

不同状态方程计算螺杆膨胀机膨胀过程的比较

应振根¹, 唐长亮², 马晓丽¹

(1. 衢州学院 机械工程学院, 浙江 衢州 324000; 2. 中国科学院 工程热物理研究所, 北京 100190)

摘要: 膨胀过程是螺杆膨胀机工作的基本过程, 利用实际气体状态方程来计算该过程可为分析问题带来方便。本研究通过采用计算膨胀过程的一般方法, 分别导出了利用 RKS 方程和 BB 方程计算膨胀过程的公式, 并针对 R245fa 有机工质在螺杆膨胀机内的膨胀过程, 利用 RKS 方程、BB 方程与工质物性计算软件 RefProp 对螺杆膨胀机的膨胀过程进行了计算比较。结果发现, RKS 方程和 BB 方程都有较高的计算精度, 计算结果的相对误差均在 4% 以内, 但 RKS 方程的精度更高, 其相对误差比 BB 方程小 1% 左右, 因此, 更适合以 R245fa 为工质的螺杆膨胀机膨胀过程的计算。

关键词: 螺杆膨胀机; 膨胀过程; RKS 方程; BB 方程

中图分类号: TK123 文献标识码: A
DOI: 10.16146/j.cnki.rndlgc.2015.01.009

引言

螺杆膨胀机是一种按容积变化原理工作的双轴回转式螺杆机械, 具有结构简单、可靠性高、动力平衡性好, 适合多相混合输运、对工作介质要求不高等优点^[1-2]。在生产生活中, 螺杆膨胀机常作为有机朗肯循环系统的关键设备, 应用于工业余热、发动机尾气等低品位能源的发电^[3-4]。

膨胀过程是螺杆膨胀机工作的基本过程, 高温高压的工质进入螺杆膨胀机后膨胀做功, 推动阴阳螺杆转子转动, 带动发动机发电, 实现热能向电能的转化。在一些精度要求较低的定性分析时, 螺杆膨胀机的膨胀过程常作为等熵膨胀过程来处理。但在实际运行中, 由于存在传热、摩擦、流动、泄露等因素而导致的能量损失, 螺杆膨胀机的工作过程并不是真正的等熵过程^[5], 而是有一定的偏离。

对等熵过程的计算需借助气体状态方程^[6]。实际气体的状态方程具有多种形式, 都是在实验基础上总结的经验公式。RKS 方程是两常数的状态方程, 它准确反映了温度对分子相互作用力的影响, 计算精度较高, 适用范围广, 形式简单, 使用方便, 在

石油化工领域被广泛应用^[7-8], 也被用于计算工质的压缩因子^[9]。Beattie - Bridgeman 方程 (简称为 BB 方程) 同时考虑了实际气体的热压力和内压力, 是具有 5 个常数的状态方程, 计算精度较高^[10], 被应用于压缩机工作工程的计算等方面^[11]。

本研究将探讨 RKS 方程和 BB 方程计算膨胀过程的适用性, 分别利用 RKS 方程和 BB 方程对该过程进行计算, 分析计算方法, 推导计算公式, 并比较两个方程的计算结果, 对比它们对螺杆膨胀机膨胀过程计算的适用程度, 为螺杆膨胀机的进一步研究奠定基础。

1 膨胀过程的一般计算方法

图 1 所示是一般情况下膨胀过程的示意图, 其中, 图 1(a) 是 $T-s$ 图, 图 1(b) 是 $h-s$ 图。点 1 是膨胀前的状态, 点 2 是等熵膨胀后的状态, 点 3 是考虑损失时膨胀后的状态。

从状态 1 到状态 2 是理想的等熵膨胀过程, 在此过程中工质的熵保持不变, 从状态 1 到状态 3 的过程存在不可逆的能量损失, 因此状态 3 的温度、熵、焓等参数都略大于状态 2。

假设状态 1 的温度、压力、比体积、焓、熵分别为 T_1 、 p_1 、 v_1 、 h_1 、 s_1 , 状态 2 和状态 3 相应的参数分别为 T_2 、 p_2 、 v_2 、 h_2 、 s_2 和 T_3 、 p_3 、 v_3 、 h_3 、 s_3 , 那么, 从状态 1 到状态 3 这个非等熵过程的等熵效率 η 定义为:

$$\eta = \frac{h_1 - h_3}{h_1 - h_2} \quad (1)$$

根据热力学第一和第二定律, 焓、熵变化的一般表达式分别为^[11]:

$$dh = C_p dT + \left[v - T \left(\frac{\partial v}{\partial T} \right)_p \right] dp \quad (2)$$

