことは残念なことである。

4 有限要素解析結果

交流を流したコイルを導体板に近接させた場合について、有限要素法により導体内部における渦電流と電位を求めた。変位電流が無視できる低周波数としてMaxwellの方程式に基づく支配方程式

$$\nabla \times (\mu^{-1} \cdot \nabla \times A) = J_0 + \sigma(-\partial A / \partial t - \nabla \phi) \quad (13)$$

$$\nabla \cdot \sigma(\partial A / \partial t + \nabla \phi) = 0 \quad (14)$$

にクーロンゲージ ($\nabla \cdot A = 0$) を適用し、 $A - \phi$ 法による節点要素を用いた有限要素法により解析した⁹⁻¹⁰⁾。以下には次のような条件下において求めた導体表面における渦電流と電位の解析結果を示す。導体は厚さ1.5mmの黄銅板 ($\sigma = 1.3 \times 10^7$ S/m, $\mu = 4\pi \times 10^{-7}$ H/m) とし、スリット状のキズは長さ15mm、幅0.5mm、深さ1.2mmとした。周波数は導体厚さと標準浸透深さの比が1.5となる9kHzとした。以下に示す渦電流と電位はコイルの電流に対して90度進相成分である。なお、この解析で得られた渦電流と電位の結果を実験により直接確認することはできないが、解析プログラムにより求めたコイルの起電力については種々の条件下において実験値と良く一致することを確認している。

図1は矩形平面励磁コイルに比べて十分に広い導体の上に配置された矩形平面コイルによって平板上導体の表面に誘導される渦電流を示している。励磁コイルからの交流磁束によって誘導電界が発生し、渦電流は励磁コイルの巻線に沿って誘導される。しかし、導体の中央に位置するスリット状キズの存在のために渦電流の流れが妨げられるため、キズの近傍における渦電流はキズの長さ方向にも流れていることが分かる。なお、渦電流は連続でなければならないから、図1からは分からないが、大部分の渦電流はキズの下に潜って励磁コイルに沿って流れる。

図2は導体の表面に発生する電位を示している。誘導電界によって渦電流が妨げられることなく流れる位置において導体内に電荷が集積することはないから、電位が発生することはない。したがって、渦電流 J は誘導電界だけで、渦電流 J は式(15)によって発生する。

$$J = \sigma(-\partial A / \partial t) \quad (15)$$

この場合には、誘導電界と渦電流による電位勾配とが等しく、

$$\nabla \phi = -\partial A / \partial t - \rho \cdot J = 0 \quad (16)$$

となり、電位勾配 $\nabla \phi$ は発生しないのである。一方、渦電流の流れが妨げられるキズの近傍に於いて正と負の電位が発生することが分かる。 J が小さくなれば、誘導電界 ($-\partial A / \partial t$) に比べて電位降下の勾配 $\rho \cdot J$ が小さくなり、式(11)から電位勾配 $\nabla \phi$ が発生する。すなわち、渦電流は電荷を運ぶから、渦電流の流れが妨げられるキズの部分において、電荷が過剰となった状態である正電荷と、不足した状態である負電荷とが集積する。同じ極性の電

荷はクーロン力で互いに反発するから、集積した電荷は電位としてエネルギーを蓄積することになる。

集積した電荷の分布に対応して電位 ϕ は位置により変わり、電位勾配 $\nabla \phi$ として電界を発生する。誘導電界は基本的に励磁コイルの巻線方向のベクトルであるのに対して、電位勾配は電荷の分布に対応してあらゆる方向の成分を持つことができるベクトルである。このように、キズを避けた渦電流を発生するのは、電位勾配である。

以上のように、キズによって渦電流の流れが妨げられるのは、磁気エネルギーが電気エネルギーに変換されることによって、キズの近傍に電気エネルギーである電位が発生するからである。キズに向って流れる渦電流が、キズに近づくに従って小さくなるのは、キズに近づくに従って電位勾配が大きくなり、誘導電界を打ち消すためである。導体とキズとの境界面でキズに流れる電流が零となるのは、誘導電界が電位勾配によって完全に打ち消されてしまうからである。

5 4 探針電位差プローブ

従来の電磁誘導式電位差プローブは縦置励磁コイルによってキズにより遮られるように渦電流を誘導し、2探針を用いてキズを跨ぐ方向の電位差を検出してキズ深さの評価を行うものである。この方式のプローブでは渦電流を誘導する励磁コイルからの磁束による誘導を避けることができず、リフトオフ変化によってプローブの指示値が変わるため信頼性の高いキズ深さ評価は困難であった。

