

## ノック解析(2) 4気筒エンジンのノック発生時期及びノック限界トルクの予測

中野道王, 仲原彰治, 秋濱一弘, 久保修一

### Analysis of Knock Phenomena(2) Prediction of Knock Onsets and Torque at Trace Knock Limit on a 4-cylinder Engine

Michio Nakano, Shoji Nakahara, Kazuhiro Akihama, Shuichi Kubo

#### 要 旨

列型エンジンのノック発生時期を予測するために、Cowartらによって提唱された自着火反応モデルを改良し、これを用いてノック発生に影響する種々の要因を検討した。

改良された自着火反応モデルは、感度解析を用いた反応速度定数の最適化により、自着火時の温度上昇率を改善しつつ、ノックや2段階着火の発生時期を再現できる。

4気筒エンジンのノック発生時期の予測を種々の運転条件（残留ガス割合、回転数、吸気ポート形状、燃料）に対して行い、予測ノック発生時期は実測と良く一致した。これより、ノック発生時期に対しては、筒内の温度・圧力履歴及び筒内ガ

スの平均的組成が強く影響し、残留ガスの化学的活性や吸気流れの違いが引き起こす未燃ガスの不均一性の差はほとんど影響しないことが明らかとなった。

また、この自着火反応モデルを用いた独自のノック限界トルク計算手法により、燃焼期間及び点火前の筒内ガス温度がノック限界トルクに及ぼす効果を検討した。その結果、燃焼期間の短縮及び点火前ガス温度の低減が、ノック限界トルクの向上に効果を有することを明らかにした。さらに、約15Kの点火前ガス温度の上昇が、約25%の燃焼期間短縮によるトルク向上効果を打ち消すことが明らかとなった。

#### Abstract

In order to predict knock onsets of multi-cylinder engines, the reduced chemical kinetic model developed by Cowart et al. was modified using this modified model, the effects of various factors of engines on knock occurrence were discussed.

The modified model, of which reaction rate constant was optimized using sensitivity analysis, represents not only the knock onsets and appearance of two-stage ignition but also a steep temperature rise at auto-ignition.

Using this model, the knock onsets of a 4-cylinder engine were predicted under various operating conditions of residual gas ratio, revolution speed, intake port design and fuel composition. The predictions were in good agreement with the

measurements for all operating conditions. The prediction results suggest that the temperature and pressure histories of unburned gas have a great effect on the knock onset, whereas the chemical role of residual gas and the intake flow have little effect.

Furthermore, the effects of the combustion period and the unburned gas temperature before spark ignition on the torque at the trace knock limit were predicted. The results show that the torque at the trace knock limit is increased by rapid combustion and decreased by the temperature rise before spark ignition. Under certain conditions, it was shown that the increase in torque for the combustion duration shortened by about 25% was negated by the temperature rise of about 15K before spark ignition.

#### キーワード

ガソリンエンジン, ノッキング, 化学反応, シミュレーション, 残留ガス, 吸気流れ, トルク, 燃焼期間, 筒内ガス温度

1. はじめに

火花点火ガソリン機関において、点火時期や圧縮比の最適化は燃費・効率向上の有効な手段である。そのため、最大のトルクが得られる点火時期や圧縮比の設定が、エンジンの設計開発における重要な要素となる。火花点火ガソリン機関のトルクは、点火時期を進角する（点火タイミングを早くすること）ことで増大し、ある点で最大となる。また、最大の効率が得られる圧縮比は、筒内の混合気に関する熱力学的解析と圧縮比増大に伴う摩擦損失の増大より、およそ13～14と言われている。しかし、現在のレギュラーガソリンを使用する市販エンジンのほとんどは、圧縮比が10以下であり、また全ての運転条件において最大のトルクが得られる点火時期を適用できるわけではない。これらの最大の原因がノッキング（以下ノックと略す）の発生である。ノックは、火花点火ガソリン機関の燃焼期間中に、火炎が到達していない未燃ガスが高温高圧下で自着火することにより引き起こされ、耳障りな音の発生や場合によってはエンジンの破壊におよぶ現象である。

ノックに関する研究は古くからなされてきた。しかし、実際のエンジンにおいては、吸気から燃焼に至る過程で、蒸発、混合、熱伝達、熱伝導、乱流、化学反応など多岐におよぶ現象が関与しており、これら全てを考慮して実際のエンジンで発生するノックを解析することは難しい。一方、従来から燃料のアンチノック性（オクタン価）を高めることが有効な対策の一つであることが知られているが、エンジン開発においては、市販燃料のアンチノック性を最大限に活用し高効率化を達成することが重要である。そのため、ノック特性に影響する主要因の明確化やノックを効果的に回避できる手法の提案が求められてきた。

前報のノック解析(1)<sup>1)</sup>で明らかのように、Cowartら<sup>2)</sup>の自着火反応モデル (Table 1) は、自着火時の温度上昇率が低いという問題点を有する (Fig. 1)。本研究では、前報にて評価したCowartらの自着火反応モデルの自着火時の温度上昇率を、感度解析を用いた最適化により改善し、これを用いて以下の検討を行った。

(1)4気筒エンジンのノック発生時期の予測から、筒内ガス温度の空間的不均一、残留ガス及び吸気流れがノック発生に及ぼす影響を明らかにする。

(2)燃焼期間や点火前の筒内ガス温度が、ノック限界点火進角のトルクに与える影響を明らかにする。

Table 1 Reduced chemical kinetic model<sup>1)</sup>.

	Reaction
1	$RH + O_2 \rightleftharpoons \dot{R} + \dot{H}O_2$
2	$\dot{R} + O_2 \rightleftharpoons R\dot{O}_2$
3	$R\dot{O}_2 \rightleftharpoons \dot{R}OOH$
4	$\dot{R}OOH \rightleftharpoons \dot{O}_2RO_2H$
5	$\dot{O}_2RO_2H \longrightarrow OROOH + \dot{O}H$
6	$RH + \dot{O}H \longrightarrow \dot{R} + H_2O$
7	$OROOH \longrightarrow \dot{O}H + OR\dot{O}$
8	$\dot{R} + O_2 \rightleftharpoons \dot{H}O_2 + C=C$
9	$\dot{H}O_2 + \dot{H}O_2 \longrightarrow HOOH + O_2$
10	$HOOH + M \longrightarrow 2\dot{O}H + M$
11	$OR\dot{O} \longrightarrow R'CHO + \dot{R}''O$
12	$R\dot{O}_2 + \dot{H}O_2 \longrightarrow ROOH + O_2$
13	$\dot{R}OOH \longrightarrow \dot{O}H + R'CHO + C=C$
14	$R\dot{O}_2 + R'CHO \longrightarrow ROOH + \dot{R}'CO$
15	$\dot{H}O_2 + R'CHO \longrightarrow HOOH + \dot{R}'CO$
16	$C=C + \dot{H}O_2 \longrightarrow Epox + \dot{O}H$
17	$\dot{H}O_2 + RH \rightleftharpoons \dot{R} + HOOH$
18	$R\dot{O}_2 + RH \rightleftharpoons \dot{R} + ROOH$
19	$\dot{R} + \dot{R} \longrightarrow RH$

