化学素反応モデルを適用した0次元エンジンサイクル シミュレーションによるノッキング予測*

野田 徹^{*1}, 久保 賢明^{*1}
木村 修二^{*1}, 伊東 輝行^{*1}

Knocking Prediction by Using Zero-Dimensional Engine Cycle Simulation with Chemical Kinetic Model

Toru NODA^{*2}, Masaaki KUBO,
Shuji KIMURA and Teruyuki ITOH

^{*2} Nissan Research Center, Nissan Motor Co., Ltd.,
1 Natsushima-cho, Yokosuka-shi, Kanagawa, 237-8523 Japan

A zero-dimensional engine cycle simulation has been developed by implementing chemical kinetics as the auto-ignition model into the two-zone combustion chamber model. A mixed chemical reaction mechanism of the primary reference fuels is used. Experimental data have been carefully investigated to obtain correlation between calculated auto-ignition of the end-gas and actual knock intensity. The result shows that a combination of time of auto-ignition occurrence and heat release by auto-ignition can explain knock intensity. This correlation has been applied to the simulation so that it can predict knock occurrence including knock intensity. A number of calculations have been done under various engine parameters including compression ratio, intake temperature, octane rating and equivalence ratio. The results show that fair levels of agreements are obtained between calculated trace knock spark advance sensitivity and experimental trends.

Key Words: Gasoline Engine, Combustion, Ignition, Chemical Reaction, Knock, Auto-Ignition, Simulation, Chemical Kinetics

1. 結 言

火花点火式内燃機関における圧縮比向上の最大の障壁はノッキングの発生であり、この現象を数値計算により予測・解析する試み^①が数多くなされてきている。ノッキング現象を数値計算により予測する手法のひとつとして、燃焼室内を火炎面を境に既燃部と未燃部に分割し、未燃部に何らかの自着火モデルを適用する0次元シミュレーションがある。この種のノッキング予測には自着火モデルとして、Livengood-Wu積分^②やShellモデル^③に代表される反応モデルが適用されることが多い。これらのモデルについては、実験値との相関に基づいて係数を最適化することにより、自着火の発生時期等が実用的な精度で予測可能なことが報告されている^④。

しかしながら、近年の内燃機関においては、可変動弁機構やEGR機構等の一般化に伴い、ノッキング現象のダイナミックレンジも拡大しつつある。すなわち、有効圧縮比や還流ガス率の変化に起因するエンドガスの温度・圧力履歴や組成の変化の幅が大きくなっ

ており、より高精度な自着火モデルが求められる要因となっている。本研究では、燃焼反応をより実際の現象に近い形で表現した化学素反応モデルを、前述の0次元エンジンサイクルシミュレーションに適用することで、自着火の予測精度向上を試みた。

また、一般にノッキングはエンドガスの自着火に伴う燃焼室内の圧力振動であると言われるが、0次元のエンジンモデル上でこの圧力振動を直接予測することは難しい。そこで、ノッキング強度の予測には、自着火とノッキング強度とを相関付ける何らかの指標が必要となる。本研究では、様々な条件下でのノッキング実験の分析から、エンドガス自着火とノッキング強度との相関を取得し、前述の自着火モデルによる予測に適用することで、高精度なノッキング予測シミュレーションの開発を試みた。

2. 計算モデル

本モデルは、主として吸気弁閉～排気弁開の間の筒内現象を扱う0次元エンジンサイクルシミュレーションであり、吸排気行程については簡易的に扱うことでサイクル全体の熱効率等を予測する。また、燃焼室内を火炎面を境として未燃部と既燃部に分割した、いわゆる2領域モデル^⑤を基本としている(図1)。燃焼

* 原稿受付 2003年7月22日。

^{*1} 正員、日産自動車(株)総合研究所(〒237-8523 横須賀市夏島町1)。

E-mail: toru-noda@mail.nissan.co.jp

室は、フラットヘッド、フラットピストンの円筒形を想定し、点火プラグ位置から球面状に火炎が伝播すると仮定する。火炎の進行に伴って、質量とエンタルピが未燃部から既燃部へと移動し、既燃部の発熱・膨張およびピストンの移動によって未燃部が圧縮される。未燃部には、化学素反応に基づく着火モデルを組み込み、火炎の進行が完了する前に自着火が発生すれば計算上のノッキングと判定する。