收稿日期: 2014-04-03; 修订日期: 2014-05-08

基金项目: 浙江省教育厅科研项目 (Y201329708)

作者简介: 应振根 (1982-), 男, 浙江遂昌人, 衢州学院讲师, 博士。

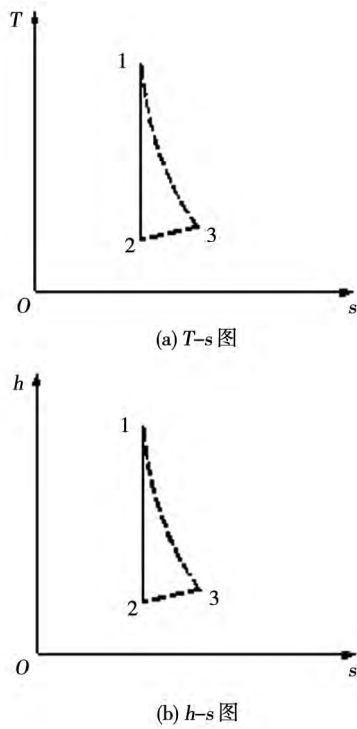


图 1 膨胀过程的示意图

Fig. 1 Schematic diagram of the expansion process

$$ds = \frac{C_p}{T} dT - \left(\frac{\partial v}{\partial T} \right)_p dp \quad (3)$$

其中, C_p 是工质的定压比热容。若要求出工质从状态 1 到状态 2 这一过程的焓、熵的变化量 Δh 和 Δs 需分别对上述两式进行积分, 即:

$$\Delta h = h_2 - h_1 = \int_{T_1}^{T_2} C_p dT + \int_{p_1}^{p_2} \left[v - T \left(\frac{\partial v}{\partial T} \right)_p \right] dp \quad (4)$$

$$\Delta s = s_2 - s_1 = \int_{T_1}^{T_2} \frac{C_p}{T} dT + \int_{p_1}^{p_2} - \left(\frac{\partial v}{\partial T} \right)_p dp \quad (5)$$

由于积分的参数都是状态参数, 积分的结果与积分路径无关, 因此, 可通过一种简单的积分途径来计算。首先在恒温 $T = T_1$ 下从 p_1 积分到 $p \rightarrow 0$, 然后在 $p \rightarrow 0$ 的状态下从 T_1 到 T_2 积分, 最后在恒温 $T = T_2$ 下从 $p \rightarrow 0$ 积分到 p_2 [6-7]:

$$\Delta h = \left\{ \int_{p_1}^{p \rightarrow 0} \left[v - T \left(\frac{\partial v}{\partial T} \right)_p \right] dp \right\}_{T=T_1} + \left(\int_{T_1}^{T_2} C_p dT \right)_{p \rightarrow 0} + \left\{ \int_{p \rightarrow 0}^{p_2} \left[v - T \left(\frac{\partial v}{\partial T} \right)_p \right] dp \right\}_{T=T_2} \quad (6)$$

$$\Delta s = \left[\int_{p_1}^{p \rightarrow 0} - \left(\frac{\partial v}{\partial T} \right)_p dp \right]_{T=T_1} + \left(\int_{T_1}^{T_2} \frac{C_p}{T} dT \right)_{p \rightarrow 0} +$$

$$\left[\int_{p \rightarrow 0}^{p_2} - \left(\frac{\partial v}{\partial T} \right)_p dp \right]_{T=T_2} \quad (7)$$

其中, $C_{p,0}$ 是 $p \rightarrow 0$ 的状态下工质的定压比热容, 是温度的单值函数, 可以表示为:

$$C_{p,0} = a_0 + a_1 T + a_2 T^2 + a_3 T^3 + a_4 T^4 + \dots \quad (8)$$

忽略幂指数大于 3 的高次项, $C_{p,0}$ 可由式 (9) 计算 [6]:

$$C_{p,0} = a_0 + a_1 T + a_2 T^2 + a_3 T^3 \quad (9)$$

其中, a_0, a_1, a_2, a_3 为常数, 其大小可通过实验数据拟合得到。

若实际气体状态方程以压力 p 为显函数, 求导数 $(\partial v / \partial T)_p$ 不方便。根据

$$d(pv) = p dv + v dp \quad (10)$$

可做如下变换:

$$\left(\int_{p_1}^{p_2} v dp \right)_T = (p_2 v_2 - p_1 v_1) - \left(\int_{v_1}^{v_2} p dv \right)_T \quad (11)$$