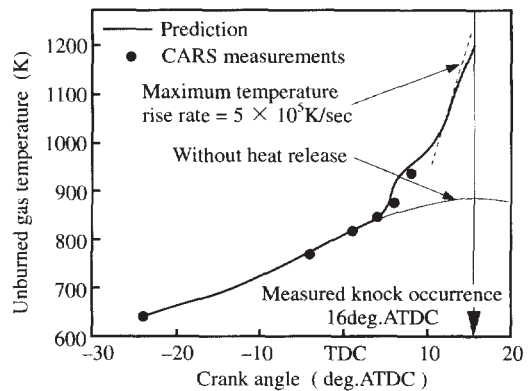


Fig. 1 Comparison between the measured temperature by CARS and the calculated temperature by Cowart's model.

## 2. 感度解析法による自着火反応モデルの改良<sup>3)</sup>

前報<sup>1)</sup>で明らかなように、Cowartらのモデルによる自着火時の最大温度上昇率は $5 \times 10^5$  K/secである。この温度上昇率では、100Kの温度上昇のために、1200rpmでは約1.5deg.CA (Crank Angle) を、4000rpmでは約5deg.CAを必要とするため、ノック発生時期を定義する温度 (本研究では1200K) がノック発生時期の予測結果に対して大きな影響を及ぼすことになる。予測精度の点から、100Kの温度上昇に要する期間は1deg.CA以下であることが望ましく、自着火反応モデルの適用範囲を4000rpm以下としても、少なくとも $3 \times 10^6$  K/sec以上の温度上昇率が必要である。そこで、以下に述べる感度解析手法により、自着火反応モデルの改良を行った。

### 2.1 感度解析法

化学反応モデルによる自着火過程のシミュレーションは、多元連立方程式の初期値問題を時間積分によって解くことである。そのため、一般には任意の計算結果を得るための反応速度定数を解析的に求めることはできず、反応モデルの改良には膨大な試行錯誤が必要となる。そこで、改良を要する現象に最も大きく寄与する反応式を抽出すること、つまり感度解析法の導入が効率的かつ有効となる。

感度解析法は、その対象や目的に応じて様々な方法が提案されている。本研究では、以下に示す2つの感度解析法を用いた。

式(1)は、化学種*i*の生成が、反応に伴う発熱へ与える影響を比較する感度解析値 $Sh_i$ を示す。

$$Sh_i = \sum_{j=1}^{NRE} \frac{dQ_j}{dn_i} \Delta n_i \quad (1)$$

$NRE$ : 反応式の総数

$Q_j$ : 反応*j*による発熱

$n_i$ : 化学種*i*の濃度

式(2)は、ある化学種の生成消失に大きく寄与する反応式*j*を抽出する感度解析値 $Sr_j$ を示す。

$$Sr_j = \frac{\left(\frac{dn_i}{dt}\right)_j}{\sum_{j=1}^{NRE} \left(\frac{dn_i}{dt}\right)_j} \quad (2)$$

$NRE$ : 反応式の総数

$j$ : 反応

$n_i$ : 化学種*i*の濃度

$t$ : 時間

### 2.2 自着火反応モデルの改良

ここでは、Fig. 1の条件に対して、上記の感度解析法を適用した。Fig. 2に示すように、式(1)の $Sh_i$ を用いて自着火時の温度上昇に大きく寄与する化学種を抽出することができる。Cowartらのモデルでは、自着火反応による温度上昇が加速される15deg.ATDC (After Top Dead Center: 上死点後)以降で、化学種 $RO_2$ 及びRの寄与が増大している。ここで、 $RO_2$ は、Cowartらのモデルの中で、パラフィン系炭化水素特有の二段着火現象を再現する上での重要な化学種であり、反応速度定数の変更が計算結果全体に影響する可能性がある。そこで、温度上昇率を改善するための化学種としてRに着目した。

次に、式(2)の感度解析値 $Sr_j$ を用いて、化学種Rの生成消失に大きく寄与する反応式を抽出した (Fig. 3)。これより、化学種Rの濃度変化には、Table 1の反応式2, 6, 18, 19の寄与が高いことがわかる。これらの反応式で、反応式19は、Table 1に示すように化学種RとRH (燃料) だけから構成され、この反応の速度定数の変更が反応系全体におよぼす影響は少ないと考えられる。そこで、温度上昇率改善のために反応式19の反応速度定数に着目した。反応速度定数の変更の際には、Westbrookらの素反応モデル<sup>4)</sup>の値を参考とした。また、ノック発生時期が実測値と

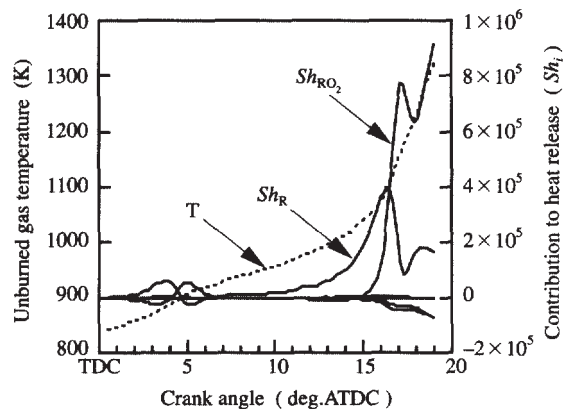


Fig. 2 Contributions of each species to heat release ( $Sh_i$ ).

一致するように、反応式3の活性化エネルギー $E_3^+$ を変更した。Table 2に改良されたモデルの反応

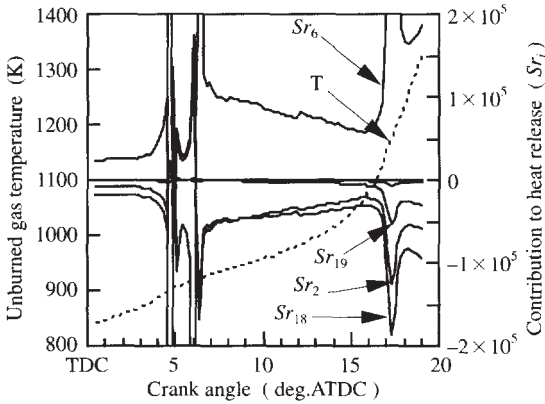


Fig. 3 Contribution of each reaction to the concentration of R ( $Sr_j$ ).