Fig. 1 Schematic concept of the two-zone model

2・1 基礎方程式 既燃部・未燃部それぞれのエネルギー保存式は、単位時間当たりに未燃部から既燃部へ移動する質量割合を dx_b として、以下の様にそれぞれ記述される。

$$md(x_b u_b) + p dV_b - m dx_b h_u - dQ_{b,wall} = 0 \quad (1)$$

$$md((1-x_b)u_u) + p dV_u + m dx_b h_b - dQ_{u,wall} = 0 \quad (2)$$

ここで、 m ：燃焼室内ガスの質量、 u ：比内部エネルギー、 p ：圧力、 V ：体積、 h ：比エンタルピであり、添え字 b, u はそれぞれ既燃部、未燃部を表す。第3項は火炎面を通じて未燃部から既燃部へと移動するエンタルピを示し、第4項は燃焼室壁面からの熱伝達を示す。

本モデルは2領域モデルであるので、既燃部・未燃部の体積には、以下の関係がある。

$$dV_b + dV_u = dV \quad (3)$$

燃焼室全体の容積 V は、クランク角度 θ の関数として与えられる。

また、 R ：ガス定数、 T ：温度として、既燃部・未燃部それぞれに、以下の状態方程式が成り立つ。

$$\frac{dp}{p} + \frac{dV_b}{V_b} = \frac{dx_b}{x_b} + \frac{dR_b}{R_b} + \frac{dT_b}{T_b} \quad (4)$$

$$\frac{dp}{p} + \frac{dV_u}{V_u} = -\frac{dx_b}{1-x_b} + \frac{dR_u}{R_u} + \frac{dT_u}{T_u} \quad (5)$$

既燃部の質量割合 x_b は、実験的に得られた熱発生パターンを使用する例もあるが、本報では Wiebe 関数⁹にて与えることとした。

$$x_b = 1 - \exp\left[-a\left(\frac{\theta - \theta_0}{\Delta\theta}\right)^{m+1}\right] \quad (6)$$

ここで、 θ_0 ：熱発生開始時期、 $\Delta\theta$ ：熱発生期間である。モデル定数 a 、 m は、熱発生パターンの実験値との比較から、それぞれ $a=9$ 、 $m=4$ とした。

化学種 i の質量分率 y_i を求める式は、 $\dot{\omega}_i$ ：化学種 i の生成速度、 M_i ：化学種 i の分子量、 ρ ：密度として、以下の式にて表される。

$$dy_{i,u} = \frac{M_i}{\rho_u} \dot{\omega}_{i,u} \quad (7)$$

$\dot{\omega}_{i,u}$ の計算には、化学素反応計算用として広く知られている CHEMKIN ライブラリ⁹を用いる。アレニウス型で反応速度を記述した素反応メカニズムを与えることで、 $\dot{\omega}_{i,u}$ は $p, T_u, y_{i,u}$ の関数として表され、ライブラリ中のサブルーチンをコールすることで各化学種の生成速度が得られる。

同様に、反応に伴う比内部エネルギーの変化 du_u は、化学種の生成速度 $\dot{\omega}_{i,u}$ を利用して、以下の式で記述される。

$$du_u = \sum_i \frac{u_{i,u} \dot{\omega}_{i,u} M_i}{\rho_u} \quad (8)$$

また、ガス定数 R_u の変化は、 $\tilde{R}_{um}$ を一般ガス定数として、

$$dR_u = -\frac{\tilde{R}_{um}}{M_u^2} dM_u \quad (9)$$

$$dM_u = \sum_i \frac{M_u \dot{\omega}_{i,u} M_i}{\rho_u} \quad (10)$$

と表すことが出来る。 M_u は平均分子量を示す。

式(7)~(10)は未燃部についてのみ記述したが、添え字を b に変えて、既燃部にも同様に素反応モデルを適用可能である。これにより未燃部の自着火であるノッキング現象だけでなく、既燃部における熱分解の影響や NO の生成などを予測することも可能となるが、本報では取り上げない。

