

自動車排ガス浄化用高性能メタル触媒担体の開発

Development of Metal Catalyst Supports for High Performance

岡崎 裕一^{*(1)}
Yuichi OKAZAKI野田 多美夫^{*(2)}
Tamio NODA深谷 益啓^{*(3)}
Masuhiro
FUKAYA安部 洋一^{*(4)}
Youichi ABE紺谷 省吾^{*(5)}
Shogo KONYA太田 仁史^{*(6)}
Hitoshi OHTA加古 卓三^{*(7)}
Takuzo KAKO糟谷 雅幸^{*(7)}
Masayuki
KASUYA

抄 録

新日本製鐵では今後厳しくなる排ガス規制をターゲットに、高性能メタル担体の開発を進めている。触媒コンバータに要求される特性としては、(1)触媒本来の高浄化性能(2)馬力確保のための低圧力損失(3)搭載性自由度確保のための小型化である。メタル担体は、これら三つの特性についてすべてセラミック担体に比べて優位性を有しているが、新日本製鐵では更なる機能向上を目指し、ハニカムの薄箔化、担体設計の最適化、一体マウント方式等の開発を進めている。また、一体マウント方式はメタル本来の柔軟性を生かした加工法の採用によるコンバータトータルとしてのコストダウンも目指しており、価格面でもセラミックに対抗しうるレベルとなる。また、将来技術としての電気加熱型担体の開発でも画期的方式が完成されつつある。

Abstract

Nippon Steel is presently undertaking the development of metal catalyst supports targeting to cope with exhaust gas regulations which will be made more rigorous hereafter. The characteristics required for a catalytic converter are an innate highly purifying capability, a low pressure loss to secure its power, and miniaturization to secure the degree of freedom for mounting. The metal catalyst support generally has an advantage over a ceramic catalyst support in respects of all these three characteristics, but, aiming at further improvement of its characteristics, such technologies as thinning of honeycomb foil, an optimum designing of the metal catalyst support, an integral mounting etc. are now under development. Among these, the integrally mounting method is a technology that we are aiming at reduction in the total cost of the catalytic converter by applying a processing method which makes the most use of metal's innate flexibility. Its price would be at a competitive level with the ceramic one. Further, the development of an epochal processing method for an electrically heated catalyst support (EHC), a future technology, is almost about to be accomplished.

1. 緒 言

環境問題は、近年そして将来にわたって技術開発の最も重要なキーワードの一つであるが、自動車産業のこの分野における取り組みは排ガス浄化技術を中心に早くから行われている。自動車の排ガス浄化システムは、空熱費制御等の電子制御技術とともに、排気系の触媒技術に依存する部分がかなりのウエイトを占めるが、特に触媒が不可欠になるきっかけとなったのは1970年末に米国において、自動車排ガス中の大気汚染物質を90%低減する“自動車排ガスに関する連邦規制(マスキー法)”が制定されたことによる。我が国では1974年に、1975年規制対応車に初めて触媒が搭載された^{1)~3)}。その触媒について、初期にはPt, Pd等の貴金属が活性アルミナの表面

に担持されたベレットを充填したベレット触媒が用いられていたが、ハニカム基材製造技術の進歩により、低圧力損失、軽量などの利点から、現在はほとんど微小径管の集合体であるモノリス触媒が採用されている⁴⁾。モノリス触媒として使用されている担体はほとんどがコーディエライト系のセラミックで構成されるいわゆる“セラミック担体”であるが、最近になってさらなる低圧力損失化、高機能を指向した耐熱ステンレス鋼の箔からなる“メタル担体”が注目されている⁵⁾。

新日本製鐵においては、1986年よりメタル担体の開発に着手し、1991年に事業を開始した。事業化までの期間は、いかに構造物としての耐久性を確保し、かつ安定的にもの造りをするかがターゲットであり、素材開発、構造開発、及び製造プロセス開発が主たる開発

⁽¹⁾ 新素材事業部 金属箔応用商品部 部長代理⁽²⁾ 技術開発本部 名古屋技術研究部 主任研究員*⁽³⁾ 技術開発本部 鉄鋼研究所 鋼材第一研究部

主任研究員 工博

⁽⁴⁾ 技術開発本部 設備技術センター 機械技術部 部長代理⁽⁵⁾ 技術開発本部 先端技術研究所 新材料研究部 主任研究員
(現 日本インターコネクションシステムズ(株))*⁽⁶⁾ 名古屋製鐵所 生産技術部 部長代理*⁽⁷⁾ 名古屋製鐵所 設備部 掛長

テーマであった。しかし、事業化後は、構造耐久性を得ることはもちろんであるが、現在商品化されているメタル担体の低コスト化技術の開発(ろう材を使用しない低コストプロセス開発は完了)、及び今後更に厳しくなると考えられる排ガス規制に対応した、高機能を付加した新商品開発に開発ターゲットをシフトしている。

現在、新日本製鐵では高機能化という観点から、薄箔担体及びメタル担体の一体マウント方式、また特に米国・欧州の規制に対応した初期浄化性能が極めて優れている電気加熱式触媒担体(以下、EHCと記す)等の開発を進めているが、本報ではこれら高機能担体の設計概念とその技術の概略について紹介する。