筆者らは励磁コイルからの直接的電磁誘導の影響を受けないプローブを開発することを目的として、キズの長さに沿った方向の電位差を検出するプローブを発想した。さらに、キズに対してプローブを配置するに際して、僅かな位置の差異がプローブの指示値に大きな影響を与えることから、プローブ位置ずれの影響が小さくなるプローブの構成を考えたい。すなわち、図2から明らかのように、キズの近傍における電位はキズから離れるに従って急激に減少する。したがって、キズに沿った電位差を検出した場合には、キズに対する探針の位置が僅かでも変化すると電位差プローブの指示値は変化することになる。プローブ探針のキズに対する位置ずれによる影響を小さくすることを目的として、図3に示すように、矩形平面励磁コイルによって渦電流を誘導し、キズ長さ方向に沿って発生した電位差を2本の探針をペアで用いる4探針電位差プローブを考案した。

6 おわりに

構造物のヘルスマonitoringの一方法として、構造体を構成する金属の表面割れの深さ評価の精度を向上することを目的として、電磁誘導式4探針電位差プローブの開発に取り組んでいる。このプローブは励磁コイルからの直接的電磁誘導の影響を受けることなく、また割れに対する探針の位置ずれによる影響が小さいので、従来の電位差プローブに比べて精度の高い表面割れ深さ評価ができる。

今後は本方式の電位差プローブを製作して実験を進め、種々の条件下に於いて表面割れの深さとプローブの指示値との対応性を確認するとともに、金属の材質に適したプローブのサイズや試験周波数に関して調査を行い、構造物の安全性の確保に寄与できるように努めたい。

「参考文献」

- 1) 浜田晴一, 早川学, 「火力発電設備に対する電位差法の応用における最近の進展, 非破壊検査, 55巻9号, pp. 473-477 (2006)
- 2) 村山稔, 庄子哲雄, 渡辺豊, 佐藤康元, 「集中誘導型交流電位差法による疲労損傷の非破壊評価」, 日本機械学会論文集(A編), 63(609), pp. 1119-1125, (1997)
- 3) 庄子哲雄, 川原鉄土, 栗野真和, 佐藤康元: 集中誘導型交流電位差法によるSUS316FR鋼におけるクリープ疲労損傷の非破壊計測・評価, 非破壊検査, 48(12), pp. 853-861, (1999)
- 4) H. Hoshikawa, K. Koyama, M. Maeda: Electric Potential in Eddy Current Testing, Review of Quantitative Nondestructive Evaluation, Vol. 22A, pp375-382 (2003)
- 5) H. Hoshikawa, K. Koyama: Electric Potential Diverts Eddy Current away from Discontinuities, Materials Evaluation, Vol. 64, No. 8, pp809-814 (2006)
- 6) 原康夫, 「電磁気学 I」, 裳華房, p52, (2001)
- 7) 守末利弥, 「数値電磁気学のためのゲージ理論」, 森北出版, p7, (1996)
- 8) 熊谷信昭, 「電磁理論」, コロナ社, p. 218, (1990)
- 9) 坪井始, 内藤督: 数値電磁界解析法の基礎, 養賢堂, p97, (1994)
- 10) 坪井始, 内藤督: 実践数値電磁界解析法, 養賢堂, p57, (1995)

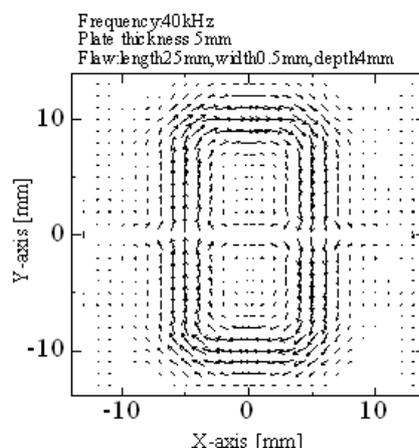


図1 矩形平面励磁コイルによる平板導体表面における渦電流の分布
(表面キズが存在する場合)

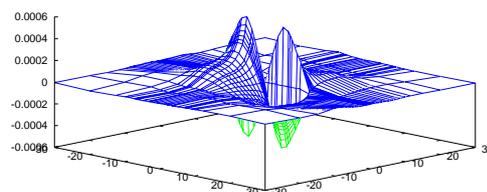


図2 矩形平面励磁コイルによる平板導体表面における電位の分布
(表面キズが存在する場合)