因此, 焓差 Δh 和熵差 Δs 也可以按式 (12) 式 (13) 计算:

$$\Delta h = \left(\int_{T_1}^{T_2} C_{p,0} dT \right)_{p \rightarrow 0} + (p_2 v_2 - p_1 v_1) - \left\{ \int_{v_1}^{v \rightarrow \infty} \left[p - T \left(\frac{\partial p}{\partial T} \right)_v \right] dv \right\}_{T=T_1} - \left\{ \int_{v \rightarrow \infty}^{v_2} \left[p - T \left(\frac{\partial p}{\partial T} \right)_v \right] dv \right\}_{T=T_2} \quad (12)$$

$$\Delta s = \left[\int_{v \rightarrow \infty}^{v_1} \left(\frac{\partial p}{\partial T} \right)_v dv \right]_{T=T_1} + \left(\int_{T_1}^{T_2} \frac{C_{p,0}}{T} dT \right)_{v \rightarrow \infty} + \left[\int_{v_2}^{v \rightarrow \infty} \left(\frac{\partial p}{\partial T} \right)_v dv \right]_{T=T_2} \quad (13)$$

对于图 1 中状态 1 到状态 2 这一等熵膨胀过程, 在状态 1 的参数已知的情况下, 令熵差

$$\Delta s = 0 \quad (14)$$

并将状态方程以及式 (7) 或式 (13) 代入上式, 就可以求出膨胀结束时状态 2 的各个状态参数, 然后利用式 (6) 或式 (12) 计算出等熵膨胀过程的焓差 Δh 。

对于状态 1 到状态 3 这一非等熵膨胀过程, 可以根据该过程的等熵效率和等熵过程的焓差 Δh 计算其焓差 $\Delta h'$:

$$\Delta h' = \eta \cdot \Delta h \quad (15)$$

然后利用式 (6) 或式 (12) 和状态方程计算出该过程结束时的状态参数, 再代入式 (7) 或式 (13), 求出该过程的熵差 $\Delta s'$ 。

2 RKS 方程计算膨胀过程

RKS 方程是由 Soave 在 1972 年提出的对 RK 方程的修正式^[8], RKS 方程的形式为:

$$p = \frac{RT}{v - b_R} - \frac{a_R(T)}{v(v + b_R)} \quad (16)$$

其中:

$$a_R(T) = a_c \alpha(T) \quad (17)$$

$$a_c = 0.42748R^2 T_c^2 / p_c \quad (18)$$

$$\alpha(T) = [1 + m(1 - \sqrt{T/T_c})]^2 \quad (19)$$

$$m = 0.48 + 1.574\omega - 0.176\omega^2 \quad (20)$$

$$b_R = 0.08664RT_c / p_c \quad (21)$$

式中: R —气体常数, $R = 8.314 \text{ kJ}/(\text{kg} \cdot \text{mol})$; T_c 、 p_c —工质的临界温度和临界压力; ω —工质的偏心因子; a_c 、 b_R 、 m —常数。

将 RKS 方程代入等熵膨胀过程的计算方程 (14), 有:

$$\begin{aligned} \Delta s = & a_0 \ln\left(\frac{T_2}{T_1}\right) + a_1(T_2 - T_1) + \frac{1}{2}a_2(T_2^2 - T_1^2) + \\ & \frac{1}{3}a_3(T_2^3 - T_1^3) + R \ln\left(\frac{v_2 - b_R}{v_1 - b_R}\right) + \frac{a_c \alpha_1}{b_R} \ln\left(\frac{v_1}{v_1 + b_R}\right) + \\ & \frac{a_c \alpha_2}{b_R} \ln\left(\frac{v_2}{v_2 + b_R}\right) = 0 \end{aligned} \quad (22)$$