2. メタル担体の概要

本論に入る前に、新日本製鐵のメタル担体について簡単に説明する。メタル担体の構造は、厚さ数 $10\mu\text{m}$ の平板状フェライト系ステンレス箔と、波付け加工した同素材の箔を交互に渦巻き状に巻き回したハニカム体からなり、それをステンレス製の外筒に挿入する構成である。平箔と波箔の間、及びハニカム体と外筒間は耐熱性の高いNi基ろう材により接合される。写真1は、完成したメタル担体の外観である。更にメタル担体に対しては触媒担持が施され、その後コーン、フランジ等が溶接され、一部品としての触媒コンバータとなる。

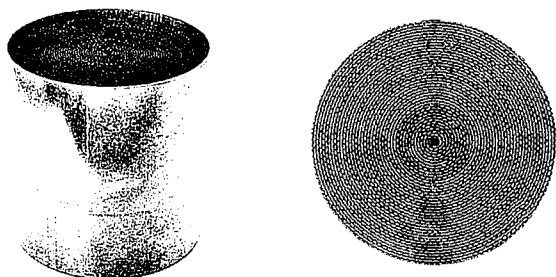


写真1 メタル担体の外観

3. 高機能メタル担体の開発

3.1 高機能メタル担体の概要

部品としての触媒コンバータが発揮すべき機能は、構造体として当然保持すべき耐久性を除けば、高浄化性能と低圧力損失である。このうち低圧力損失は、排ガス浄化に直接関与するものではないが馬力や燃費の向上のために不可欠であり、自動車部品としては浄化性能と同様に重要な特性である。

自動車用触媒が活性になる温度は600K程度といわれており、その温度以下では触媒は十分に機能せず、炭化水素(HC)、一酸化炭素(CO)、窒素酸化物(NO_x)等を含有する未浄化の排ガスがそのまま大気中に放出される。図1は排ガス試験モードの一つであるLA-4モードにおける、全HC排出量に対する各サイクルごとの排出量比の累積値の一例を示したものである。この試験は触媒が冷えている状態から行われるため(コールドスタート)、エンジン始動直後は触媒が十分に暖気しておらず、1番目のサイクルで全排出量の6割以上が排出されていることが分かる⁴⁾。図2はその第1サイクルを更に詳細に解析したものであり、エンジン始動後およそ60秒間に多く

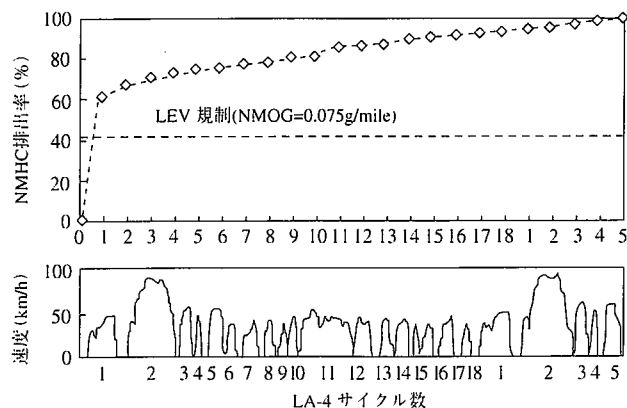


図1 LA-4モードにおけるHCの排出率⁴⁾

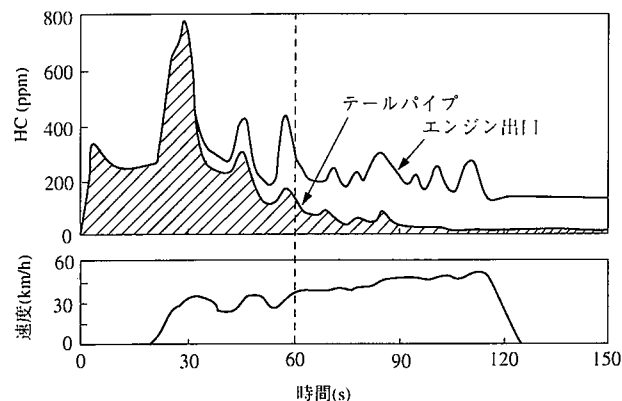


図2 エンジン始動時のHC排出及び浄化挙動⁴⁾

のHCが排出されている⁴⁾。また試験途中においても第18サイクルから第1サイクルに戻る際には10分間エンジンを停止するため、触媒が冷却され、活性温度を下回る可能性がある。

従って高い浄化性能を得るためには、エンジン始動後に触媒を早く活性域の温度まで上昇させ、且つエンジン停止時には触媒の冷却を極力抑制し触媒活性温度を保持し、触媒不活性時間をいかに低減するかが重要である。

担体の昇温時は、電気加熱等の特殊な加熱方法を用いない限り、排ガスがもつ熱エネルギーが触媒加熱のための唯一の熱源であり、ハニカム体の熱容量低減が触媒早期活性化のために有利であることは容易に理解できる。しかし一度活性化した触媒がエンジン停止時に冷却される場合は、熱容量が小さいほど冷却速度が大きくなり、触媒保温の観点からは不利に作用する。そのため熱放散防止のための断熱性を考慮したマウント方法が必要である。以上からメタル担体の浄化性能を向上させるには、ハニカム体としての特性向上と、断熱効果を有するハニカム体のマウント方法の確立の両面からアプローチしなければならない。