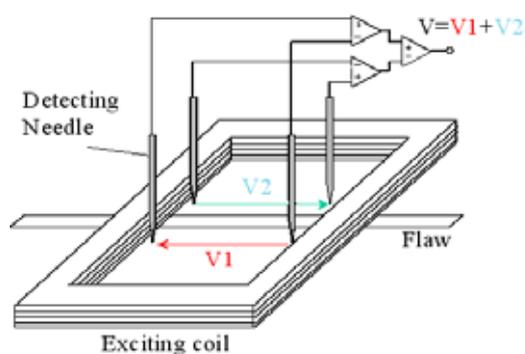


図3 電磁誘導式4探針電位差プローブ

道路橋RC床版の設計法および面外せん断耐荷力評価式に関する一考察

生産工 木田哲量 阿部 忠 澤野利章 水口和彦

1. はじめに

鋼道路橋 RC 床版の設計法は、これに期待される性能を規定し、破壊に対する安全性を確保する性能照査型設計法へと改訂されている^{1), 2)}。性能照査型設計法は、公共施設の品質の確保、技術基準類の国際化への対応、客観性の確保などに有効とされ、その設計手法の具体化が進められている³⁾。

そこで本研究では、鋼道路橋の RC 床版の性能照査型設計法を合理的にするために、①道示Ⅱの規定に基づく許容応力度設計法および伸縮継手の段差によって発生する動的影響を考慮した活荷重曲げモーメントによる設計法、② RC 部材の使用限界状態および終局限界状態設計法による RC 床版の曲げ耐力、③面外せん断力に対する押抜きせん断耐荷力を土木学会式、道示Ⅲ、筆者らの提案式を適用した設計法、について考察し、道路橋 RC 床版の耐荷力性能における設計法の確立への一助とする。

2. 動的影響を適用した単純版の曲げモーメント

道示Ⅱでは、衝撃係数を含めた活荷重曲げモーメント式が規定されている。本研究では、伸縮継ぎ手の段差によって発生する荷重変動の影響を考慮した動的影響係数 α_i を適用した活荷重曲げモーメント式とする。走行振動荷重による動的影響を示す動的影響係数¹⁾を考慮した活荷重 $P_{L(1+\alpha)}$ は、式(1)として与えられる。

$$P_{L(1+\alpha)} = P(1+\alpha) \quad (1)$$

ただし、 $K_v \leq K_i$; $\alpha_i = i$

$$K_i < K_v; \alpha_i = 0.050K_v^{0.675}$$

$$K_i = -0.20L + 20.8$$

$$i = 20 / (50 + L)$$

ここに、 $P_{L(1+\alpha)}$: RC 床版の動的影響係数を含む設計荷重(kN)、 P : 設計活荷重(= 100kN)、 α_i : 動的影響係数、 K_v : 荷重変動率(例えば、段差 2cm の場合 30%、段差 3cm の場合 40%)、 K_i : 基準荷重振幅、 L : 床版設計支間、 i : 道示Ⅰに規定する衝撃係数

したがって、道示Ⅱの規定する活荷重曲げモーメント式に動的影響係数 α_i および割増係数 K_α を適用した場合の曲げモーメント式は、主鉄筋方向が式(2.1)、配力筋方向は式(2.2)となる。

$$M_{L(1+i)K_\alpha} = (0.088L + 0.048)P_{L(1+\alpha)} \cdot K_\alpha \quad (2.1)$$

$$M_{L(1+i)} = (0.075L + 0.024)P_{L(1+\alpha)} \quad (2.2)$$

ここに、 L : 設計支間、 $P_{L(1+\alpha)}$: 動的影響を含む設計荷重、 K_α : 割増係数

3. RC床版の設計条件

3.1 設計条件

床版の区分; 単純版

床版の支間; 2.0m (単純版)

計画交通量; 500 台未満/1 日 1 方向

荷重; T 荷重 (= 100kN)

荷重変動率; $K_v = 20\%$, 30% , 40% (荷重振幅と伸縮継手の段差の関係は今後の課題とする)

コンクリート設計基準強度: $\sigma_{ck} = 30\text{N/mm}^2$

使用鉄筋; SD295A, D16 ($f_{yd} = f_{yd} = 295\text{N/mm}^2$, $f_y = f_y = 440\text{N/mm}^2$)¹⁾

3.2 道示Ⅱの規定による許容応力度設計法

(1) 道示Ⅱの規定に基づいた設計

RC 床版の死荷重曲げモーメント M_d は単純版として設計することから、式(3)として与える。

$$M_d = w_d L^2 / 8 \quad (3)$$

ここに、 w_d : 単位幅あたりの死荷重、 L : 設計支間
道示Ⅱは、許容応力度設計法であることからコンクリートの許容圧縮応力度 σ_{ca} は $\sigma_{ca} = \sigma_{ck} / 3$ とし、鉄筋の許容引張応力度 σ_{sa} は 140N/mm^2 である。なお σ_{ck}