Table 2 Reduced chemical kinetic model for PRF RON100 and PRF RON91.

Arrhenius parameters of rate constants  $k^\pm = A^\pm \exp(-E^\pm / RT)$  are for PRF oxidation. (Units : cc, mole, sec, kcal)

Reaction	Log $A^+$	$E^+$	Log $A^-$	$E^-$
1	13.5	46.0	12.0	0.0
2	12.0	0.0	13.4	27.4
3	11.0	21.7	11.0	11.0*
	11.0	21.3	11.0	11.0**
4	11.5	0.0	13.4	27.4
5	11.3	17.0		
6	13.3	3.0		
7	15.6	43.0		
8	11.5	6.0	11.5	19.5
9	12.3	0.0		
10	17.1	46.0		
11	14.0	15.0		
12	12.0	0.0		
13	14.4	31.0		
14	11.45	8.6		
15	11.7	8.6		
16	10.95	10.0		
17	11.7	16.0	10.8	8.0
18	11.2	16.0	10.1	8.0
19	12.0	0.0	18.3	78.0

\*PRF RON100, \*\*PRF RON91

速度定数を、またFig. 4にこれを用いた計算結果を示す。この改良により、着火時の温度上昇率は、Cowartらのモデルの $5 \times 10^5$  K/sec ( Fig. 1 ) に対して、 $1 \times 10^7$  K/secまで改善され、二段着火の発生やノック発生時期についても実測値と一致している。

### 3. 4気筒エンジンに対するノック発生時期予測

前報のノック解析(1)<sup>1)</sup>で示したように、筒内ガスの温度には空間的不均一性が存在すると考えられる。しかし、ノック発生時期の予測には、均一温度を仮定したモデルの適用が可能であった。本章では、4気筒エンジンのノック発生時期について予測を行い、試験用単筒エンジンの場合と同様の結果が得られるかを検証した。

実際のエンジンにおいては、種々の設計・制御因子がノックの発生に影響する。残留ガス量の差や、吸気ポート形状の違いによる吸気流れの差も、ノックの発生やノック限界点火進角（ノックを発生せずに運転できる限界の点火進角）に影響を及ぼすことが知られている。しかし、これらの差が、どのような物理的・化学的現象を引き起こし、その結果としてどの程度ノック発生に影響するかは明らかではない。そこで、種々の条件下において、4気筒エンジンのノック発生時期の予測値と実測値を比較することで、これら残留ガス量や吸気流れの差がノック発生に及ぼす影響とその原因を検討した。以下に、その基本的考え方を示す。

残留ガスは、筒内ガスに対して、温度，組成，

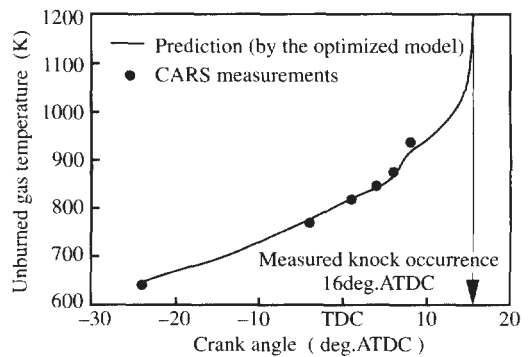


Fig. 4 Comparison between the measured temperature by CARS and the calculated temperature by the optimized model.

活性化学種の濃度及びこれらの空間的不均一性の点で影響を有すると考えられる。これに対して、本研究で用いるノック発生時期予測法では、筒内未燃ガスの温度・組成を均一と仮定し、残留ガス中の活性化学種の存在を無視している。よって、残留ガス量の違いによってノック発生時期の予測値と実測値が異なれば、残留ガスの偏在や残留ガス中の活性化学種の存在がノック発生に影響していることになる。一方、予測値と実測値の差に違いがなければ、残留ガスは平均的な温度及び組成への影響を通じてのみノック発生時期に影響していると判断できる。

同様に、吸気流れの差は、壁面による吸入ガスの冷却・加熱効果及び乱れ強度の違いや、温度や組成の空間的不均一性への影響を考慮することができる。ノック発生時期予測法では、筒内未燃ガスの温度・組成を均一と仮定していることから、吸気流れの違いによってノック発生時期の予測値と実測値の差が異なれば、温度や組成の空間的不均一性の違いがノック発生時期に影響していることになる。一方、予測値と実測値の差に違いがなければ、吸気流れは壁面の冷却・加熱効果による筒内平均温度の変化と乱れ強度の差による燃焼期間の変化を通じてのみノック発生時期に影響していると判断できる。

さらに、本章では、ガソリンを燃料とした場合のノック発生時期予測について述べる。実際のエンジンにおいては、種々の炭化水素の混合物であるガソリンを燃料として用いるために、isooctaneとn-heptaneの混合である標準燃料とはノック特性が異なる可能性がある。そこで、ガソリンと標準燃料の自着火特性の違いをノック発生時期予測から明らかにし、また、標準燃料の自着火反応モデルをベースに、ガソリンのノック発生時期を予測できるモデルへの拡張を試みた。

### 3.1 ノック発生時期予測法<sup>5)</sup>

計算モデルは、前報で述べたモデルと同様であり、式(3)を温度について時間積分することで未燃ガスの自着火を求める。

$$\left(\frac{\gamma}{\gamma-1}\right) \frac{1}{T} \frac{dT}{dt} = \frac{1}{P} \frac{dP}{dt} + \frac{1}{RT} \frac{dq}{dt} \quad (3)$$

$\gamma$ : 未燃ガスの比熱比

$T$ : 未燃ガス温度

$P$ : 筒内圧力

$q$ : 自着火反応に伴う発熱

$R$ : ガス定数

なお、4気筒エンジンにはCARSによる筒内未燃ガス温度測定法<sup>6)</sup>を適用できないため、気体の状態方程式から計算開始クランク角における未燃ガス温度を推定した。Brussovanskyら<sup>7)</sup>は、筒内ガスと壁面との熱移動について詳細な解析を行い、60deg.BTDC (Before Top Dead Center: 上死点前)において、熱移動がほぼ0になることを示した。これより本研究では、60deg.BTDCにおいて気体の状態方程式による温度推定を行い、これを計算開始温度とした。なお、筒内ガス温度推定に状態方程式を用いるためには、筒内ガス量(空気+燃料+残留ガス)を知る必要があり、次節で述べる残留ガス割合の測定が必要となった。

### 3.2 エンジン実験

供試エンジンの諸元をTable 3に、運転条件をTable 4に示す。燃料は標準燃料としてPRF RON 100 (Primary Reference Fuel Research Octane Number 100 = isooctane 100%)及びPRF RON91 (isooctane 91% + n-heptane 9%)の2種類を、またガソリンとしてRON91のレギュラーガソリンを用いた。

Table 3 Toyota engine specifications.