其中, 中间参数 α_1 和 α_2 分别为:

$$\alpha_1 = -\frac{m}{\sqrt{T_1/T_c}} [1 + m(1 - \sqrt{T_1/T_c})] \quad (23)$$

$$\alpha_2 = -\frac{m}{\sqrt{T_2/T_c}} [1 + m(1 - \sqrt{T_2/T_c})] \quad (24)$$

式 (22) 就是利用 RKS 方程计算等熵膨胀过程的方程式, 式中比体积 v_1 、 v_2 可以根据已知的温度和压力, 采用 RKS 方程的 Z 迭代式求出。RKS 方程的 Z 迭代式的表达式为^[7]:

$$f = \frac{b_R p}{RTZ} \quad (25)$$

$$Z = \frac{1}{1-f} - \frac{a_R}{b_R RT} \frac{f}{1+f} \quad (26)$$

其中 Z —压缩因子, 用来表征实际气体与理想气体性质的偏离程度。

在计算时, 温度 T 和压力 p 已知, 先给定 Z 的初始值, 如 $Z = 1$, 代入 (25) 式求出 f , 然后将 f 代入 (26) 式求出新的 Z , 再用新的 Z 求出新的 f 。如此循环计算直到满足计算精度时停止迭代, 通过求出

的压缩因子 Z 计算出比体积 v :

$$v = ZRT/p \quad (27)$$

因此, 方程 (22) 就是一个关于 T_2 的非线性方程, 可以通过牛顿迭代法^[13] 求出 T_2 , 从而计算出状态 2 的比体积 v_2 。进而利用下式计算等熵膨胀过程的焓差:

$$\begin{aligned} \Delta h = & a_0(T_2 - T_1) + \frac{1}{2}a_1(T_2^2 - T_1^2) + \\ & \frac{1}{3}a_2(T_2^3 - T_1^3) + \frac{1}{4}a_3(T_2^4 - T_1^4) + (p_2 v_2 - p_1 v_1) + \\ & \frac{a_c}{b_R} (\alpha_1' T_1 - \alpha_1) \ln\left(\frac{v_1}{v_1 + b_R}\right) - \frac{a_c}{b_R} (\alpha_2' T_2 - \alpha_2) \ln\left(\frac{v_2}{v_2 + b_R}\right) \end{aligned} \quad (28)$$

其中, 中间参数 α_1' 和 α_2' 由式 (23) 和式 (24) 计算, α_1 和 α_2 分别由下式计算:

$$\alpha_1 = [1 + m(1 - \sqrt{T_1/T_c})]^2 \quad (29)$$

$$\alpha_2 = [1 + m(1 - \sqrt{T_2/T_c})]^2 \quad (30)$$

3 BB 方程计算膨胀过程

1928 年, Beattie - Bridgeman 提出了一个 5 常数的实际气体状态方程, 称为 Beattie - Bridgeman 方程, 简称为 BB 方程。他把气体压力看成分子动能引起的热压力和分子位能引起的内压力之和, 并且认为实际气体的热压力总是大于理想气体的热压力^[10]。BB 方程的形式为:

$$p = \frac{RT}{v} \left(1 + \frac{B}{v}\right) \left(1 - \frac{c_B}{T^3 v}\right) - \frac{A}{v^2} \quad (31)$$

其中:

$$A = A_0 (1 - a_B/v) \quad (32)$$

$$B = B_0 (1 - b_B/v) \quad (33)$$

在温度和压力已知时, 对 (31) 式进行变换整理, 可以得到 BB 方程的体积形式为^[11]:

$$v = (\pi + B)(1 - \varepsilon) - \frac{A}{RT} \quad (34)$$

其中:

$$\pi = RT/p \quad (35)$$

$$A = A_0 (1 - a_B/\pi) \quad (36)$$

$$B = B_0 (1 - b_B/\pi) \quad (37)$$

$$\varepsilon = \frac{c_B}{T^3 \pi} \quad (38)$$

式中: A_0 、 B_0 、 a_B 、 b_B 、 c_B —都是与气体常数 R 、工质临界温度 T_c 、临界压力 p_c 相关的常数, 其数值分

别为: $A_0 = 0.4758 \frac{R^2 T_c^2}{p_c}$, $B_0 = 0.1867 \frac{RT_c}{p_c}$, $a_B = 0.1127 \frac{RT_c}{p_c}$, $b_B = 0.03833 \frac{RT_c}{p_c}$, $c_B = 0.05 \frac{RT_c^4}{p_c}$ 。