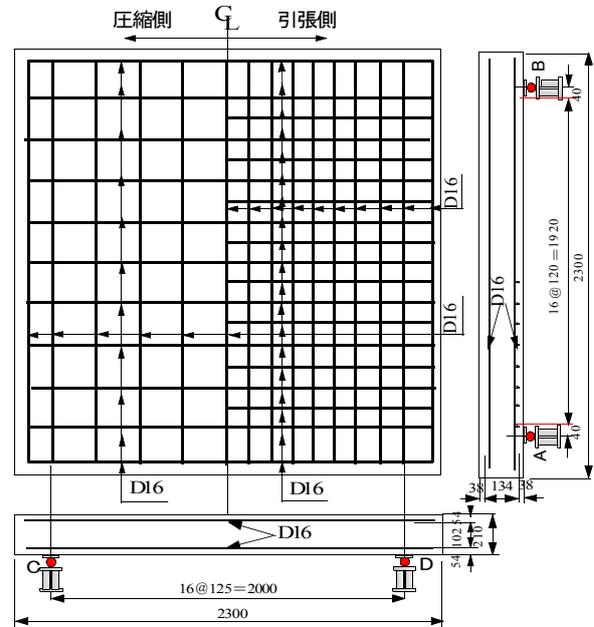


図-1 RC床版寸法および鉄筋間隔 (道示Ⅱ)

Estimate Equations of Transverse Shear Load-Carrying capacity and Design Method of RC Slab of Highway Bridge

by

Tetsukazu KIDA, Tadashi ABE, Toshiaki SAWANO and Kazuhiko MINAKUCHI

表一 道示Ⅱ， および動的影響係数 K_v を考慮したRC床版の設計値

	条件		曲げモーメント(kN・m/m)				鉄筋量(mm ²)		鉄筋応力度≦許容応力度		
	支間	床版厚	主鉄筋		配力筋		主鉄筋	配力筋	主鉄筋	配力筋	
	L(cm)	t(cm)	M_D	$M_{L(1+0-k\alpha)}$	ΣM	$M_{L(1+0)}$	As	As'	σ_s	σ_s	
道示Ⅱ	200	21	3.495	31.000	34.495	24.000	1655	1588	$140N/mm^2 \leq 140N/mm^2$	$115N/mm^2 \leq 140N/mm^2$	
動的影響係数を適用	$K_v=20\%$ 未満	200	21	3.495	31.015	34.510	24.092	1655	1588	$140N/mm^2 \leq 140N/mm^2$	$115N/mm^2 \leq 140N/mm^2$
	$K_v=20\% \sim 30\%$ 未満	200	21	3.495	33.533	37.028	26.048	1805	1588	$138N/mm^2 \leq 140N/mm^2$	$124N/mm^2 \leq 140N/mm^2$
	$K_v=30\% \sim 40\%$ 未満	200	21	3.495	36.042	39.537	27.997	1986	1588	$135N/mm^2 \leq 140N/mm^2$	$133N/mm^2 \leq 140N/mm^2$

表二 使用限界状態および終局限界状態における曲げ耐力

	条件		コンクリート 圧縮強度 N/mm ²	曲げモーメント (kN・m/m) ΣM	鉄筋量(mm ²)		使用限界状態 (kN・m/m)		終局限界状態 (kN・m/m)		
	支間	床版厚			引張筋	圧縮筋	M_{Uj}	$M_{Uj}/\Sigma M$	M_{Uj}	$M_{Uj}/\Sigma M$	
	L(cm)	t(cm)			As	As'					
道示Ⅱ	200	21	30	34.495	1655	828	35.60	1.03	54.86	1.59	
動的影響係数を適用	$K_v=20\%$ 未満	200		21	34.510	1655	828	35.60	1.03	54.86	1.59
	$K_v=20\% \sim 30\%$ 未満	200		21	37.028	1805	903	38.66	1.04	59.71	1.61
	$K_v=30\% \sim 40\%$ 未満	200		21	39.537	1986	993	42.32	1.07	65.55	1.66

はコンクリートの設計基準強度である。道示Ⅱに基づいて設計した RC 床版の設計値を表一に示す。また、道示Ⅱの規定に基づいて設計した RC 床版の寸法および鉄筋配置を図一に示す。

RC 床版の最小厚さは、1 日 1 方向当たり 500 台未満の場合の 21cm である。主鉄筋は D16 (SD295A) を 12cm 間隔、配力筋は D16 を 12.5cm 間隔とした。

(2) 動的影響係数を考慮した荷重による設計法

伸縮継手の段差を考慮した場合、すなわち床版の動的影響係数 K_v を含む設計荷重を適用した主鉄筋方向の単位幅あたりの活荷重曲げモーメントは式(2.1)、配力筋方向を式(2.2)より算出する。この場合の荷重変動率 K_v は、20%、30%、40%とする。