更に、米国カリフォルニア州では図3あるいは表1に示すように、炭化水素(HC)排出量を未規制値の1/150まで低減するLEV規制が決定されており⁵⁾、また2000年をめどに欧州でも同様の規制が採用される動きがある。このような厳しい規制値をクリアするには特に高い初期浄化性能が要求され、排ガスの熱エネルギーのみに頼る暖気ではコールドスタート直後の未浄化ガス流出を解決できない場合があり、電気加熱等の手段により触媒を強制的に加熱する技術が不可欠になる。

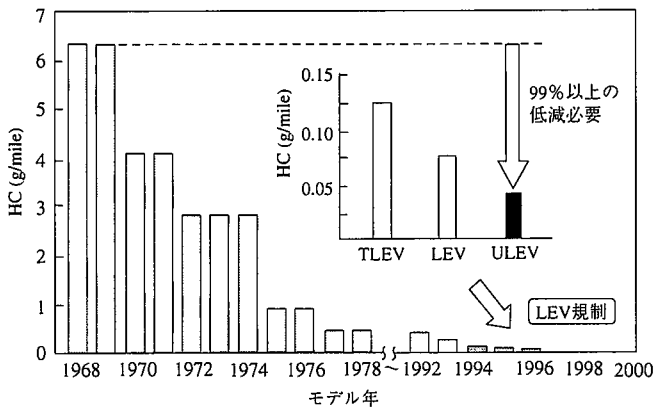
図3 カリフォルニア州における排気規制の推移³⁾

表1 カリフォルニア州のNMOG規制値と低公害車の割合

年度	既存車		TLEV	LEV	ULEV	ZEV*	NMOG規制平均値 (g/mile)
	0.39	0.25	0.125	0.075	0.04	0.0	
1994	10%	80%	10%				0.250
1995		85%	15%				0.231
1996		80%	20%				0.225
1997		73%		25%	2%	(2%)	0.202
1998		48%		48%	2%	(2%)	0.157
1999		23%		73%	2%	(2%)	0.113
2000				96%	2%	(2%)	0.073
2001				90%	5%	(5%)	0.070
2002				85%	10%	(5%)	0.068
2003				75%	15%	(10%)	0.062

*要求割合(1996年4月現在, 2003年まで規制先送り)

出典: CARB

3.2 ハニカム体としての高機能化

3.2.1 暖気性能

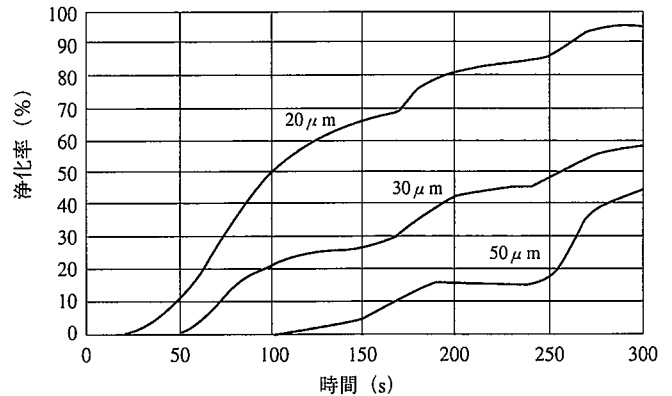
前述したように, コールドスタート時の触媒は排ガスが有する熱エネルギーによって加熱される。したがって, 担体の熱容量が小さいほど, 触媒の活性化が早まる。表2に, 一般的なメタル担体とセラミック担体の特性値を比較して示したが, 同じ壁面積を仮定して, ハニカム構造体としての熱容量を, 単位壁面積当りの担体熱容量($\text{kJ/K} \cdot \text{m}^2$)=比熱($\text{kJ/kg} \cdot \text{K}$) $\times$ 密度(kg/m^3) $\times$ [1-開口率(%)]/100/

表2 セル密度400cells/inch²におけるメタル担体とセラミック担体の特性比較(文献⁸⁾より, 一部数値を修正して引用)

	メタル	セラミック
材質	フェライト系ステンレス鋼 (Fe-20Cr-5Al)	コーディエライト (2MgO-2Al ₂ O ₃ -5SiO ₂)
比熱($\text{kJ/kg} \cdot \text{K}$)	0.5	1.0
密度(kg/m^3)	7.2×10^3	$2.5 \sim 2.7 \times 10^3$
熱伝導率($\text{W/m} \cdot \text{K}$)	23.3	1.0
熱膨張係数(K^{-1})	15×10^{-6}	0.6×10^{-6}
標準的壁厚(m)	50×10^{-6}	150×10^{-6}
開口率(%)	91	73
セル形状		
幾何学的表面積 (m^2/m^3) (触媒無担持)	3 600	2 800

幾何学的表面積(m^2/m^3)を用いて理論計算すると, メタル担体: 0.09, セラミック担体: 0.25となり, 約3倍もの差となる。また, 触媒担持層(数10 μm)がコートされた状態においても, メタルの優位性は十分に保たれている。新日本製鐵では, メタルの優位性を更に強化するため, 薄箔担体の開発に取り組んでいる。