上記の方程式を連立し、CHEMKIN に付属の高精度常微分方程式ソルバー VODE を利用し、クランク角に応じて解いていく。計算ステップはソルバー自身により内部で自動調整されるため計算中に変動するが、概ね 0.01~0.001 deg.CA 程度であり、計算に要する CPU 時間は 2~3 分程である。

2・2 冷却損失モデル 燃焼室壁面への熱伝達

モデルとしては、一般的な **Woschni** のモデル⁽¹⁰⁾を適用した。式(1)(2)における第4項 $-dQ_{wall}$ は、伝熱面積 A 、熱伝達率 h_c および燃焼室壁面の温度 T_{wall} 用いて、

$$-dQ_{wall} = Ah_c(T - T_{wall}) \quad (11)$$

と表される。熱伝達率 h_c は、**Woschni** のモデルによれば、

$$h_c = CB^{m-1} p^m w^m T^{0.75-1.62m} \quad (12)$$

$$w = C_1 \bar{S}_p + C_2 \frac{V_d T_r}{p_r V_r} (p - p_m) \quad (13)$$

と記述される。ここで、 C, m はモデル定数であり、 B : ボア径、 p : 筒内圧力、 T : 筒内ガス平均温度である。式(13)において、 $\bar{S}_p$ は平均ピストン速度を表し、 V_d は排気量、 p_m はモータリング時の筒内圧力を示す。添え字 r はリファレンスとなる点を示し、本報では吸気弁閉時期としている。係数 C_1, C_2 は圧縮～燃焼～膨張というサイクル中のフェーズに応じて変更される係数である。

Woschni のモデルは、燃焼室全体の平均熱伝達を与えるモデルであるので、2領域モデルに適用するためには何らかの方法で熱伝達量を既燃部・未燃部に分担する必要がある。しかしながら文献⁽¹¹⁾によれば、熱発生期間中のエンドガスはほぼ断熱状態にあると見なせるため、式(2)において $-dQ_{u,wall} = 0$ とし、式(1)中の $-dQ_{b,wall}$ が式(11)に示す平均温度から求めた熱伝達量と等しいとした。

2・3 素反応モデル

素反応モデルによる予測は、対象とする燃料の素反応メカニズムの精度に影響される。本報においては、素反応モデルについても本来ガソリンを燃料とすべきであるが、ガソリンは多成分の炭化水素からなる混合燃料であり、一般に利用可能な素反応メカニズムが存在しない。本報ではオクタン価のリファレンス燃料であるイソオクタンとノルマルヘプタンの混合燃料でこれを代表することとした。

これらのリファレンス燃料の素反応メカニズムとしては、**Golovichev** ら⁽¹²⁾による簡略化メカニズムを使用した。これらは、米国 **Lawrence Livermore** 国立研究所で開発された素反応数が数千にもおよぶオリジナルのメカニズムから簡略化されたもので、精度を出る限り維持しつつ素反応数を数分の一に縮小している。これらイソオクタン(化学種数 80、素反応数

398)とノルマルヘプタン(化学種数 57、素反応数 290)の二つのメカニズムについて、主に炭素数が3以下の重複する部分を除いて結合し、化学種数 99、素反応数 462 からなるリファレンス燃料の素反応メカニズムを作成した。計算上のオクタン価の変更は、初期条件として与えるふたつの燃料濃度比をオクタン価の定義に従って与えることで可能である。

作成した混合燃料の素反応メカニズムの精度を検証する目的で、定圧条件下での着火遅れ時間計算を行い、実験値との比較を行った。図2に、オクタン価毎の温度履歴を示す。オクタン価に応じて着火遅れが長くなることや、低温酸化反応による2段階着火の様子が再現されている。着火遅れ時間 $\Delta\tau$ を、ショックチューブによる実験値⁽¹³⁾と比較して図3に示す。ここでは、ガス温度が 1500K に達するまでの時間を着火遅れ時間 $\Delta\tau$ と定義している。上記メカニズムによる計算結果は、着火遅れに対するオクタン価の影響や、負の温度係数域の影響を良く表しており、ノッキング予測のための自着火モデルとして適用可能と判断した。