この、動的影響係数を考慮した場合の RC 床版の設計値を表一に併記した。動的影響係数 $K_v = 20\%$ の場合は道示Ⅱの結果と同様である。 $K_v = 30\%$ の主鉄筋の間隔は 11cm、40% の場合は 10cm 間隔となった。

3.3 使用限界および終局限界状態設計法の適用⁵⁾

RC 構造物の設計法は限界状態設計法へと移行されている。そこで、RC 床版の使用限界状態および終局限界状態における曲げ耐力についても検討する必要がある。したがって、道示Ⅱおよび動的影響係数を適用した場合の曲げモーメントより算出した鉄筋量および配置をもとに幅 1m 当たりの複鉄筋長方形断面として設計活荷重曲げモーメントと使用限界および終局限界における曲げ耐力を比較する。

(1) 使用限界状態の設計曲げ耐力⁷⁾

1) 中立軸の位置: x

使用限界状態における中立軸の位置は式(4)として与えられている。

$$x = -n(A_s + A'_s)/b + \sqrt{\{n(A_s + A'_s)/b\}^2 + 2n/b(dA_s + d'A'_s)} \quad (4)$$

ここで、x: 中立軸の位置, A_s, A'_s : 引張および圧縮鉄筋量, b: 部材幅(100cm), n: 鉄筋とコンクリートのヤング係数比 (= 7.1), d: 有効高さ, d' : 圧縮鉄筋のかぶり

2) 使用限界状態における抵抗曲げモーメント: M_{rc}

使用限界状態におけるコンクリートの抵抗曲げモーメント M_{rc} と鉄筋の抵抗曲げモーメント M_{rs} は、それぞれ式(5), (6)として与えられている。使用限界状態における抵抗曲げモーメント M_r は、コンクリートの抵抗曲げモーメント M_{rc} と鉄筋の抵抗曲げモーメント M_{rs} を比較して小さい方とする。

$$M_{rc} = \sigma_{ca} \{bx/2(d - x/3) + nA'_s \{(x - d')/x\}(d - d')\} \quad (5)$$

$$M_{rs} = \sigma_{sa} [bx^2(d - x/3) + 2nA'_s (x - d')(d - d')/2n(d - x)] \quad (6)$$

ここで、x: 中立軸の位置, b: 部材幅(100cm), n: 鉄筋とコンクリートのヤング係数比 (= $E_c/E_s = 7.1$), A_s, A'_s : 引張および圧縮鉄筋量, σ_{ca} : コンクリートの圧縮許容応力度 (= $\sigma_{ck}/3$), σ_{sa} : 鉄筋の許容応力度 (= $140N/mm^2$)

この RC 床版の場合は、鉄筋の抵抗曲げモーメントが小さいことから M_{rs} を抵抗曲げモーメント M_r とし、表一に示す。表一より、使用限界状態設計法における曲げ耐力は理論曲げ耐力に比して、道示Ⅱおよび動的影響 $K_v = 20\%$ は使用限界状態が 1.03 倍となり、 $K_v = 30\%$ 、40% の場合は、それぞれ 1.04、107 倍となり安全側となった。

(2) 終局限界状態の設計曲げ耐力

1) 等価応力ブロックの大きさ: a

等価応力ブロックの大きさは、圧縮鉄筋が降伏した場合と降伏しない場合について算出されるが、RC 床版の場合は破壊時においても圧縮鉄筋は降伏することはない。この場合にも圧縮鉄筋が降伏しない場合の等価応力ブロックを算出する。よって、圧縮鉄筋が降伏しない場合の等価応力ブロック a は、式(7)として与えられている。

$$a/d = m/2[p-p'(\epsilon'_{cu} \cdot E_s/f_{yd}) + \sqrt{\{p-p'(\epsilon'_{cu} \cdot E_s/f_{yd})\}^2 + p' \cdot 4\beta/m \cdot d'/d \cdot \epsilon'_{cu} \cdot E_s/f_{yd}}] \quad (7)$$

ただし、

$$m = f_{yd}/0.85f_{cd}, \quad p = A_s/bd, \quad p' = A'_s/bd$$

ここで、d: 有効高, f_{cd} : コンクリートの設計圧縮強度 (= $\sigma_{ck}/\gamma_c, (N/mm^2)$), E_s, E'_s : 引張鉄筋のヤ

ング係数, E_s : 圧縮鉄筋のヤング係数, ϵ'_{cu} : 終局ひずみ ($= 0.0035$), γ_c : コンクリートの部材係数 ($= 1.3$)