図4は, 厚さ20 μm から50 μm までの箔で構成したメタル担体からなる触媒コンバータを用いて, コールドスタートからのアイドリング状態でのCO浄化率を実測した結果である。薄箔担体(箔厚30 μm 以下)で, CO浄化率の著しい向上が認められ, 薄箔化がエンジン始動初期のコールドスタート浄化性能に非常に効果的であることが

図4 コールドスタートアイドリング条件下でのCO浄化率変化(箔厚50, 30, 20 μm)

わかる。

ただし箔厚を低減すると箔の剛性が著しく低下し, コア巻き工程中に箔が変形してしまうため, 厚さ50 μm を下回る箔を用いてハニカム体を安定生産することは難しい。現在新日本製鐵では, このような薄箔を使いこなす担体製造技術の開発に注力している。

また, 高暖気性を狙った担体の設計には, 箔の熱容量以外にも考慮する要素がある。例えばOhとCavendish⁹⁾は, 排ガス流によるハニカム体の昇温特性を以下の三つの方程式を用いて記述し, 浄化性能をシミュレートしている。

1) ハニカム体の熱収支に基づく基礎方程式

$$(1-\epsilon)\rho_s \frac{\partial(C_{ps}T_s)}{\partial t} = \lambda_s(1-\epsilon) \frac{\partial^2 T_s}{\partial x^2} + hS(T_g - T_s) + a(x) \sum_{i=1}^n (-\Delta H)_i \bar{R}_i(\bar{C}_s, T_s) \quad \dots\dots (1)$$

2) 排ガスの熱収支に基づく基礎方程式

$$\epsilon\rho_g C_{pg} \frac{\partial T_g}{\partial t} = -v\rho_g C_{pg} \frac{\partial T_g}{\partial x} + hS(T_s - T_g) \quad \dots\dots (2)$$

3) 排ガスの物質移動に基づく基礎方程式

$$\epsilon \frac{\partial C_{g,i}}{\partial t} = -v \frac{\partial C_{g,i}}{\partial x} - k_{m,i} S (C_{g,i} - C_{s,i}) \quad \dots\dots (3)$$

ϵ : 開口率, ζ : 担体構成材比重, ρ_g : ガス比重, C_{ps} : 担体構成材熱容量, C_{pg} : ガス熱容量, t : 時間, T_s : 触媒壁温度, T_g : ガス温度, λ_s : 触媒壁熱伝導度, v : ガス流速, x : 変位, h : 熱伝導率, S : 担体単位体積当りの触媒壁表面積 $a(x)$: 触媒活性度, $(-\Delta H)_i$: 排ガス種 i の生成熱, $\bar{R}_i(\bar{C}_s, T_s)$: 反応速度, $C_{g,i}$: 排ガス中のガス種 i 濃度, $C_{s,i}$: 触媒壁表面の排ガス種 i 濃度, $k_{m,i}$: 排ガス種 i 濃度, $k_{m,i}$: 排ガス種 i の輸送速度

図5と図6は上記基礎方程式を用い、入ガス温度がそれぞれ600Kと700Kの場合について、COの浄化率をシミュレートした結果である。入ガス温度が高ければ、暖機能が大きいことは当然であるが、この結果において注目すべきことは、入ガスが600Kのときはセル密度が低いほうが触媒が活性になる時間が短いのにに対し、700Kではその挙動が全く逆になっている。この理由として、入ガス温度が低い場合は、ハニカム体全体の熱容量の大小((1)式左辺第1項)が昇温速度を律速し、セル密度が小さい担体が暖気性が高いのに対

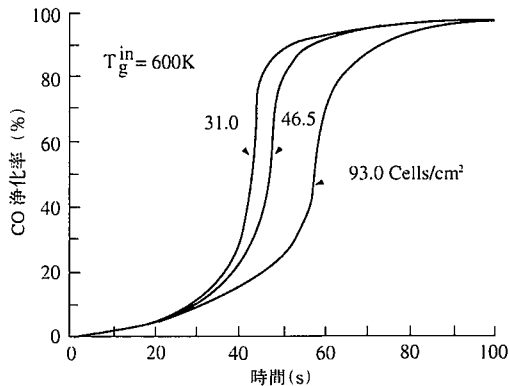


図5 入ガス温度600KのときのコールドスタートからのCO浄化率変化⁹⁾

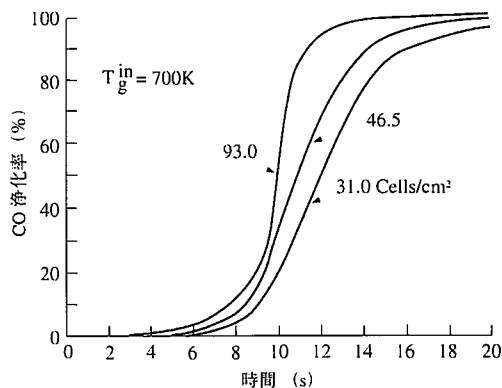


図6 入ガス温度700KのときのコールドスタートからのCO浄化率変化⁹⁾

し、入ガス温度が高い場合は、ハニカム体/排ガスの熱伝達((1)式右辺第2項及び(2)式右辺第2項)が律速し、幾何学的表面積が大きいセル密度のほうが暖気性が高いとしている⁹⁾。