Type	4-cylinder, SOHC 2valve
Chamber	Dual hemispherical type
Fuel delivery	Port injection
Bore	92.0mm
Stroke	89.0mm
Compression ratio	9.3

Table 4 Operating conditions.

Speed	1200, 2200, 3200rpm
Fuels	PRF RON100 (isooctane) PRF RON91 (isooctane 91% + n-heptane 9%) Regular Gasoline RON91 (standard Japanese unleaded gasoline)
Equivalence ratio	1.0
Throttle lever	Wide open throttle

ノックに対する吸気流れの影響を解析するために、吸気ポートを改造したストレートポート付ヘッドとヘリカルポート付ヘッドを製作し、これらに対して種々の運転条件下でサイクルごとのノック発生時期と筒内圧力を測定した。

残留ガス割合は、圧縮行程中にサンプリングされた筒内ガス中のCO<sub>2</sub>濃度である  $[CO_2]_{cylinder}$  と、排気ガス中のCO<sub>2</sub>濃度である  $[CO_2]_{exhaust}$  との比によって式(4)より求めた。

$$\text{Residual gas fraction} = \frac{K_{IN} \cdot [CO_2]_{cylinder}}{K_{EX} \cdot [CO_2]_{exhaust}} \quad (4)$$

$[CO_2]$ : CO<sub>2</sub>濃度

$K_{IN}, K_{EX}$ : 筒内及び排気ガスの水蒸気濃度補正係数

また、計測された残留ガス割合をFig. 5に示す。残留ガス割合は、回転数に大きく影響を受けるが、燃料組成の違いには影響されないことがわかる。そこで、次節に示すノック発生時期の予測では、全ての燃料に対して、各回転数におけるPRF RON100の平均残留ガス割合を用いた。

### 3.3 標準燃料の自着火反応モデル

PRF RON100に対する予測は、2章で述べた最適化されたモデルを用いた。PRF RON91に対しては、Huら<sup>8)</sup>に従い、異性化反応 (Table 1の反応式3) のforward活性化エネルギー $E_3^+$ を変更したモデルを用いた。PRF RON91に対する最適な $E_3^+$ は21.3kcalであった (Table 2)。

### 3.4 ノック発生時期予測結果

Fig. 6, 7に、サイクルごとの実測ノック発生時

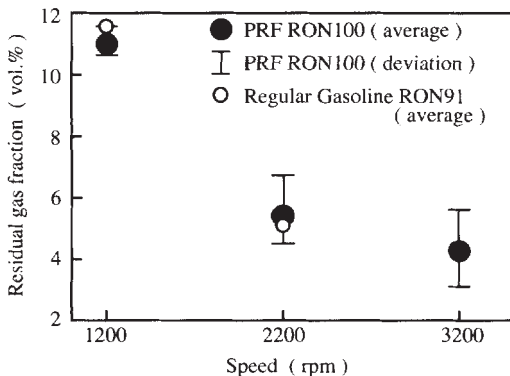


Fig. 5 Measurement results of residual gas fraction.

期と予測ノック発生時期の比較を示す。図中の対角線は予測と実測が一致する位置を示し、 $\square$ はストレートポートの結果を、 $\circ$ はヘリカルポートの結果を示す。

Fig. 6に示すPRF RON100の結果より、単筒エンジンの結果を基に最適化した自着火反応モデルを用いて、4気筒エンジンのノック発生時期を予測できることがわかる。

予測と実測の差は、1200rpmでは $\pm 2$ deg.CA以内であるが、回転数の上昇に伴ってこの差は増大する。これは、クランク角1deg.あたりの時間の違いが原因である (3000rpmにおけるクランク角1deg.あたりの時間は、1000rpmにおけるその1/3である)。また、2200rpm及び3200rpmでは、ストレートポート( $\square$ )のバラツキがヘリカルポート( $\circ$ )のバラツキより大きい。この傾向は、以下に説明するように、計算開始クランク角における筒内圧力のサイクルごとのバラツキが違ふことに起因している。既に説明したように、4気筒エンジンのノック発生時期予測では、計算開始クランク角の筒内ガス温度を状態方程式により推定している。サイクルごとのノック発生時期予測では、筒内圧力データは各サイクルのデータを用いるが、筒内ガス量 (空気 + 燃料 + 残留ガス) は数100サイクルの平均値を使用する。そのため、本手法の計算開始クランク角における筒内ガス温度の推定値は、筒内圧力のバラツキに比例する。しかし、実際のエンジンでは筒内ガス量及び壁面による冷却・加熱効果のサイクルごとのバラツキが筒内圧力のバラツキに影響するため、圧力のバラツキと温度のバラツキは比例しない。このことが、ストレートポートの予測結果のバラツキを大きくした原因である。Fig. 8は、60deg.BTDCにおける筒内圧力の標準偏差と、ノック発生時期の予測誤差の標準偏差の関係を示す。これより、60deg.BTDCにおける筒内圧力のバラツキが予測誤差のバラツキに大きく影響することは明らかであり、特に2200rpm及び3200rpmにおいては、ストレートポートのバラツキが大きくなっている。

以上の点を考慮した上で、Fig. 6の結果に着目すると回転数、残留ガス割合、吸気ポート形状に関わらず、予測ノック発生時期は実測ノック発生

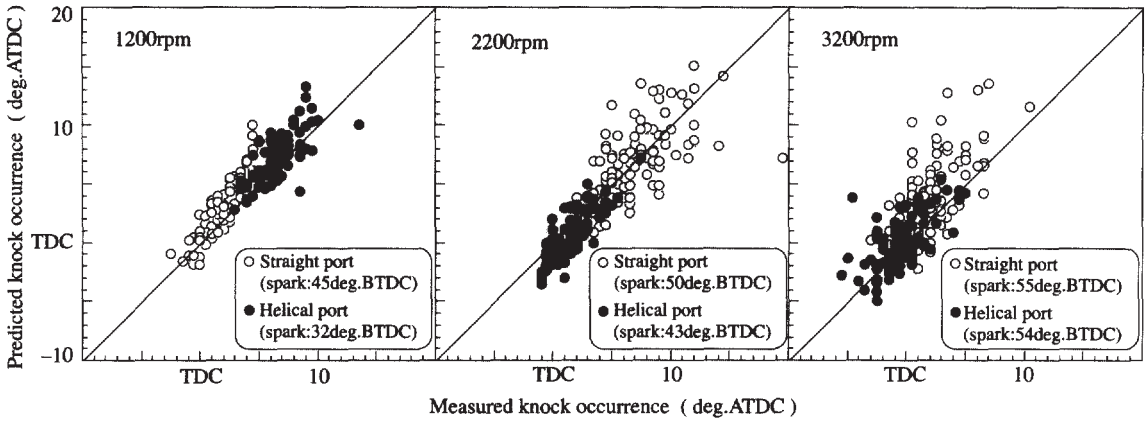


Fig. 6 Measured versus predicted knock occurrence for various engine speeds ( Fuel : PRF RON100 ).