同样将 BB 方程代入等熵膨胀过程的计算方程(14),得到利用 BB 方程计算等熵膨胀过程的方程:

$$\Delta s = a_0 \ln\left(\frac{T_2}{T_1}\right) + a_1(T_2 - T_1) + \frac{1}{2}a_2(T_2^2 - T_1^2) + \frac{1}{3}a_3(T_2^3 - T_1^3) - R \ln\left(\frac{p_2}{p_1}\right) + 3c_B\left(\frac{p_1}{T_1^4} - \frac{p_2}{T_2^4}\right) + \frac{A_0}{R}\left(\frac{p_1}{T_1^2} - \frac{p_2}{T_2^2}\right) - \frac{A_0 a_B}{R^2}\left(\frac{p_1^2}{T_1^3} - \frac{p_2^2}{T_2^3}\right) + \frac{B_0 b_B}{2R}\left(\frac{p_1^2}{T_1^2} - \frac{p_2^2}{T_2^2}\right) + \frac{2B_0 c_B}{R}\left(\frac{p_1^2}{T_1^6} - \frac{p_2^2}{T_2^6}\right) - \frac{5B_0 b_B c_B}{3R^2}\left(\frac{p_1^3}{T_1^6} - \frac{p_2^3}{T_2^6}\right) = 0 \quad (39)$$

利用牛顿迭代法求出状态 2 的温度 T_2 后,再通过下式

$$\Delta h = a_0(T_2 - T_1) + \frac{1}{2}a_1(T_2^2 - T_1^2) + \frac{1}{3}a_2(T_2^3 - T_1^3) + \frac{1}{4}a_3(T_2^4 - T_1^4) + B_0(p_2 - p_1) -$$

$$\frac{2A_0}{R}\left(\frac{p_2}{T_2} - \frac{p_1}{T_1}\right) - 4c_B\left(\frac{p_2}{T_2^3} - \frac{p_1}{T_1^3}\right) + \frac{3A_0 a_B}{R^2}\left(\frac{p_2^2}{T_2^2} - \frac{p_1^2}{T_1^2}\right) - \frac{B_0 b_B}{R}\left(\frac{p_2^2}{T_2} - \frac{p_1^2}{T_1}\right) - \frac{5B_0 c_B}{2R}\left(\frac{p_2^2}{T_2^4} - \frac{p_1^2}{T_1^4}\right) + \frac{2B_0 b_B c_B}{R^2}\left(\frac{p_2^3}{T_2^5} - \frac{p_1^3}{T_1^5}\right) \quad (40)$$

计算出该过程的焓差 Δh 。

4 比较计算

本研究计算的螺杆膨胀机膨胀过程以 R245fa 为工质,原因为:(1) R245fa 为干流体,因此可以不考虑在膨胀过程中工质液化对膨胀机造成的影响;(2) R245fa 气化潜热较高,有助于提高热效率;(3) R245fa 不可燃、无腐蚀、不破环臭氧层,安全、环保,是在余热回收领域应用较为广泛的一种有机工质^[3-4]。查得 R245fa 的偏心因子 $\omega = 0.3776$,通过数值拟合,在 $p \rightarrow 0$ 的状态下, R245fa 的定压比热容与温度的关系式为:

$$C_{p,p} = 31.4138 + 0.30336T - 4.28337 \times 10^{-5}T^2 - 1.06285 \times 10^{-7}T^3 \quad (41)$$

表 1 理想膨胀过程的计算结果($T_1 = 331 \text{ K}$, $p_1 = 420 \text{ kPa}$)

Tab. 1 Calculation results of the ideal expansion process($T_1 = 331 \text{ K}$, $p_1 = 420 \text{ kPa}$)

参 数	RefProp	RKS 方程	相对误差/%	BB 方程	相对误差/%
温度 T_2 / K	308.62	311.16	0.823	310.80	0.706
比体积 $v_2 / \text{m}^3 \cdot \text{kg}^{-1}$	0.09943	0.1020	2.585	0.1028	3.389
焓差 $\Delta h / \text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1}$	15.30	15.66	2.353	15.89	3.856

与图 1 中的各个状态相对应,螺杆膨胀机的进口状态为状态 1,理想膨胀后的出口状态为状态 2,实际膨胀后的出口状态为状态 3。为了比较 RKS 方程和 BB 方程计算得到的结果,同时也利用工质物性计算软件 RefProp8.0,对不同进口状态的情况进行相应的计算。