入ガス温度はエンジンの型式や制御方法、あるいは触媒担体の搭載位置により異なるため、搭載環境に応じたセル密度設計の最適化を施さねばならない。例えば、特に排ガス温度が高い排気マニホールドの直下に搭載する場合は、薄箔化により熱容量低減した上で、セル密度を増加させ、排ガスと担体壁の熱交換面積を増加させることが暖気性向上に有効である可能性がある。

設計の自由度の観点からは、新日本製鐵は50cells/inch² (7.8 cells/cm²)から600 cells/inch² (93cells/cm²)までのセル密度を自由に造り込む技術を保有しており、搭載位置に応じた最適条件のハニカム体を設計することが可能である。

3.2.2 低圧力損失

浄化システムとして触媒を用いる場合、表面積の大きいハニカム構造体内を排ガスが通過することが不可欠であるため、触媒担体での圧力損失は不可避である。しかしながら、浄化性能を維持させつつ、圧力損失を低減できれば、燃費を低減できるため、トータルとしての機能向上につながる。

従来より、セラミック担体とメタル担体の圧力損失を、400cells/inch² (62 cells/cm²)のセル密度で比較した場合、表2に示すようにセラミック担体の標準仕様である壁厚150μmの開口率が73%であるのに対し、壁厚50μmのメタル担体では90%を越え、その開口率の大きさゆえメタル担体の方が低圧損であるとの評価がなされていた^{7, 8)}。

しかし触媒担体のような、流路断面面積に対して長さがはるかに大きいセルの管内部流れにおける圧力損失は、ほとんどがガス流と管壁の摩擦による圧力損失によって生じる。摩擦による圧力損失は例えばDarcyの式¹⁰⁾により記述でき、その式からは、圧力損失は開口率のみではなく、ハニカム体の幾何学的表面積やセルの長さによっても変化することが導出され、単に開口率だけで設計すると圧損特性がむしろ悪化してしまう場合が生じる。

図7に示すように、ハニカム体の単一セルにおける圧力損失は、セル入口と出口における管路急減少及び急拡大と、セル壁面との摩擦により生じる。摩擦による1セルあたりの圧力損失は、管内の流れが層流(レイノルズ数 $Re < 2300$)のとき以下のように記述される。

$$\Delta p = \frac{32 \mu L v_{cell}}{d_c^2} \quad \dots\dots (4)$$

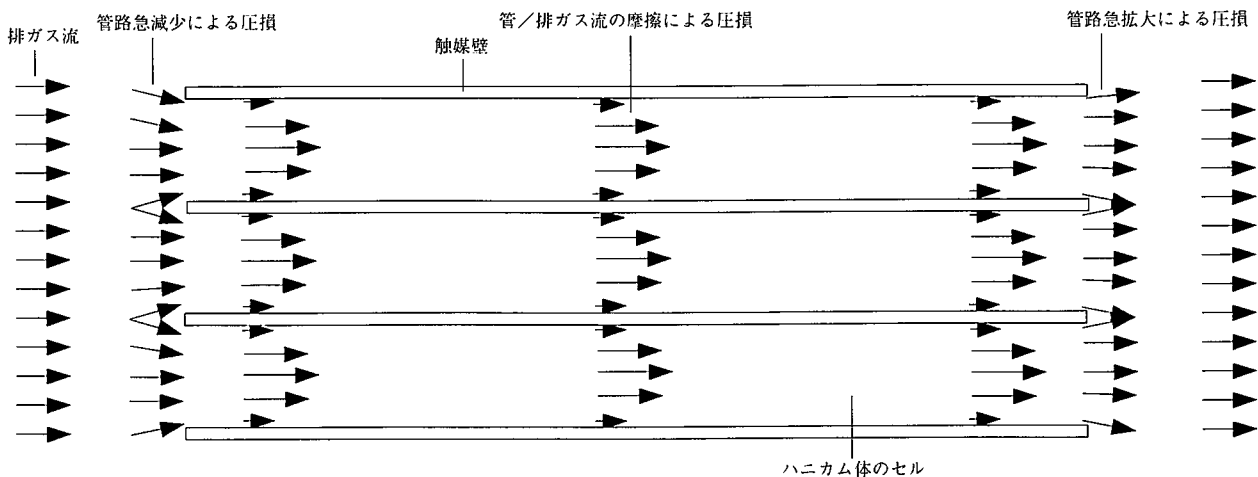


図7 ハニカムセル内に生じる圧力損失機構の模式図

あるいは

$$\Delta p = \frac{64}{Re} \frac{L}{d_e} \frac{1}{2} \rho_g v_{cell}^2 \quad \text{..... (5)}$$

μ : 粘性係数, L : 管長さ, v_{cell} : セル内流速, d_e : 相当直径

右辺の係数 $64/Re$ は円管におけるDarcyの管摩擦係数であり、その値は円管以外では、断面がセラミック担体の代表的形状である正方形の場合 $57/Re$ 、メタル担体の場合の直角二等辺三角形では約 $52/Re$ となり、セル形状で比較するとメタル担体のほうが9%程度圧力損失が低くなる。