Fig. 2 Calculated temperature history of auto-ignition of the reference fuels

Fig. 3 Measured⁽¹³⁾ and calculated ignition delay time of the reference fuels

3. 自着火とノッキング強度

実機におけるノッキング現象は、エンドガスの自着火に起因する燃焼室内の圧力振動であると一般に言われるが、0次元モデルである本手法において、圧力振動のレベルを直接予測することは難しい。実機におけるノッキング強度と計算上のエンドガス自着火との相関を得ることを目的として、様々な条件下でノッキング実験を行った。その結果の分析から、自着火発生時期と自着火発熱量の組み合わせに対するノッキング強度の相関を得た。

3・1 実験概要 4弁単気筒エンジンを使用して、異なる圧縮比およびオクタン価におけるノッキング感度評価実験を行った。表1に供試機関の諸元を示す。燃料にはリファレンス燃料であるイソオクタンとノルマルヘプタンをオクタン価に応じて混合して使用すると共に、市販のハイオク、レギュラーガソリンも使用した。実験結果の安定のために、機関の吸気は温度・湿度共に一定に調整されている。燃焼室にはピエゾタイプの筒内圧センサ(キスラー6125A)を取り付け、サイクル毎のノッキング波形が観察出来るように、0.1 deg.CA 間隔でサンプリングを行った。

Table 1 Test engine specifications

Engine Type	4-Stroke, 4-Valve Single Cylinder
Bore	85 mm
Stroke	86 mm
Displacement	488 cm ³
Compression Ratio	10, 11, 12
Engine Speed	1200, 2400 rpm
Engine Load	WOT
Fuel	RON=90, 100

収録した筒内圧力データに対して、2種類の手法によりサイクル毎の解析処理を行った。まず、ノッキング発生時期と自着火による熱発生量を求めるため、ノッキングによる圧力振動をハイカットフィルタにより除去して熱発生率を求め、図4上に示す様に、二つの熱発生ピークをエンドガス自着火によるものとして、その面積から自着火による発熱量を求めた。また、自着火の発生時期については、計算においてはエンドガスが完全に均質であるとして扱われていることを考慮して、図中ハッチング部分の重心位置を自着火発生時期とした。

ノッキング強度の判定は、基本的に実験員の聴感による官能評価であるが³⁰⁾、これを裏付ける目的で、筒内圧波形の周波数分析を行い、ノッキングによる圧力振動に相当する 7kHz 付近の圧力振動レベルを求めた(図4下)。

Fig. 4 Definition of auto-ignited mixture fraction (upper) and CPL around 7kHz (lower)

3・2 自着火発生時期と自着火発熱量

前述の方法により求めたサイクル毎の自着火発生時期と自着火による発熱量の関係を図5に示す。縦軸には、自着火による発熱量を投入燃料量に相当する発熱量に対する割合で示す。図中には、RON=90 および 100 の燃料における、トレースおよびミディアムノック時のデータを各50サイクルずつプロットしてある。

自着火とノッキング強度との関係については、文献⁴⁵⁾に自着火の発生時期と自着火による発熱量に関して記述されており、図5の RON=90 におけるデータは、この文献に記載されているデータと良く一致する。自着火が進角側で発生する程ノッキング強度が強くなり、自着火による発熱量も大きい。

しかしながら、RON=100 の燃料を使用した実験では、ノッキングの発生時期が大きく進角するのは当然であるが、同じノッキング強度に対して自着火による発熱量が RON=90 に比べて遙かに小さい。この時、図6に示す様に、RON=90 と 100 とでノッキングによる筒内の圧力振動レベルが同程度となっていることから、同じノッキング強度に対しても、条件によって自着火による発熱量が大きく異なることが裏付けられる。

Fig. 5 Correlation between time of knock occurrence and auto-ignited mixture fraction (50 cycles)

Fig. 6 Correlation between time of knock occurrence and cylinder pressure level around 7kHz (50 cycles)

