

スターリング機関の機関性能の簡易予測法 (第3報)

—断熱膨張温度, 断熱圧縮温度を考慮した場合—

A Simple Method of Predicting the Stirling Engine Performance (3rd Report)
— Consideration of the Adiabatic Expansion and Compression Temperatures —

吉 識 晴 夫*・高 間 信 行*・上 村 光 宏*

Haruo YOSHIKI, Nobuyuki TAKAMA and Mitsuhiro UEMURA

1. ま え が き

前報¹⁾で膨張室内の温度降下を考慮するために, 断熱膨張温度を導入することを提案した。しかし, その計算による予測性能でも, 実際の機関性能と比べて図示出力, 圧力変動の点で差が大きい。

本報告は, 膨張室内では断熱膨張温度を, 圧縮室内では断熱圧縮温度を考慮することにより, 実際の機関性能をより正確に予測しようとする計算法を記すものである。

2. 計 算 モ デ ル

前前2報^{1),2)}と同じ単動2ピストン型のスターリング機関で考え, 記号, 添字ともまったく同様に用いる。性能計算の際, 機関内圧力は一様, 流体温度はサイクル中各所で一定, 容積変化は正弦変化, 流体は完全ガスとし, 外部への漏れはなく, 完全な再生熱交換を行う等の仮定は前報と同じであるが, 次の仮定をさらに付け加える。すなわち, 加熱器内流体温度 T_2 は高温側の温度 T_H に, 冷却器内流体温度 T_4 は低温側の温度 T_C に保たれ, 膨張室内流体温度 T_1 は T_2 と T_2 から機関圧縮比 ϵ に相当する断熱膨張をしたときの温度 $T_2\epsilon^{1-k}$ との平均温度に, 圧縮室内流体温度 T_5 は T_4 と T_4 から ϵ に相当する断熱圧縮をしたときの温度 $T_4\epsilon^{k-1}$ との平均温度に, 再生器内流体温度 T_3 は T_2 と T_4 の平均温度に保たれるものと仮定する。

3. 計 算 法

以上の仮定より, 膨張室の瞬時容積 V_1 と圧縮室の瞬時容積 V_5 は,

$$V_1 = \frac{1}{2} V_c (1 - \cos \theta) + V_{1D} \quad (1)$$

$$V_5 = \frac{1}{2} V_c \{1 - \cos(\theta - \Delta\theta)\} + V_{5D} \quad (2)$$

と表され, 機関内作動流体の全質量 M は,

$$M = \sum_{i=1}^5 \frac{pV_i}{RT_i} \quad (3)$$

となる。ここに,

$$\left. \begin{aligned} T_1 &= T_2(1 + \epsilon^{1-k})/2 \\ T_2 &= T_H \\ T_3 &= (T_2 + T_4)/2 \\ T_4 &= T_C \\ T_5 &= T_4(1 + \epsilon^{k-1})/2 \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

である。ここで, 次の無次元化を行う。

$$\left. \begin{aligned} \text{温度比} \quad \tau_1 &= T_1/T_H = (1 + \epsilon^{1-k})/2 \\ \tau &= T_C/T_H \\ \tau_5 &= T_5/T_H = \tau(1 + \epsilon^{k-1})/2 \\ \text{行程容積比} \quad \kappa &= V_c/V_E \\ \text{死容積比} \quad X_1 &= V_{1D}/V_E, \quad X_2 = V_2/V_E \\ X_3 &= V_3/V_E, \quad X_4 = V_4/V_E \\ X_5 &= V_{5D}/V_E \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

前報とまったく同様に計算を進めると, 1サイクル当たりの膨張仕事 L_E , 圧縮仕事 L_C , 図示仕事 L_i は,

$$\left. \begin{aligned} L_E^* &= \frac{L_E}{MRT_H} = \frac{2\pi\tau}{D} \left(\frac{A}{\sqrt{A^2 - D^2}} - 1 \right) \sin \phi \\ L_C^* &= \frac{L_C}{MRT_H} = \frac{2\pi\tau\kappa}{D} \left(\frac{A}{\sqrt{A^2 - D^2}} - 1 \right) \sin(\phi - \Delta\theta) \\ L_i^* &= \frac{L_i}{MRT_H} = L_E^* + L_C^* \\ L_i^{**} &= \frac{L_i}{p_{\max} V_\tau} = L_i^* \frac{A - D}{2\tau(1 + \kappa)} \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

となる。ここに,

$$A' = \frac{V_E}{2\tau} \left\{ \frac{\tau}{\tau_1} (1 + 2X_1) + 2\tau X_2 + \frac{4\tau}{1 + \tau} X_3 + 2X_4 \right\}$$

* 東京大学生産技術研究所 第2部

$$\begin{aligned}
 & + \frac{\tau}{\tau_s} (2X_5 + \kappa) \Big\} = \frac{V_E}{2\tau} A \\
 B' &= \frac{V_E}{2\tau} \left\{ \frac{\tau}{\tau_1} + \frac{\tau}{\tau_s} \kappa \cos \Delta\theta \right\} = \frac{V_E}{2\tau} B \\
 C' &= \frac{V_E}{2\tau} \left\{ \frac{\tau}{\tau_s} \kappa \sin \Delta\theta \right\} = \frac{V_E}{2\tau} C \\
 D' &= \sqrt{(B')^2 + (C')^2} = \frac{V_E}{2\tau} D \\
 \phi &= \tan^{-1}(C'/B')
 \end{aligned} \tag{7}$$

である.