断面形状が直角二等辺三角形セルの圧力損失式を、

$$d_e = 4s_c / \ell = 4\epsilon / S, v_{cell} = v_a / \epsilon$$

により、管路断面積 s_c 、管路周長 ℓ 、幾何学的表面積 S 、開口率 ϵ 、セル外流速 v_a (排ガスがセルに流入する直前の流速)を用いて書き換えると

$$\Delta p = \frac{32\mu L v (v_a / \epsilon)}{(4\epsilon / S)^2} = \frac{1.625\mu L v_a S^2}{\epsilon^3} \quad \text{..... (6)}$$

と記述され、同一ガスの流速の場合は、摩擦圧損は管長さ L 、及び幾何学的表面積 S の2乗に比例し、開口率 ϵ の3乗に反比例する。従って開口率 (ϵ^3) が大きくても、幾何学的表面積 (S^2) や管長さ (L) の値がそれより大きい場合は摩擦圧損はむしろ高くなる。

Hawthornは摩擦による圧力損失の式を更に正確に記述するために、セル入口付近での境界層発達段階の余分な圧力損失を考慮し、次の式を導出している¹¹⁾。

$$\Delta p = \frac{64}{Re} \frac{L}{d_e} \frac{1}{2} \rho_g v_{cell}^2 (1 + 0.0445 Re \frac{d_e}{L})^{0.5} \quad \text{..... (7)}$$

また、乱流($Re < 2300$)の圧力損失については、内壁が滑らかな管の場合、Blasiusによる実験式を用いて求めることができる¹⁰⁾。

$$\Delta p = \frac{0.3146}{Re^{0.25}} \frac{L}{d_e} \frac{1}{2} \rho_g v_{cell}^2 \quad \text{..... (8)}$$

管路の入側における管路急減少、及び出側における管路急拡大による圧損を考慮すると、圧力損失は、摩擦圧損の式に

$$\left\{ (1 - \epsilon)^2 + \left(\frac{1}{C_c} - 1 \right)^2 \right\} \frac{1}{2} \rho_g v (v_a / \epsilon)^2 \quad \text{..... (9)}$$

$$C_c = 0.582 + \frac{0.0418}{1.1 - \epsilon^{0.5}}$$

を加えればよい¹²⁾。ただし、一般的な触媒担体のサイズ(セル径1mm程度、担体長100mm程度)では、入口あるいは出口における圧力損失よりも、セル内の摩擦による圧力損失の方がはるかに大きく、触媒担体の圧力損失は管摩擦により生ずると考えてほぼ差し支えない。

図8はハニカム体の圧力損失を常温空気を用いて実測した結果である。図中の実線は層流域における圧力損失式(7)から、破線は乱

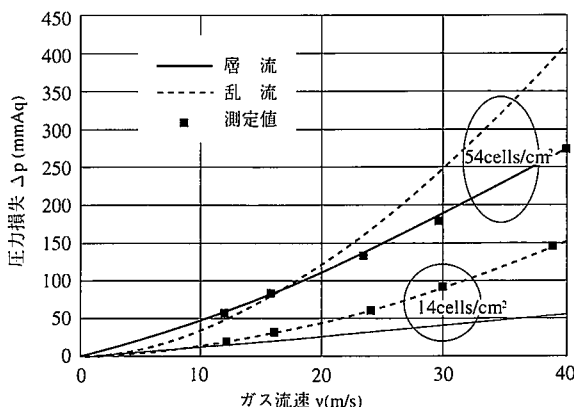


図8 ハニカム体における圧力損失

流域の圧力損失式(8)から求めた計算値であり、■点が実測値である。低セル密度(14cells/cm²)の場合はレイノルズ数が大きく乱流域で、高い場合(54cells/cm²)では層流域で、前記理論式と実験値がほぼ一致しており、触媒担体の圧損特性が前述した式を用いて導出できることが分かる。

以上から、メタル担体の低圧力損失化には、開口率を低下することはもちろんであるが、セル内の摩擦圧力損失を低減させるために1)セル密度を粗くしてハニカム体の幾何学的表面積を低下させる、2)セルを通過させる排ガス流速を低下させるためハニカム体の断面積を大きくする、3)担体長さを減少することが効果的である。ただし、比表面積を低下させることは浄化性能の低下を招き、またハニカム体断面積を大きくすると、広い触媒搭載スペースを要する。従ってこれらの条件は、全てが同時に満たされるべきものではなく、前項で述べた高暖機性を得るための条件と同様に触媒担体が搭載される環境を考慮し、あるいは搭載車種において重視される特性が、高浄化性能なのか低圧力損失であるのかに応じて、セル密度とサイズを設計していく必要がある。

セル密度やサイズなどを自由に造り込むことはセラミック担体では非常に困難とされているが、新日本製鐵のメタル担体製造技術はそれを容易に行うことができるレベルであり、要求特性に対しきめ細かく対応しうるものである。

3.3 マウント方式としての高機能化

前述したように、担体が冷却される場合のメカニズムは昇温過程とは異なり、外筒からの熱放散により冷却される。従ってハニカム体が外筒に直接接している従来型のメタル担体は、ハニカム体から外筒への熱伝導が容易に生じるため、冷却時には明らかに不利である。そこでハニカム体と外筒間の熱的絶縁を目的とし、新日本製鐵では断熱性のシール材を用いて、触媒コンバーターを排気系部品として排気管と一体化して造り込む技術(一体マウント方式)を開発し、エンジン停止時の触媒冷却防止を可能にした。図9はその概略図であるが、この方式でも十分な構造耐久性が確認されている。