2) 終局状態における設計曲げ耐力: M_{ud}

複鉄筋長方形断面の強度は引張鉄筋量 A_{s1} を持つ単鉄筋長方形断面の強度と, $A'_s \cdot f_{yd} \cdot (d - d') = A_{s2} \cdot f_{yd} \cdot (d - d')$ の偶力による強度との和と近似する. よって, 設計曲げ耐力は式(8)として与えられる.

$$M_{ud} = \{(A_s \cdot f_{yd} - A'_s \cdot f_{yd})(d - a/2) + A'_s \cdot f_{yd}(d - d')\} / \gamma_b \quad (8)$$

ここで, f_{yd} , f_{yd} : 鉄筋の降伏強度 (N/mm^2), A_s , A'_s : 鉄筋量, d : 有効高さ, d' : 圧縮縁から圧縮鉄筋の図心までの距離, b : 部材幅 ($100cm$), γ_s : 鋼材の材料係数 ($= 1.0$), γ_b : 部材係数 ($= 1.3$)

終局状態設計法における曲げ耐力は理論活荷重曲げモーメントに対して道示IIおよび的影響 $K_v = 20\%$ が 1.59 倍, $K_v = 30\%$, 40% の場合は, それぞれ 1.61 , 1.66 倍となり, かなり安全側となった.

3.4 押抜きせん断耐力^{1), 5), 6)}

面外せん断力に対する照査は, 押抜きせん断耐力をもって評価する. 押抜きせん断耐力の評価は, 土木学会式, 道示III, 筆者らが提案する押抜きせん断耐力式より算出する.

(1) 土木学会式による押抜きせん断耐力⁵⁾

コンクリート標準示方書によるRC床版の押抜きせん断耐力は式(9), (10)として与えられている.

$$V_{pu} = V_{us} \quad (9)$$

$$V_{us} = \beta_a \cdot \beta_r \cdot \beta_p \cdot f_{pc} \cdot u_p \cdot d / \gamma_b \quad (10)$$

ただし,

$$\beta_a = 4 \sqrt{1/d}$$

$$\beta_p = 3 \sqrt{100p_w} : p_w = A_s / b \cdot d$$

$$\beta_r = 1 + 1 / (1 + 0.25u/d)$$

$$f_{pc} = 0.20 \sqrt{f_{cd}}$$

ここで, β_a : 寸法効果の係数, β_r : 載荷板周長の影響を表す係数, β_p : 鉄筋比の影響を表す係数, f_{pc} : コンクリートの強度の影響を表す係数, u_p : 載荷板から $d/2$ 離れた断面周長, u : 載荷面の周長

これによって, 算出したせん断耐力を表-3に示す. RC床版の支間全体の鉄筋量を考慮すると, 押抜きせん断耐力は設計荷重の約5倍となり, 面外せん断力の照査は必要がないと考えられる. そこで, 有効幅を主鉄筋方向および配力筋方向それぞれ $1m$ あたりとして算出した. 設計荷重 $P_{L(t+ud)} \cdot K_a$ と土木学会式による押抜きせん断耐力 V_{pu} を比較すると, 道示II規定に動的影響を考慮した $K_v = 20\%$ が 3.92 倍, $K_v = 30\%$, 40% の場合は, それぞれ 3.82 倍, 3.78 倍となり, 安全側となった.

(2) 道示III¹⁾

道示IIIでは, 活荷重に対する床版の押抜きせん断耐力の照査が規定されている. そこで, 道示IIIに規定する押抜きせん断耐力を用いた, 押抜きせん

断耐力 P_u は式(11)として与えられる.

$$P_u = \tau_{cp} \cdot d_p \cdot d \quad (11)$$

ここで, P_u : 押抜きせん断耐力, τ_{cp} : 押抜きせん断許容応力度 ($= 1.0N/mm^2$), d_p : 断面の分布形状を部材の有効高の $1/2$ の距離だけ離れた面へ 45° の角度で投影した形状の外周の長さ (mm)

これらから算出した道示IIIに規定する押抜きせん断耐力を表-3に併記した. その結果, 道示IIIによる押抜きせん断耐力 P_u と土木学会式による押抜きせん断耐力 V_{pu} を比較すると道示II規定に動的影響を考慮した $K_v = 20\%$ が 2.27 倍, $K_v = 30\%$, 40% の場合は, それぞれ 2.10 , 1.95 倍となり, 土木学会式と大幅な差が生じた.