また, 図示熱効率 η_i は,

$$\eta_i = L_i / L_E = 1 - \tau_s / \tau_1 \tag{8}$$

となる.

4. 計算結果と考察

$\tau_1 = 1, \tau_s = \tau$ とした第1報²⁾の結果 (Case 1), $\tau_1 = (1 + \epsilon^{1-k})/2, \tau_s = \tau$ とした第2報¹⁾の結果 (Case 2)と本計算の結果 (Case 3)を比較しながら, 各パラメータの影響について述べる. すべての場合について特にことわらない限り, $X_1 = X_5 = 0, k = 1.66$ (ヘリウムに相当)である.

4.1 ピストン位相差の影響

図1にピストン位相差 $\Delta\theta$ が図示仕事 L_i^{**} に及ぼす影響を示す. この例は $\kappa = 1.0, X_2 = 0.3, X_3 = 0.5, X_4 = 0.3, \tau = 0.3$ の場合で, Case 1の結果を点線, Case 2を破線, Case 3を実線で示す. 図より, L_i^{**max} を与える $\Delta\theta$ は Case 1, 2, 3の順に大きくなるのが分かる. これは実際の機関が $\Delta\theta = 90^\circ$ より大きい $\Delta\theta = 110^\circ$ の方で回転し易いことと一致している. また, L_i^{**} は Case 1, 2, 3の順に減少しており, 実機の出力に近い値を示すことが分かった.

4.2 行程容積の影響

図2に行程容積比 κ が L_i^{**} に及ぼす影響を示す. この例は $X_2 = 0.3, X_3 = 0.5, X_4 = 0.3, \Delta\theta = 90^\circ, \tau = 0.3$ の場合で, 前図と同様に Case 1を点線, Case 2を破線, Case 3を実線で示す. 全体の傾向は3つの場合とも同じであるが, L_i^{**} の大きさは Case 1, 2, 3の順に大幅に低下することが分かる. すなわち, 従来の計算法では実際の出力とあまり差のない値を予測することが分かった.

4.3 熱交換器容積の影響

死容積となる熱交換器容積 X が L_i^{**} に及ぼす影響を図3に示す. 本例は $\kappa = 1.0, \Delta\theta = 90^\circ, \tau = 0.3$ の場合で, Case 1を細線, Case 2を太線, Case 3を極太線で示し, 加熱器容積 X_2 の影響 ($X_3 = X_4 = 0.3$)を実線,