図10は一体マウント方式とシール材なしの従来型メタル担体について、それぞれを1173Kまで加熱した後13分間空冷した後のアイドリング時の浄化性能の差異を示したものである。従来型の非断熱

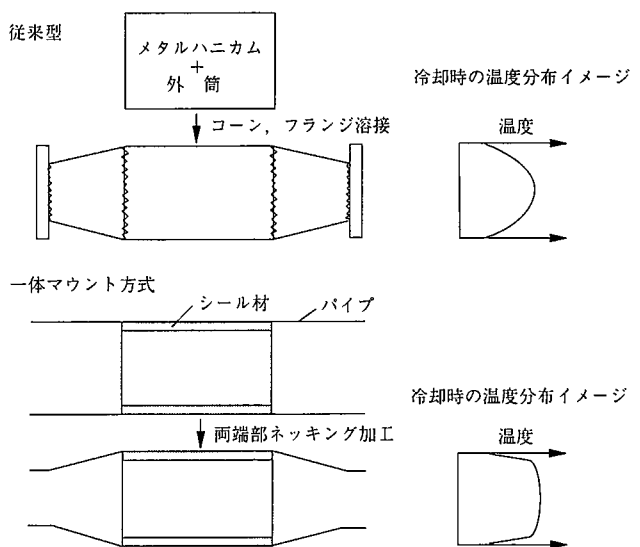


図9 一体マウント方式の模式図

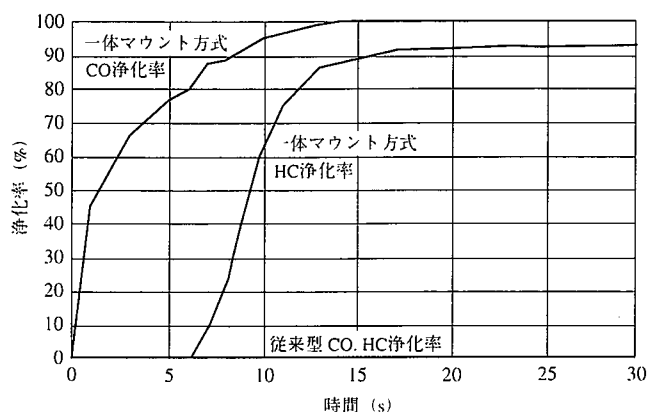


図10 1173Kから13分間冷却した後のアイドリング時におけるCO及びHCの洗浄率変化

系ではコールドスタート時と同様にエンジンスタート直後はHCあるいはCOがほとんど浄化されていないのに対し、一体マウント方式により断熱を施すと、COの浄化はエンジン始動直後に開始し、HCの浄化も数秒後に開始する。断熱によるエンジン停止時の冷却防止が効果的であることが分かる。

この一体マウント方式は保温性に基づく浄化性能向上はもちろんのこと、メタル本来の柔軟性を生かした加工法を採用することにより、メタル触媒コンバータ全体のコストをも大幅に低減しうるものである。更に、前述の薄箔化・低圧損設計を並行して検討することにより、パフォーマンス面でのセラミックに対する優位性を確保することができる。

以上3.2節と3.3節では、ハニカム体の機能向上とマウント方式開発について述べてきたが、このようなメタル担体の持つポテンシャルを十分に発揮させるための技術開発は、新日本製鐵として当面の最重要課題である。

3.4 電気加熱式触媒担体

3.1節で述べたように米国カリフォルニア州や欧州において非常に厳しい排ガス規制が採用される動きがあり、従来の触媒担体にはない機能付加による初期浄化性能の大幅な向上が不可欠になってきている。そこでコールドスタート時のエンジン始動直後の排ガス浄化能を得るため、触媒担体を構成する箔を電氣的に発熱させ、強制的に触媒を加熱する方法(電気加熱式触媒担体)が提案されている^{13, 14)}。

触媒担体全体に4kW程度の電力を通电し発熱させることにより、HCを大幅に低減できることは従来より明らかになっていた⁵⁾。しかし通常のバッテリーからでも無理なく供給できる電力はせいぜい1.5kW程度であり、4kWの電力供給を必要とするEHCは車両を構成する上で実用的ではなく⁵⁾、低電力でも初期浄化性能が高いEHCが指向されてきている^{15, 16)}。

吉崎ら⁵⁾は、V型エンジンには2体のEHCが必要であることを考慮し、1kW未満の低電力でも高い初期浄化性能を有する“表層加熱型EHC”を提案している。そのコンセプトは以下の通りである。

まず、EHCの排ガス上流側端面の点分散させた微小領域を集中加熱する。写真2はその発熱パターンの一例である。電氣的に加熱する部分が小さな領域であるため、低電力印加でも通电後数秒以下で触媒活性温度に達し、COあるいはHCの酸化反応が生じて、大きな反応熱を発生する。反応熱は2.2.1項で述べた(1)式の右辺第3項で記述され、その反応熱により隣接する領域も連鎖的に加熱され