図7は、図5に示す50サイクルを平均し、同様に求めた他の圧縮比・オクタン価のデータを加えて、それぞれミディアム、ライト、トレースノックに相当する場合の自着火発生時期と自着火による発熱量についてプロットしたものである。一つの仕様(圧縮比・オクタン価)においては、点火時期を進角することでノッキング強度が強くなるが、この時、自着火発生時期も進角し、自着火による発熱量も大きくなる。これに対し、異なる仕様間で比較した場合、同ノッキング強度における自着火発熱量は、自着火が進角側で発生する場合は小さく、遅角側では大きくなる。言い換えれば、進角側で自着火が発生する場合、発熱量が小さくても比較的強度の強いノッキングを生じている。これらの関係は、各ノッキング強度において、図7に右上がりの曲線として表現出来る。トレースノックに相当する場合の近似曲線を例として示す。

逆に、自着火発生時期と自着火による発熱量の組み合わせが既知であれば、図7の関係を参照することでノッキング強度を同定することが可能である。この関係をシミュレーション上に適用することで、筒内の圧

力振動を直接予測すること無く、ノッキング強度を推定することが可能と考えられる。例えば、計算上のエンドガスの自着火発生時期と自着火による発熱量の関係が、図7に示す近似曲線上にある場合、計算上のトレースノックと定義することが出来る。

トレースノックに相当する点火時期を求める実際の手順は、熱発生タイミングをずらしながら、エンドガスの自着火予測を行えば良い。この結果得られたエンドガスの自着火発生時期と自着火による発熱量の組み合わせを図7にプロットした時に、トレースノックを示す近似曲線と交わる点に相当する点火時期が、計算により予測されるトレースノック点となる。

Fig. 7 Correlation between time of knock occurrence and auto-ignited mixture fraction at different knock intensities

4. 予測精度の検証

2章にて説明した予測手法に、3章で得られた自着火とノッキング強度の関係を適用した場合の予測精度を確認するために、実験値との比較検証を行った。ノッキングは軽微なものであれば機関の実用上の問題は無いため、自着火の発生だけでなく、それをノッキング強度と結び付けた予測が重要である。しかしながら、ノッキングの予測において実用上重要なのは、事実上の設定点火時期限界となるトレースノックに相当する点火時期を得ることであり、さらには、何らかの機関運転パラメータが変化した場合にトレースノック点火時期がどの程度変化するかを知ることが最重要である。ここでは、圧縮比や吸気温度等のパラメータを変化させた場合に、トレースノック点火時期がどの程度変化するかを示すトレースノック点火時期感度について実験値との比較を行った。本手法では、火花放電から熱発生開始までの遅れについてはモデル化しておらず、計算上のWiebe関数の開始時期と、実際の火花放電の時期は必ずしも一致しない。この点からも、点火時期感度による比較は最も合理的であると言える。

Fig. 8 Comparison of calculated and measured trace knock spark advance sensitivity

図8に、(a)圧縮比、(b)吸気温度、(c)オクタン価および(d)当量比について、それぞれの変化に対するトレースノック点火時期感度を実験値と比較して示す。計算の初期条件については、吸気弁閉時期における筒内状態を、大気圧、残留ガス率3%と仮定し、温度については状態方程式より求めた。図中に点線で示されるのが実験値であり、(a)(b)に関しては、多数の実機実験から得られた平均的なトレースノック点火時期感度であり、(c)(d)については、今回新たにリファレンス燃料を使用して測定したものである。いずれのパラメータに対しても、本手法による計算値はトレースノック点火時期の変化を精度良く再現出来ており、0次元エンジンサイクルシミュレーションに自着火モデルとして化学素反応モデルを適用し、実験結果の解析から得られたエンドガスの自着火時期と自着火熱量の組み合わせからノッキング強度を定義する本手法が、ノッキング予測に有効であることを示している。

5. 混合気形成とノッキング

本モデルを応用した計算例として、EGR（内部もしくは外部）がトレースノック点火時期に及ぼす影響、および成層化によるノッキング発生への影響を計算により検討した。

5・1 ノッキングに対するEGRの影響

EGRは、不活性ガスとして着火を抑制する効果と、高温源として着火を促進するという、相反する作用を合わせ持つと言われている。この二面性について、外部EGRと内部EGRをそれぞれ仮定した計算により検討を試みた。具体的には、外部EGRの温度を400K、内部EGRすなわち残留ガスの温度を800Kと仮定し、EGR率に対するトレースノック点火時期の変化を求めた。