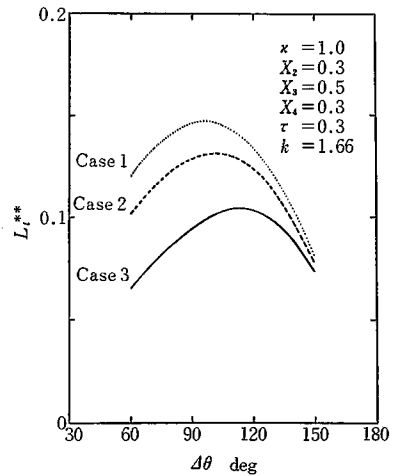


図1 位相差の影響

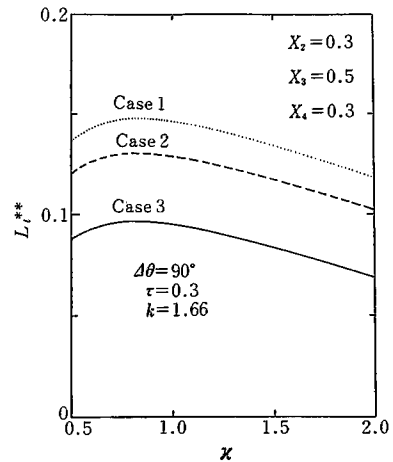


図2 行程容積の影響

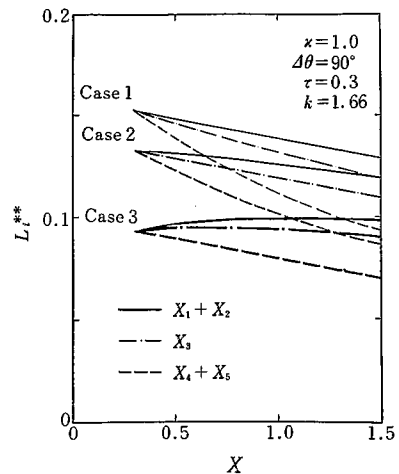


図3 死容積の影響

研究速報
再生器容積 X_3 の影響 ($X_2=X_4=0.3$) を一点鎖線、冷却器容積 X_4 の影響 ($X_2=X_3=0.3$) を破線で示す。図より、Case 1, 2, 3 の順でそれぞれの死容積の影響が小さくたっており、特に X_2 の影響は Case 3 ではあまり大きくないことが分かる。しかし、どの場合にも X_4 の影響が他の2つよりかなり大きいことが言える。

4.4 温度比の影響

温度比 τ が L_i^{**} に及ぼす影響を図4に示す。ここでは $\kappa=1.0$, $X_2=0.3$, $X_3=0.5$, $X_4=0.3$, $\Delta\theta=90^\circ$ の場合を示す。図中、点線は Case 1, 破線は Case 2, 実線は Case 3 の場合で、図より各場合とも τ が大きくなると L_i^{**} は減少し、その減少割合は Case 1, 2, 3 の順に増大することが分かる。このため、実際の機関ではできるだけ τ を小さくすることが望まれる。

4.5 膨張室、圧縮室温度が圧力変動に及ぼす影響

前報では圧力変動を p-V 線図の形で示したが、ここでは位相角 θ との関係を図5に示す。 θ は膨張ピストンが T.D.C. のときを 0° とした。また、 p^* は $p^*=p/p_{ref}$, $p_{ref} = MRT_H/V_E$ である。この例は $\kappa=1.0$, $X_2=0.3$, $X_3=0.5$, $X_4=0.3$, $\Delta\theta=90^\circ$, $\tau=0.3$ の場合である。前図同様、Case 1 を点線、Case 2 を破線、Case 3 を実線で示す。図より、 p^*_{max} を与える位相が Case 1, 2, 3 の順に小さくなり、圧力振幅もその順に小さくなることがわかる。このため、特に Case 3 では L_E は小さく、 L_C は大きくなり、その結果 L_i が他の場合に比べて小さくなる事が分かる。

なお、平均圧力、最大圧力等の間に、

$$\left. \begin{aligned} p^*_{mean} &= \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} p^* d\theta = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \frac{2\tau}{A-D \cos(\theta-\phi)} d\theta \\ &= \frac{2\tau}{\sqrt{A^2-D^2}} = \sqrt{\frac{A-D}{A+D}} p^*_{max} \\ L_i^{**} &= L_i^*/(p^*_{max} V_\tau^*) \\ p^*_{max} &= p_{max}/p_{ref} = 2\tau/(A-D) \\ V_\tau^* &= V_\tau/V_E = 1+\kappa \end{aligned} \right\} (9)$$

の関係があることを付記しておく。

5. む す び

従来の簡易予測法ではスターリング機関の実際の出力

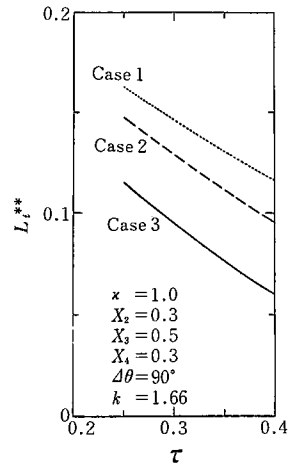


図4 温度比の影響

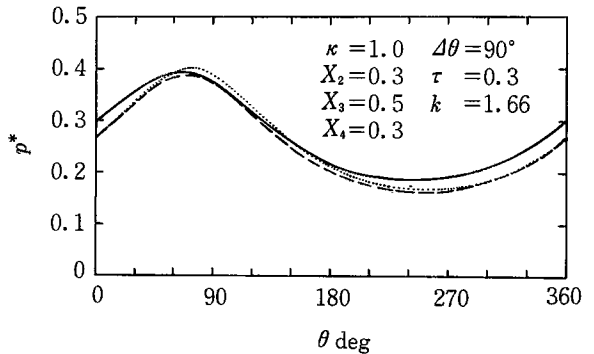


図5 圧力変動

とはかけ離れた値を推定していたが、図示仕事に関しては本計算法はかなり実際に近い値を予測することが分かった。実機との詳細な比較検討を今後進めたいと思う。最後に、本研究は日本造船研究協会 SR 173 の援助のもとに一部行われたことを付記すると共に、関係諸氏に深く感謝する。(1980年7月17日受理)

参考文献

- 1) 吉識ほか, 生産研究 32-9, 1980
- 2) 吉識ほか, 生産研究, 32-8, 1980