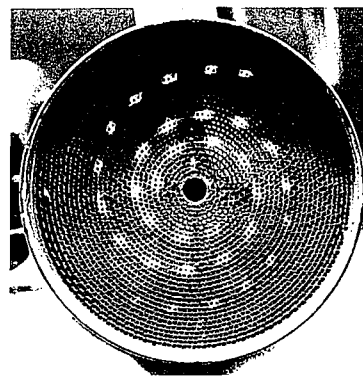


写真2 EHCの外観及び発熱パターン

次々と触媒が活性化されていくため、結果として低電力でもエンジン始動後早期に高浄化性能が得られる。

新日本製鐵はその概念を基に、トヨタ自動車(株)との共同開発により、低電力型EHCを安定的に製造できる方法を開発中である。開発中の表層加熱型EHCは、写真2に示すように担体中心部に位置する中心電極と外筒間に電圧を与えることにより、ハニカム体を通電加熱するものである。

まず担体の半径方向は、箔表面に絶縁材をコーティングすることにより電氣的に絶縁される。箔として用いている材料は新日本製鐵が開発したFe-20Cr-5Alベースの合金で、微量のLaやCeなどの希土類が含有されているステンレス鋼(YUS205M1)であるが、この合金は大気中で加熱するだけで、箔表面に高い密着性をもつ強固なアルミナ皮膜が形成されるため、容易に絶縁コーティングを施すことができる¹⁷⁾。ついで担体の一部分のみ絶縁を破壊する特殊な接合処理を施すことにより電流は接合部を短絡して流れ、スポット状に発熱する。その結果、開発した表層加熱型担体では、同じ浄化性能を引き出すための電力を、ハニカム体全体を加熱する方式に比べて1/5程度にまで抑制することが可能になった。

またEHCには、導電路という特殊な機能を負荷しているため、通常のメタル担体に用いられているような構造造り込み⁶⁾による耐久性確保は困難であるが、ハニカム体を機械的に保持する方法を確立し、一般のメタル担体に要求される耐熱構造信頼性を確保することができた。

現在は、以上の基本技術を基に量産性も視野に入れ、開発を継続中である。

4. 結 言

触媒コンバータに要求される特性は、(1)触媒の本来目的である高浄化性能(2)自動車本来の馬力確保のための低圧力損失(3)搭載性自由度確保のための小型化である。

メタル担体はこれら特性について、すべてセラミック担体に比べて優位性があることは従来より認識されていたが、新日本製鐵ではさらなる特性向上のため、ハニカムの薄箔化による熱容量低減(暖気性向上→高浄化性能確保)と低圧力損失化、担体設計(形状・サイズ・セル密度)の最適化による特性向上、更に、一体マウント方式での断熱性向上による高浄化性能確保等の開発を推進しており、画期的な成果が上がりつつある。また、従来よりメタル担体の弱点といわれていたコストの問題に対して、上記一体マウント方式でメタル担体本来の柔軟性を生かした加工法の採用によるコンバーター

タル(ハニカム+加工組立)としてのコストダウンも目指しており、価格面でも十分セラミックに対抗しうるレベルを達成しつつある。

また、将来のハイレベルな排ガス規制に対応するため、EHC(電気加熱型担体)の開発にも取組み"表層加熱方式"による省電力・高浄化性能仕様が完成されつつある。

以上の開発を完遂し、それぞれの技術を機能的に組み合わせることにより高いコストパフォーマンスを達成することがメタル担体のセラミック担体に対する市場での優位性を確保することとなり、メタル担体が今後の担体市場での勢力地図を塗りかえていくことにつながると確信する。

5. 謝 辞

本論文掲載内容の一部は、トヨタ自動車(株)と新日本製鐵の共同開発により行われたものであり、トヨタ自動車(株)から多くの貴重な情報を提供していただきました。ここに感謝の意を表明いたします。

参考文献

- 1) 松本伸一：TOYOTA Technical Review. 44(2), 12(1994)
- 2) 大橋正昭：触媒. 29(7), 599(1987)
- 3) 船曳正潮：自動車技術. 43(4), 14(1989)
- 4) Yaegashi, T. et al. : SAE Paper. 940464(1994)
- 5) 吉崎康二 ほか：TOYOTA Technical Review. 44(2), 42(1994)
- 6) Takada, T., Tanaka, T. : SAE Paper. 910615(1991)
- 7) 今井篤比古 ほか：新日鉄技報. No.349, 39(1993)
- 8) Hawker, P.N. et al. : SAE Paper. 880317(1988)
- 9) Oh, S.H., Cavendish, J.C. : Ind. Eng. Chem. Prod Res. Dev. 21(1), 29(1982)
- 10) 生井武文, 井上雅弘：粘性流体の力学. 理工学社(1978)
- 11) Johnson, W.C., Chang, J.C. : SAE Paper. 740196(1974)
- 12) 富田幸雄：水力学. 実教出版(株)(1982), p.126-129
- 13) Whittenberger, W.A. et al. : SAE Paper. 900503(1990)
- 14) Hurley, R.G. et al. : SAE Paper. 900504(1990)
- 15) Kuper, P.F. et al. : SAE Paper. 900465(1994)
- 16) Socha, L.S. et al. : SAE Paper. 900468(1994)
- 17) Ohmura, K. et al. : Proc. of Intern. Conf. on Stainless Steel. Chiba, 1991, ISIJ