(3) 文献6)による押抜きせん断耐力

1) 静荷重の場合

ここでは, 主鉄筋が降伏する荷重付近の押抜きせん断耐力を検討する. そこで, コンクリートのせん断強度の影響とダウエル効果を考慮した押抜きせん断破壊モデルを図-2とする. また, 押抜きせん断耐力 V_{cp} は式(12)として与える. なお, 等価応力ブロック a は, 床版有効幅を $1m$ あたりとして主鉄筋方向 a_x および配力筋方向 a_y を式(7)より算出し, その平均値 a として式(12)に適用する.

$$V_{cp} = [f_{cvo} \{2(B+2a_x)a_x + 2(A \times a_x)\} + f_i \{2(4C_x + 2d_a + B)C_x + 2(A + 2d_d)C_x\}] / \gamma_b \quad (12)$$

$$f_{cvo} = 0.688 f_c^{0.610} \leq f_c = 80N/mm^2$$

$$f_i = 0.269 f_c^{2/3} \leq f_c = 80N/mm^2$$

ここで, A , B : 載荷板の主鉄筋, 配力筋方向の辺長 (mm), a_x : 主鉄筋 (a_x) と配力筋方向 (a_y) の等価応力ブロックの大きさの平均 ($= (a_x + a_y) / 2$), f_{cvo} : コンクリートのせん断強度 (N/mm^2)⁶⁾, f_i : コンクリート引張強度 (N/mm^2)⁸⁾, C_x : ダウエル効果の及ぼす影響範囲 ($= C'_d \times f_{yd} / f_y$) (mm), C'_d : 主鉄筋 (d'_x) と配力筋方向のかぶり (d'_y) の平均 ($= (d'_x + d'_y) / 2$) (mm), H : 床版厚さ (mm), f_c : コンクリートの圧縮強度 (N/mm^2)

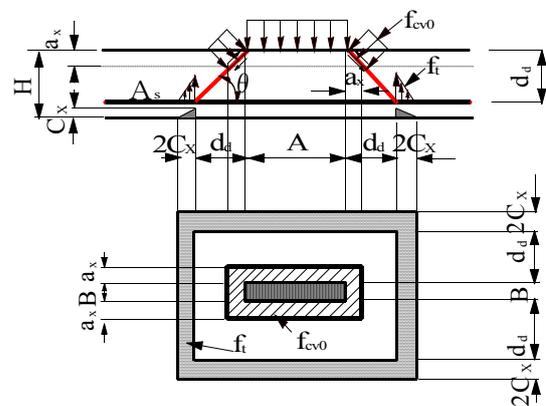


図-2 降伏荷重付近の押抜きせん断力学モデル (静荷重)

表-3 設計荷重 $P_{L(1+\alpha)} \cdot K_\alpha$ と押抜きせん断耐力

	条件		設計荷重 $P_{L(1+\alpha)} \cdot K_\alpha$ kN	鉄筋量(mm ²)		押抜きせん断耐力式(kN)				
	支間 L(cm)	床版厚 t(cm)		主鉄筋 A_s (mm ²)	配力筋 A'_s (mm ²)	土木学会式	道示Ⅲ	静荷重	走行荷重	
	道示Ⅱ	200	21	138.46	1588	1588	542.8	314.3	316.9	263.8
動的影響係数を適用	$K_v=20\%$ 未満	200	21	138.46	1588	1588	542.8		316.9	263.8
	$K_v=20\% \sim 30\%$ 未満	200	21	149.70	1805	1805	571.3		321.8	278.2
	$K_v=30\% \sim 40\%$ 未満	200	21	160.90	1986	1986	607.8		325.6	289.7

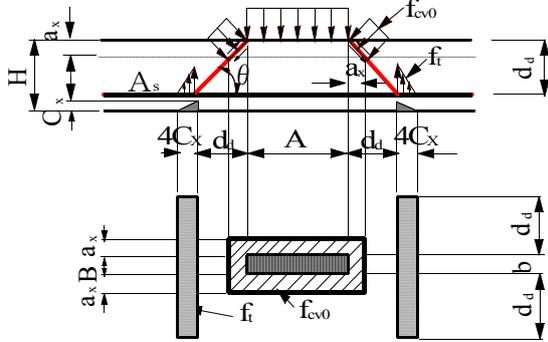


図-3 降伏荷重付近の押抜きせん断力学モデル(走行荷重)

静荷重の場合の主鉄筋が降伏する荷重付近の押抜きせん断耐力を式(12)より算出した結果を表-3に示す。その結果、設計活荷重 $P_{L(1+\alpha)} \cdot K_\alpha$ と押抜きせん断耐力 V_{pu} (式(12)) を比較すると道示Ⅱ規定に動的影響を考慮した $K_v = 20\%$ が 2.29 倍, $K_v = 30\%$, 40% の場合は、それぞれ 2.15, 2.02 倍となり、安全側となった。道示Ⅲによる押抜きせん断耐力と文献 6) による押抜きせん断耐力は、ほぼ近似した結果が得られた。