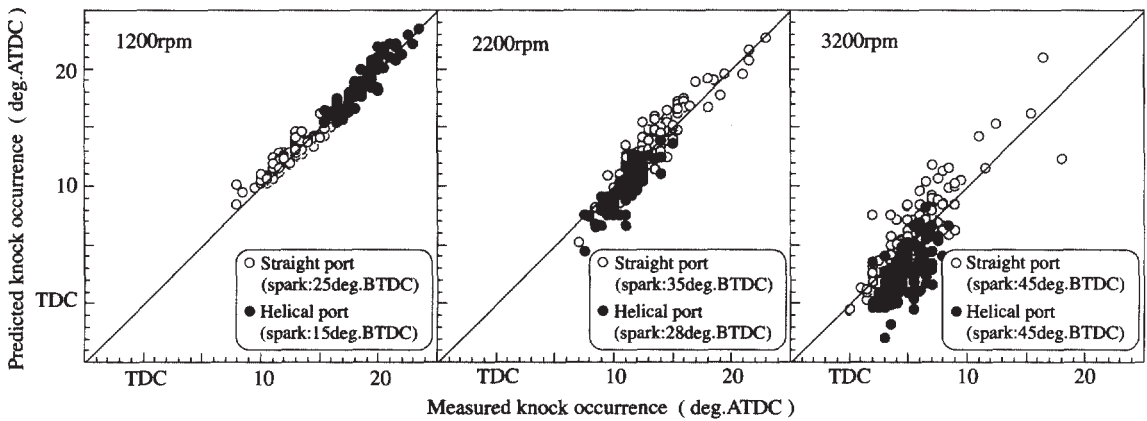


Fig. 7 Measured versus predicted knock occurrence for various engine speeds ( Fuel : PRF RON91 ).

時期と良く一致すると言える。

Fig. 7に示すPRF RON91の結果においても、回転数、残留ガス割合、吸気ポート形状に関わらず、予測と実測は良い一致を示す。

これらの結果は、以下の重要な事柄を示唆する。

(1)ストレートポートとヘリカルポートでは、点火時期やノック発生時期は異なるが、どちらの場合にも、未燃ガスの温度及び組成の不均一性を無視した手法でノック発生時期を予測することが可能である。つまり、吸気流れの違いによるノック発生時期の変化は、乱れ強度の違いによる燃焼期間の変化及び壁面による冷却・加熱効果の違いによる筒内ガス温度の変化によって引き起こされている。また、実際のエンジンにおいて未燃ガスの温度及び組成の不

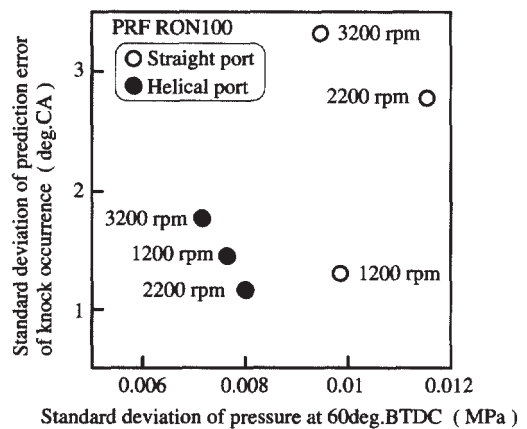


Fig. 8 Relationship between the pressure at 60deg.BTDC and prediction error of knock occurrence for different intake port designs.

均一性が存在し、これらが吸気ポート形状の違いによって異なるとしても、ノック発生時期に対して、ほとんど影響しないと言える。

(2)未燃ガスの温度及び組成の不均一性がノック発生時期にほとんど影響しないことから、ノック発生時期は、主に、筒内の温度・圧力履歴と平均的組成によって影響されていることになる。これは、ノック発生に影響する物理的要因は、筒内の温度・圧力履歴に集約されていることを示唆する。よって、回転数の違いによる筒内の乱れ強度や壁面による冷却・加熱効果等の差も、筒内の温度・圧力履歴を通じてノック発生時期に影響すると言える。

(3)Fig. 5に示すように、残留ガス割合は回転数によって異なるが、回転数に関わらずノック発生は予測可能である。ノック発生時期予測法が残留ガス中の活性化化学種を無視していることから、残留ガス中の活性化化学種はノック発生にほとんど影響しないと考えられる。また、ノック発生時期予測法において、未燃ガス中の温度や組成の空間的不均一性が無視されていることから、仮に残留ガスの偏在があったとしてもノック発生時期にはほとんど影響しないと考えられる。つまり、残留ガス割合の違いが引き起こすノック発生時期の違いは、筒内の温度・圧力履歴及び筒内ガスの平均的組成を通じてノック発生時期に影響すると言える。

### 3.4 ガソリンへの拡張

Fig. 9は、レギュラーガソリンRON91の実験結果に対して、前節で示したPRF RON91のための自

着火反応モデルを適用した結果を示す。1200, 2200rpmでは予測ノック発生時期は実測と良好一致を示す。しかし、3200rpmでは予測ノック発生時期が実測より遅くなる。これは、高回転域において、PRF RON91よりレギュラーガソリン RON91はノックを発生しやすいことを示している。この傾向は、本実験で用いたガソリンのMON ( Motor Octane Number : モータ法によるオクタン価 ) が84と低く ( PRF RON91のMONは91 ) , またMONはRONに比べて高回転域でのノック特性の評価に適していることから定性的に説明できる。つまり、RONが等しい燃料であっても、自着火特性は完全に等しいわけではなく、ノック発生時期を予測するためには、使用する燃料の自着火特性を正確に表現できる反応モデルが必要となる。