第一种情况:进口温度 $T_1 = 331 \text{ K}$,进口压力 $p_1 = 420 \text{ kPa}$,膨胀比为 2.33,即出口压力为 180 kPa ,也就是状态 2 和状态 3 的压力 $p_2 = p_3 = 180 \text{ kPa}$ 。表 1 显示了 3 种方法对理想膨胀过程的计算结果,从中可见,利用 RKS 方程和 BB 方程的计算结果与 RefProp 软件的计算结果相对误差均在 4% 以内,特别是膨胀的终了温度 T_2 ,RKS 方程和 BB 方程相比 RefProp 软件的相对误差都在 1% 以内。

图 2 所示是上述 3 种方法对螺杆膨胀机实际膨

胀过程的计算结果,分别是膨胀终了时的温度 T_3 、比体积 v_3 ,以及这一过程的焓差 $\Delta h'$ 和熵差 $\Delta s'$ 。从图中可见,采用 RKS 方程和 BB 方程计算的结果与 RefProp 软件计算的结果均存在一定的偏差,但偏差的程度都比较小,经过计算,它们的相对误差均在 3% 以内。

第二种情况:进口温度 $T_1 = 340 \text{ K}$,进口压力 $p_1 = 380 \text{ kPa}$,膨胀比为 2.0,即 $p_2 = p_3 = 190 \text{ kPa}$,3 种方法对螺杆膨胀机的理想膨胀过程和实际膨胀过程的计算结果分别如表 2 和图 3 所示。

从上述结果可以看出,利用 RKS 方程和 BB 方程对螺杆膨胀机膨胀过程的计算结果与 RefProp 软件的计算结果很相近,相对误差均在 4% 以内,特别是温度项,RKS 方程和 BB 方程相比 RefProp 软件的计算相对误差在 1% 以内。

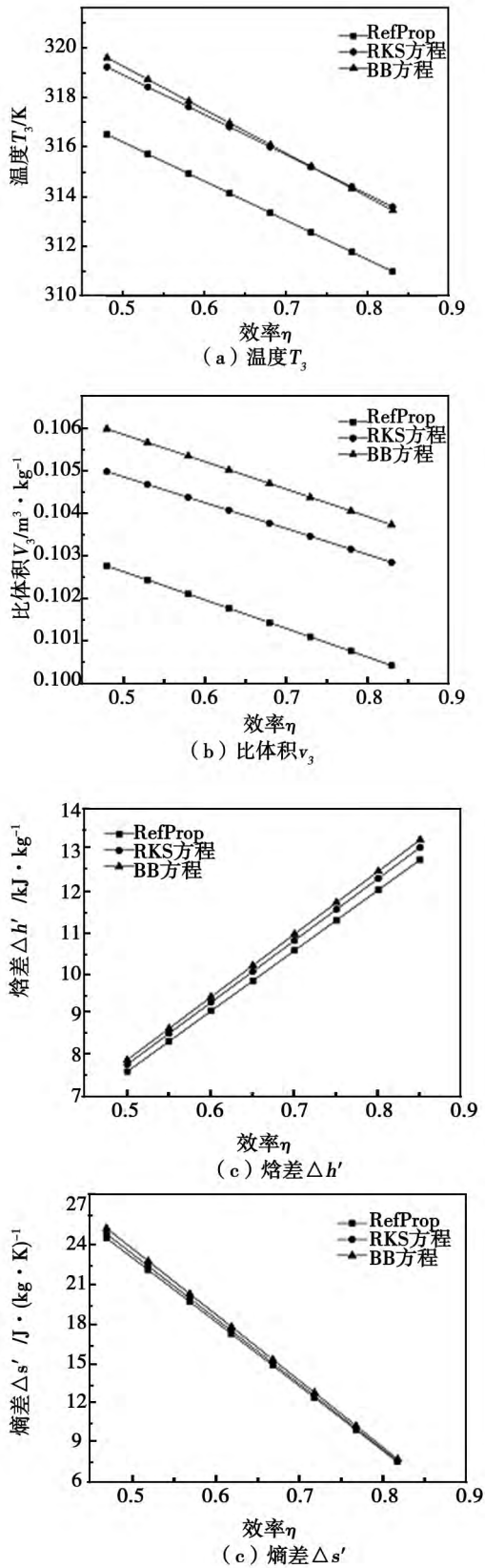


图 2 实际膨胀过程的计算结果
($T_1 = 331 \text{ K}$ $p_1 = 420 \text{ kPa}$)

Fig. 2 Calculation results of the real expansion process($T_1 = 331 \text{ K}$ $p_1 = 420 \text{ kPa}$)