2) 走行荷重の場合⁹⁾

走行荷重が作用する場合の弾性域の押抜きせん断耐力は、コンクリートのせん断強度の影響による押抜きせん断耐力式とダウエル効果の影響による押抜きせん断耐力式を合計することによって得られる。よって、降伏強度付近の押抜きせん断力学モデルを図-3に示し、押抜きせん断耐力式は、式(13)として与えられる。

$$V_{cp} = [f_{cv0} \{2(B+2a_x)a_x + 2(A \times a_x)\} + f_t \{4C_x(2d_d+B)\}] / \gamma_b \quad (13)$$

$$f_{cv0} = 0.688f_c^{0.610} \leq 80N/mm^2$$

$$f_t = 0.269f_c^{2/3} \leq 80N/mm^2$$

$$C_x = C'_d \cdot f_y / f_y$$

走行荷重、すなわち輪荷重が走行することによって発生する貫通ひび割れを考慮した RC 床版の引張主鉄筋が降伏する荷重付近の押抜きせん断耐力を式(13)より算出した結果を表-3に示す。この場合の設計活荷重と走行荷重によるひび割れ幅を考慮した押抜きせん断耐力 V_{pu} を比較すると、道示Ⅱ規定の動的影響を考慮した $K_v = 20\%$ が 1.91 倍, $K_v = 30\%$, 40% の場合は、それぞれ 1.86, 1.80 倍となった。静的押抜きせん断耐力と比較すると、走行荷重の場合

合が道示Ⅱ規定の動的影響を考慮した $K_v = 20\%$, $K_v = 30\%$ で 0.86 倍, $K_v = 40\%$ の場合で 0.89 倍となり、平均で約 13% の低下がみられる。

4. まとめ

- ①道示Ⅱの規定による活荷重曲げモーメントと使用限界状態設計法による抵抗曲げモーメントを比較すると、道示Ⅱ規定に動的影響を考慮した $K_v = 20\%$ の場合は 1.03 倍, $K_v = 30\%$ の場合は 1.04 倍, $K_v = 40\%$ の場合は 1.07 倍となった。動的影響を示す段差量が大きくなる場合は、鉄筋量の割増しの他に、床版厚の検討も必要となる。また、終局状態における曲げ耐力の場合は使用鉄筋量 A_s が支配的となるので、鉄筋量を多くすることにより終局曲げ耐力も向上した。
- ②面外せん断力の照査については、押抜きせん断耐力に土木学会式、道示Ⅲ、文献 6) に示す実験式を基に算出した。土木学会式は、床版支間と辺長を 1 : 1 とした場合は設計荷重の 6 ~ 7 倍の押抜きせん断耐力となる。そこで、鉄筋量を幅 1m 当たりとして算出したが、その場合も設計活荷重の 3.8 ~ 3.9 倍となる。また、道示Ⅲの場合は 2.0 ~ 2.3 倍, 文献 6) の場合は 2.0 ~ 2.3 倍となり、道示Ⅲと文献 6) の押抜きせん断耐力は近似した結果が得られた。文献 9) は走行荷重による貫通ひび割れ幅を考慮した押抜きせん断耐力であり、設計荷重に対しては 1.80 ~ 1.91 倍となった。

参考文献

- 1) 日本道路橋会：道路橋示方書・同解説Ⅰ, Ⅱ, Ⅲ, 2002.
- 2) 鋼・合成構造標準示方書 総則編・構造計画編・設計編, 土木学会, 2007.
- 3) (社)土木学会性能照査設計分科会：道路橋床版の性能照査型設計, pp. 65-93 (2004)
- 4) 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)
- 5) 土木学会：コンクリート標準示方書 (構造性能照査編), 土木学会, (2002)
- 6) 阿部忠, 木田哲量, 徐銘謙, 澤野利章：道路橋 RC 床版の押抜きせん断耐力評価式に関する研究, 構造工学論文集 (日本学術会議・土木学会), Vol. 53A, pp. 199-207(2007)
- 7) 加藤清志, 河合紘茲, 加藤直樹：鉄筋コンクリート工学, 1999
- 8) 岡村 甫：コンクリート構造の限界状態設計法, コンクリートセミナー 4, 共立出版, pp. 17-18, 1979.
- 9) 阿部忠, 木田哲量, 徐銘謙, 澤野利章：限界状態設計法を適用した走行荷重が作用する RC 床版の押抜きせん断耐力, 第 56 回理論応用力学講演会 pp. 373-374