ガソリンに対するノック発生時期の予測は、量産エンジンの特性を解析する上で重要であることから、本研究では、自着火反応モデルの反応速度定数を最適化することで、レギュラーガソリンRON91に適用できる自着火反応モデルを構築した。最適化は、飽和炭化水素混合気の自着火過程でみられる二段着火の影響を小さくすることを中心とし、複数の反応速度定数の変更により実施された。Fig. 10に示すように、レギュラーガソリンRON91に最適化されたモデルは、各回転数におけるノック発生時期を良好に再現できる。レギュラーガソリンRON91に最適化された反応速度定数をTable 5に示す。

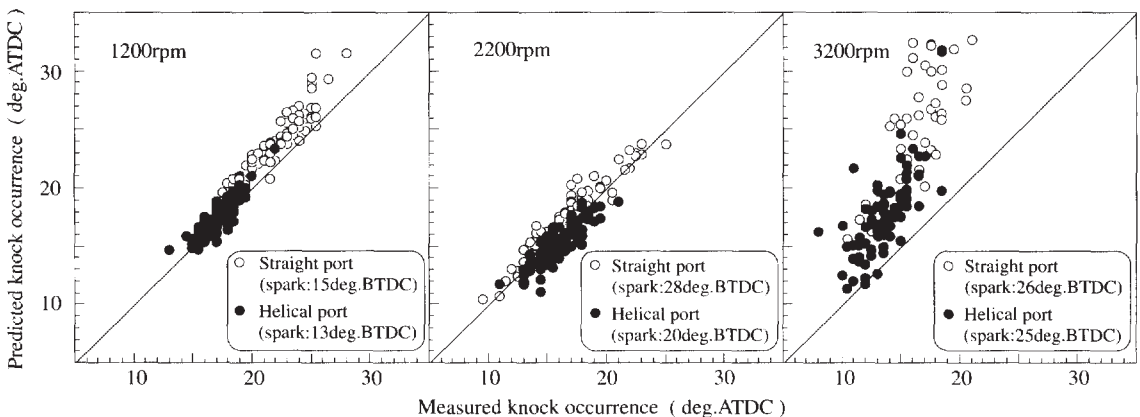


Fig. 9 Measured versus predicted knock occurrence for various engine speeds  
( Fuel : Regular Gasoline RON91, predicted by using the reduced model of PRF RON91 ).



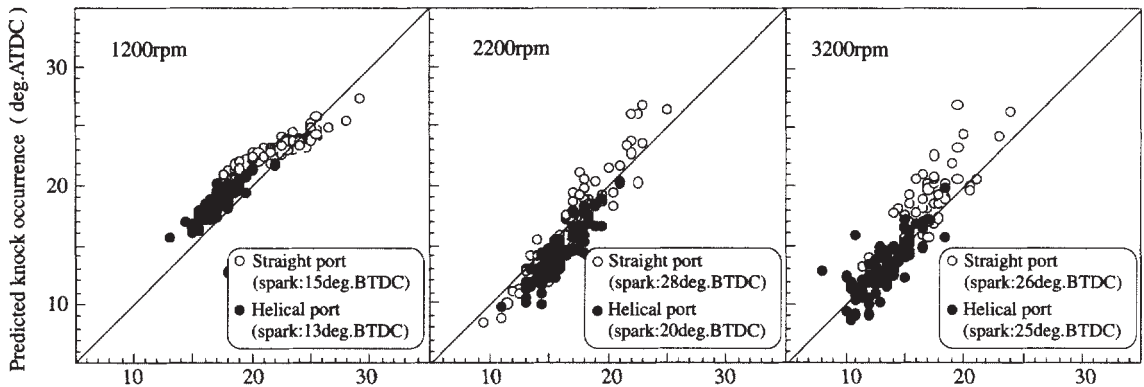


Fig. 10 Measured versus calculated knock occurrence for various engine speeds ( Fuel : Regular Gasoline RON91, calculated by using the reduced model optimized for Regular Gasoline RON91 ).

#### 4. ノック限界トルク予測への応用

3章で明らかのように、ノック発生時期が筒内の温度・圧力履歴と混合気の自着火特性によりほぼ決定される。このことは、種々の燃焼期間や点火前の筒内ガス温度に対する筒内の温度・圧力履歴を推定することで、これらがノック発生時期に及ぼす影響を予測できることを示唆する。そこで、PRF RON91のストレートポートの温度・圧力履歴を基に、燃焼期間や60deg.BTDCの筒内ガス温度が異なる場合を仮定した仮想圧力履歴を構成し、これらがノック限界トルクに及ぼす影響を解析した。

##### 4.1 予測手法

本計算は、1)仮想圧力履歴の構成、2)ノック発生時期予測、3)ノック限界トルクの計算、により構成される。

Fig. 11に仮想圧力履歴の構成方法を示す。本手法により、基準とする圧力履歴から得られた熱発生パターンを基に、燃焼期間や発熱時期（点火進角に相当する）を変更した仮定の筒内圧力履歴を構成できる。また、本解析では、60deg.BTDCの筒内ガス温度の違いは筒内ガス量に反映され、60deg.BTDCの圧力には影響しないと仮定した。そのため、筒内ガス量の変更に比例して総発熱量を変化させる必要があり、これらに対する圧力履歴を構成するためにも仮想圧力履歴の構成方法が用いられる。

ノック発生時期は、3章で述べたノック発生時

Table 5 Optimized reduced chemical kinetic model for Regular Gasoline RON91.

Arrhenius parameters of rate constants  $k^{\pm} = A^{\pm} \exp(-E^{\pm}/RT)$  are for Regular Gasoline oxidation. ( Units : cc, mole, sec, kcal )

Reaction	Log A <sup>+</sup>	E <sup>+</sup>	Log A <sup>-</sup>	E <sup>-</sup>
1	13.5	46.0	12.0	0.0
2	12.0	0.0	12.9	27.4
3	12.5	21.2	11.0	11.0
4	16.45	19.7	12.91	27.4
5	11.3	17.0		
6	10.6	0.0		
7	5.4	5.0		
8	13.53	7.0	11.5	19.5
9	12.3	0.0		
10	17.3	46.0		
11	14.0	15.0		
12	12.0	0.0		
13	14.4	31.0		
14	11.45	8.6		
15	11.7	8.6		
16	10.95	10.0		
17	12.8	17.1	12.2	7.41
18	11.2	16.0	10.1	8.0
19	12.0	0.0	18.3	78.0