Fig. 9 Effect of EGR on trace knock spark advance

計算結果を図9に示す。比較的低温である外部EGRでは、不活性ガスとして着火を抑制する効果と、EGR率の増加に伴って相対的に新気量が減少し負荷が低下する効果により、トレースノック点火時期は進角する。内部EGRの場合は、EGR率が比較的小さい範囲では、混合気の温度が高くなる影響により、ノッキングが発生しやすくなるが、EGR率がある程度以上に大きくなると、新気量が減少する効果と相殺して、トレースノック点火時期は再び進角に転じている。

本検討は、EGRバルブや可変動弁機構の応答遅れを想定し、WOT時において意図的にEGR率を変化させたものであるが、ノッキング予測において残留ガスの影響が無視できない程度に存在することを示している。ノッキング予測においては、計算の初期条件となる燃焼室の状態を出来るだけ正確に与えることが重要であると言える。

5・2 ノッキングに対する成層化の影響

直噴成層燃焼機関において、燃料噴霧の気化潜熱による吸気冷却により、充填効率の向上とノッキング抑制効果が得られることが知られている⁽⁶⁾。一方、低負荷における燃料消費低減効果は、混合気の成層化による大幅な希薄燃焼によるが、実験時には成層燃焼であっても稀にノッキングが観測されることがある。

成層化によるノッキングへの影響を検討するために、燃焼室を既燃部・未燃部に分割した2領域モデルを、図10に示す3領域モデルに拡張した。理想的な成層状態を仮定しており、混合気は点火プラグの周囲に半球状に分布し、その周囲は空気層である。火炎は2領域モデルと同じく、点火プラグから球面状に伝播するものと仮定する。未燃混合気と周囲の空気層は、燃焼の進行に伴って断熱圧縮されるが、両者の混合・拡散については考慮しない。

Fig. 10 Schematic concept of the three-zone model for stratified charge combustion

計算は、3領域モデル（成層燃焼：以下SCSI）にて、吸気圧力=大気圧、当量比 $\phi=0.6$ とし、2領域モデル（均質燃焼：以下HCSI）では、当量比 $\phi=1.0$ でSCSIと供給燃料量が等しくなる様に吸気圧力を調整して行った。計算条件を表2に示す。SCSIにおける

成層混合気の大きさは、混合気部分が当量比 $\phi=1$ となるように設定した。純粋に成層化の影響のみを評価するため、点火時期や燃焼期間といった他のパラメータは、すべて同一とした。

Table 2 Initial test conditions

	HCSI	SCSI
Intake Pressure	60.8kPa	101.3kPa
Total Equivalence Ratio	1.0	0.6

計算結果について、筒内圧力およびガス温度の履歴を図11に示す。SCSIにのみ13 deg.ATDC付近で圧力上昇があり、ノッキングが発生している。本モデルではノッキングにおける筒内の圧力振動を扱っておらず、この圧力上昇はエンドガスの着火による筒内平均圧力の上昇を示す。初期圧力が異なるため、SCSIの方がほぼ同負荷においても筒内圧力は高くなるが、筒内の平均温度 T_{mean} は、 $\phi=0.6$ とリーンであるためSCSIの方が低い。しかしながら、未燃混合気は筒内圧力に応じてほぼ断熱圧縮されるため、その温度 T_u については両者はほぼ同等であり、SCSIの方がノッキング発生に至るのは、成層化により化学種密度が大きくなっている影響と考えられる。

Fig. 11 Comparison of cylinder pressure and gas temperature in SCSI/HCSI combustion

実際の直噴成層燃焼においては、混合気は理想的な成層状態にあるとは限らず、EGRが温度場に与える影響等、他にも注意深く検討すべき要因は多い。し

かし、直噴成層機関の高負荷側成層燃焼限界について、ノッキングの発生が新たな限界条件となる可能性があることは本計算からも示唆される。

6. 結 論

本研究では、0次元エンジンサイクルシミュレーションに化学素反応に基づく自着火モデルを組み込み、実験結果の解析から得られたエンドガスの自着火とノッキング強度の相関を適用したノッキング予測シミュレーションを開発した。本研究にて得られた結論を以下に示す。

1. ノッキング強度と自着火の発生時期および自着火による発熱量に強い相関があり、自着火が進角側で発生する場合、自着火による発熱量が比較的小さくても、ノッキング強度が強くなる。
2. シミュレーションによりエンドガスの自着火を予測し、上記自着火とノッキング強度の相関を適用することで、ノッキング強度を含む予測が可能となった。
3. 本手法により、実機における圧縮比・吸気温度・オクタン価および当量比等の各種パラメータがトレースノック点火時期に及ぼす影響を予測可能である。
4. 本手法を適用して EGR および成層化がノッキングに及ぼす影響を解析した結果、EGR は条件によってノッキングを抑制または促進する二面性を有すること、また、成層燃焼時においてもノッキングの発生が運転領域の限界条件と成り得ることが示された。

※2002年10月 第17回内燃機関シンポジウムにて発表

文 献

- (1) K. Saijo, K. Nishiwaki, Y. Yoshihara, "Numerical Analysis of the Interaction between Thermo-Fluid Dynamics and Auto-Ignition Reaction in Spark Ignition Engines", COMODIA 2001 (2001)
- (2) 小島, 勝見, 宮川, 奥村, 植田, "斜めスキッシュ形燃焼室のノック抑制機構", 日本機学会論文集(B編), 65-638, No.99-0106 (1999)
- (3) J.C. Livengood, P.C. Wu, "Correlation of Autoignition Phenomena in Internal Combustion Engines and Rapid Compression Machines", Proceedings of 5th Symposium (International) on Combustion, (1955), pp.347-356
- (4) M.P. Halstead, L.J. Kirsch, C.P. Quinn, "The Autoignition of Hydrocarbon Fuels at High Temperatures and Pressures - Fitting of a Mathematical Model", Combustion and Flame 30 (1977), pp.45-60
- (5) J.S. Cowart, J.C. Keck, J.B. Heywood, C.K. Westbrook, "Engine Knock Predictions Using a Fully-Detailed and a Reduced Chemical Kinetic Mechanism", Proceedings of 23rd Symposium (International) on Combustion, (1990), pp.1055-1062
- (6) 仲原, 中野, 秋浜, 久保, 山崎, 井口, "自着火反応モデルによるノッキング解析", 第12回内燃機関シンポジウム講演論文集, 9537411 (1995)
- (7) J.B. Heywood, "Internal Combustion Engine Fundamentals", (1988), pp.376-383, McGraw-Hill
- (8) J.B. Heywood, "Internal Combustion Engine Fundamentals", (1988), pp.390, McGraw-Hill
- (9) Reaction Design, <http://www.ReactionDesign.com/>
- (10) G. Woschni, "A Universally Applicable Equation for the Instantaneous Heat Transfer Coefficient in the Internal Combustion Engine", SAE paper 670931 (1967)
- (11) 浜本, 富田, 姜, "レーザ干渉法によるノッキング発生時の未燃焼混合気温度の計測", 日本機学会論文集(B編), 60-573 (1994)
- (12) V. Golovichev, <http://www.tfd.chalmers.se/~valeri/MECH.html>
- (13) K. Fieweger, R. Blumenthal, G. Adomeit, "Self Ignition of S.I. Engine Model Fuels: A Shock Tube Investigation at High Pressure", Combustion and Flame 109 (1997), pp.599-619
- (14) Y. Nakajima, M. Onoda, T. Nagai, K. Yoneda, "Consideration for Evaluating Knock Intensity", JSAE Review No.9, (1982), pp.27-35
- (15) 高木, 伊東, 飯島, "火花点火機関のサイクルごとの自己発火による燃焼率特性とノッキング強度について", 日本機学会論文集(B編), 52-480, No.85-1209A (1986)
- (16) 入矢, 野田, 飯山, 藤井, "筒内直噴火花点火機関の排気・動力性能と燃料噴霧特性の影響", 自動車技術会論文集 Vol.29, No.1, 9830514 (1998)