期予測法により予測した。

ノック限界トルクの計算には、計算上のノック限界及びトルクの算出方法を定義する必要がある。

る。本研究では、質量燃焼割合が90%の条件でノックが予測された場合をノック限界と定義した<sup>3)</sup>。一方、トルクの算出は、熱発生パターンが変化しても点火前及び排気バルブが開いた後の状態が変わらないと仮定し、点火時期から排気バルブが開く10deg.CA前までの値を用いて求めた。これより、燃焼期間や発熱時期等の変化に伴うノック限界トルクの変化について相対的な評価が可能である。

上記の解析手法に加えて、熱発生パターンの比較及び変更を行うための指標が必要となるため、Fig. 12に示す2つの指標を定義した。燃焼期間の短縮率は、基準とする熱発生パターンと着目する熱発生パターンの燃焼期間の比によって定義される。50%発熱時期の移動量は、発熱量が50%の時期について基準とする熱発生パターンと着目する熱発生パターンの差によって定義される。この定義は、種々の燃焼期間や60deg.BTDCの筒内ガス温度に対するノック限界を求めるためにも用いら

れ、これは点火進角を変化させてノック限界を求める操作に相当する。

以上の計算手法及び指標を用いて、PRF RON91のストレートポートの熱発生パターンを基に構成した種々の燃焼期間及び60deg.BTDCの筒内ガス温度に対して、50%発熱時期の移動量を変化させることでノック限界の熱発生パターンを求め、その条件におけるトルクを予測した。

なお、本計算手法中では、設定した50%発熱時期が、最大トルクの得られる50%発熱時期（MBT（Minimum spark advance for Best Torque）に相当する）より点火時期に近づくことがないように制御しているが、本論文中の計算では、その制御の必要はなかった。

#### 4.2 燃焼期間と点火前の筒内ガス温度がノック限界トルクに及ぼす影響

解析は、PRF RON91を燃料としたストレートポートの実測平均熱発生パターンを基準として行っ

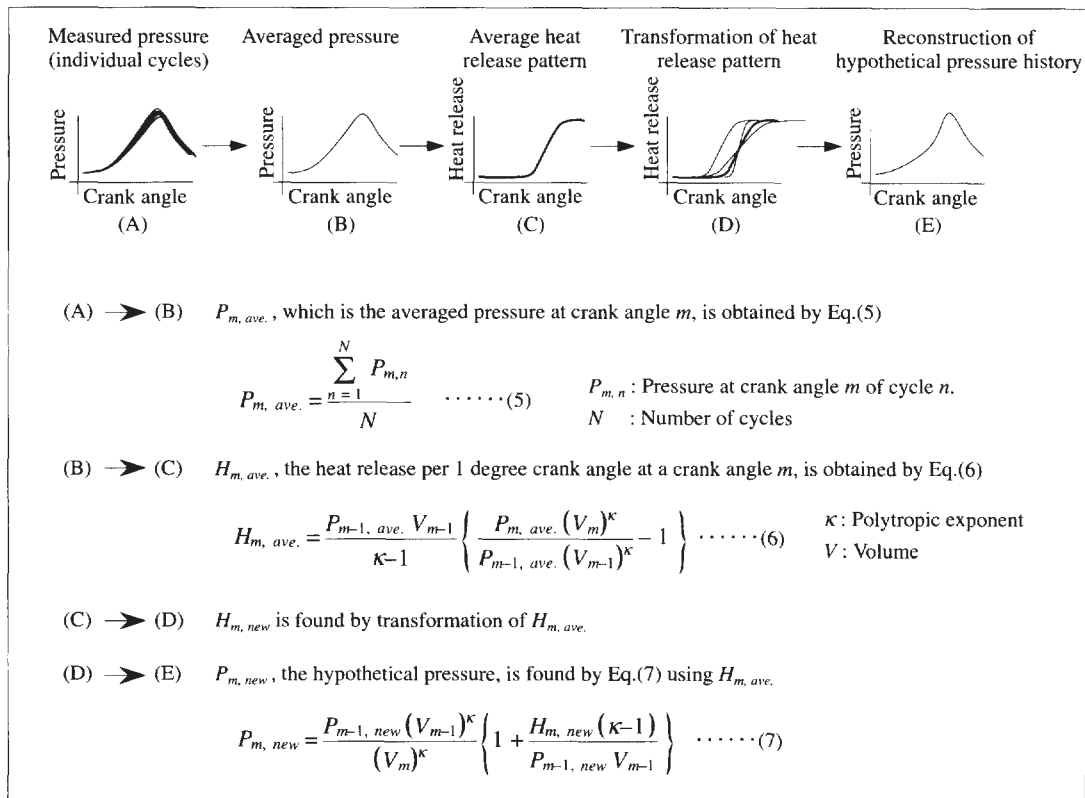


Fig. 11 Method of constructing the hypothetical pressure history.

た。燃焼期間の短縮率は60% ~ 120%の間で、60deg.BTDCの筒内ガス温度は-5% ~ +5%の間で変化させ、これらの条件に対して求めたノック限界トルクをFig. 13に示す。図中の曲線は、等トルク線を示し、は基準としたストレートポート

の条件を示す。横軸の燃焼期間の短縮率において、100%より小さい値は基準としたストレートポートに比べて燃焼期間が短いことを示し、100%より大きい値は燃焼期間が長いことを示す。また、縦軸の60deg.BTDCの筒内ガス温度は、基準とした条件との差を100分率で示したもので、負の値は基準としたストレートポートに比べて低いことを、正の値は高いことを示す。

1200rpmにおける等トルク線は、単調な右上がりの線となり、燃焼期間の短縮及び60deg.BTDCの筒内ガス温度の低減がノック限界トルクの向上に効果的であることを示す。基準としたストレートポートの条件に対して、燃焼期間を25%短縮した場合、ノック限界トルクは約6Nm向上すると予測される。しかし、この効果は、60deg.BTDCの筒内ガス温度が3%上昇することで打ち消される。基準としたストレートポートの60deg.BTDCにおける筒内ガス温度が約490Kであることから、3%の温度上昇は約15Kにすぎない。

一方、2200rpmにおける等トルク線より、基準としたストレートポートの条件に対して、燃焼期間を25%短縮した場合、ノック限界トルクは約9Nm向上すると予測される。しかし、この効果は、60deg.BTDCの筒内ガス温度が3%上昇することで打ち消される。基準としたストレートポートの60deg.BTDCにおける筒内ガス温度が約545Kであることから、3%の温度上昇は約16Kにすぎない。

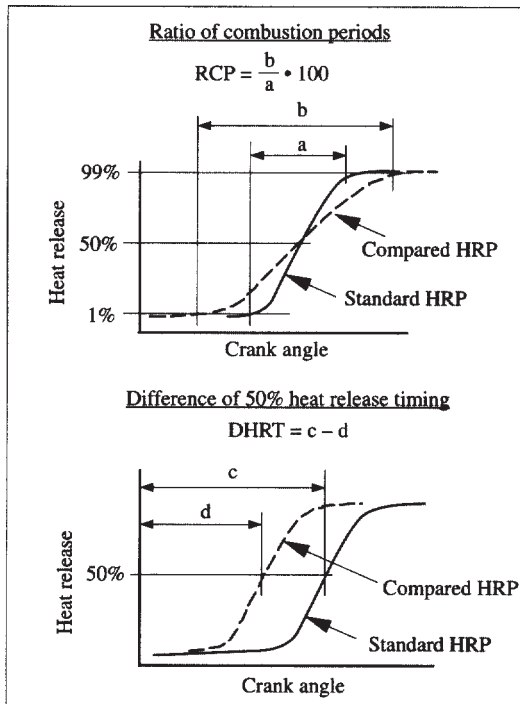


Fig. 12 Indexes for comparing heat release patterns (HRP) and for transforming HRP.

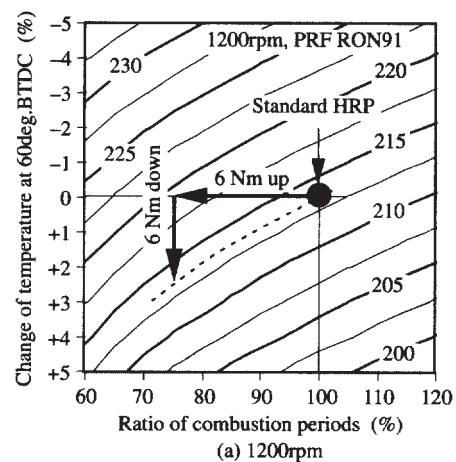
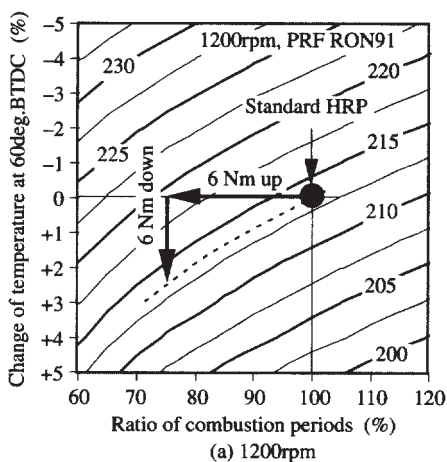


Fig. 13 Torque at trace knock limit for various ratio of combustion periods and change in temperature at 60deg.BTDC. Unit of torque is Nm. HRP means heat release pattern.

これらの結果は、実際のエンジンにおいて、燃焼期間を短縮したにも関わらずノック限界トルクが向上しない場合には、点火前の筒内ガス温度が上昇している可能性を示唆するものである。

また、2200rpmにおける等トルク線の形状は、二段着火現象の影響によりS字形となる。このため、燃焼期間の短縮や筒内ガス温度の低減がノック限界トルクに及ぼす影響は、これらを変化させる前の燃焼期間や筒内ガス温度によって異なる。例えば、何らかのエンジン諸元の変更が、燃焼期間を25%短縮し、60deg.BTDCの筒内ガス温度を2%上昇させた場合を仮定する。諸元の変更前の状態が図中のA点にある場合、これらの変更は約8Nmのノック限界トルクの向上をもたらすが、変更前の状態が図中のB点にある場合にはノック限界トルクが約1Nm低下することになる。

このように、燃焼期間や点火前の筒内ガス温度がノック限界トルクの変化に与える影響は、混合気の自着火特性、回転数、ベースエンジンの諸元等によって異なり、単純に整理することは難しい。言い換えれば、本研究で示したような手法を用いなければ、これら进行评估・検討することはできないと言える。本手法は、ガソリンに対する自着火反応モデルを用いることでガソリン混合気のノック限界トルクの解析に適用することが可能であり、ノック限界トルク向上の検討や設計諸元の変更によるノック特性変化の原因解明に有効な手法と考えられる。

## 5. まとめ

感度解析法を用いて自着火時の温度上昇を改善した自着火反応モデルを、4気筒エンジンのノック解析に適用し、以下の結果を得た。

(1)ノック発生時期に対して、筒内の温度・圧力履歴及び筒内ガスの平均的組成が強く影響し、残留ガスの化学的活性や吸気流れの違いが引き起こす未燃ガスの不均一性の差はほとんど影響しないことが明らかとなった。

(2)自着火反応モデルをノック限界トルク予測に適用し、燃焼期間及び点火前の筒内ガス温度がノック限界トルクに及ぼす効果を定量的に明らかにした。

## 参考文献

- 1) 秋濱, 中野, 久保 : 豊田中央研究所R&Dレビュー, 31-2(1996),
- 2) Cowart, J. S., et al. : Twenty-third Symp. (Int.) on Combustion (1990), 1055
- 3) Nakano, M., et al. : SAE Tech. Pap. Ser., No.952408, (1995), 16p
- 4) Westbrook, C. K. and Pitz, W. J. : Lawrence Livermore National Laboratory report, UCRL-JC-112696, (1993)
- 5) 仲原, 中野, ほか3名 : 第12回内燃機関合同シンポジウム講演論文集, (1995), 467
- 6) 秋濱, 浅井, ほか4名 : 第10回内燃機関合同シンポジウム講演論文集 (1992), 283
- 7) Brussovansky, S., et al. : SAE Tech. Pap. Ser., No.922324, (1992), 13p
- 8) Hu, H. and Keck, J. C. : SAE Tech. Pap. Ser., No.872110, (1987), 13p

## 著者紹介



中野道王 Michio Nakano

生年 : 1963年。

所属 : 反応制御研究室。

分野 : 化学反応モデルを用いた燃焼および大気反応シミュレーション。

学会等 : 日本機械学会会員。



仲原彰治 Shoji Nakahara

生年 : 1963年。

所属 : 動力システム研究室。

分野 : エンジンの燃焼解析。

学会等 : 日本機械学会, 自動車技術会会員, 工学博士。



秋濱一弘 Kazuhiro Akihama

生年 : 1959年。

所属 : 反応制御研究室。

分野 : CARS, LIF等のレーザ分光法を用いた反応解析。

学会等 : 日本機械学会, 日本分光学会会員, 工学博士。



久保修一 Shuichi Kubo

生年 : 1963年。

所属 : 反応制御研究室。

分野 : 炭化水素の燃焼化学および赤外線分光法による反応解析。

学会等 : 日本分光学会, 自動車技術会会員。