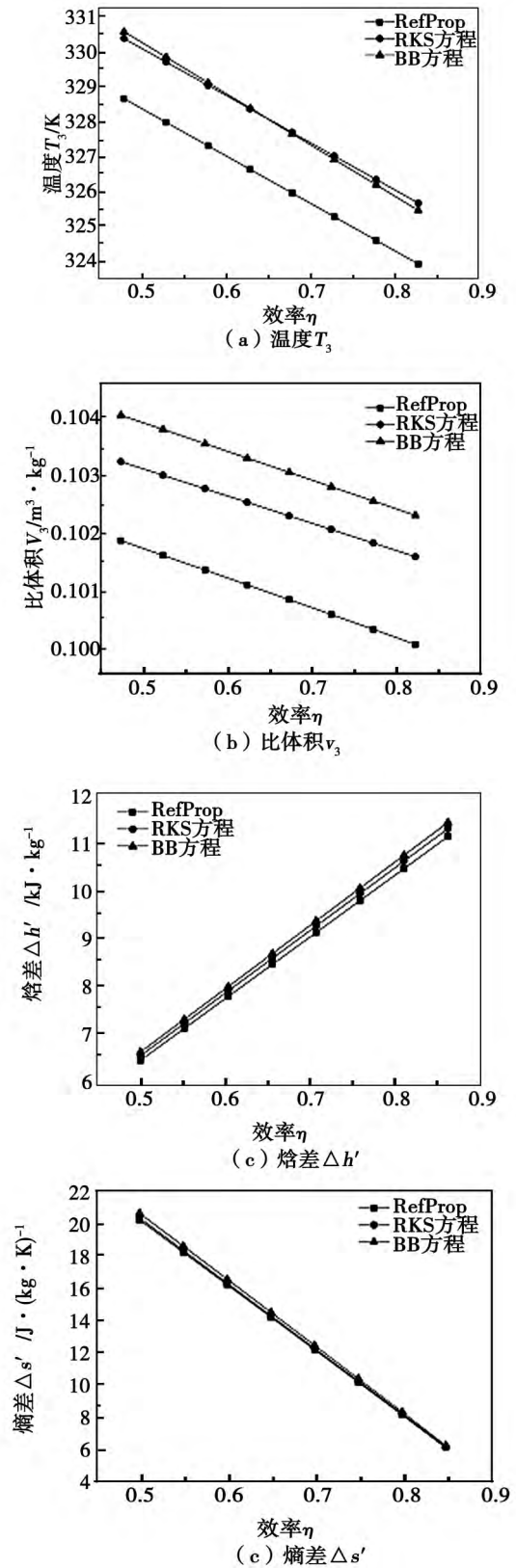


图 3 实际膨胀过程的计算结果
($T_1 = 340 \text{ K}$ $p_1 = 380 \text{ kPa}$)

Fig. 3 Calculation results of the real expansion process($T_1 = 340 \text{ K}$ $p_1 = 380 \text{ kPa}$)

表 2 理想膨胀过程的计算结果($T_1 = 340\text{ K}$ $p_1 = 380\text{ kPa}$)

Tab. 2 Calculation results of the ideal expansion process($T_1 = 340\text{ K}$ $p_1 = 380\text{ kPa}$)

参 数	RefProp	RKS 方程	相对误差 /%	BB 方程	相对误差 /%
温度 T_2 / K	322.05	323.79	0.540	323.40	0.419
比体积 $v_2 / \text{m}^3 \cdot \text{kg}^{-1}$	0.09924	0.1009	1.673	0.1016	2.378
焓差 $\Delta h / \text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1}$	13.19	13.38	1.440	13.53	2.578

更细致的分析发现,对比体积、焓差、熵差等量在螺杆膨胀机实际膨胀过程效率不同的情况下,RKS 方程的计算结果比 BB 方程的计算结果误差小 1% 左右。可见对于 R245fa 工质,利用 RKS 方程计算螺杆膨胀机的膨胀过程比利用 BB 方程更为合适。

5 结 论

本研究对采用 R245fa 作为有机工质的螺杆膨胀机的膨胀过程进行了计算。分别利用 RKS 方程和 BB 方程计算了螺杆膨胀机的理想膨胀过程和实际膨胀过程,并与工质物性计算软件 RefProp 的计算结果进行了比较。结果发现,两个方程对螺杆膨胀机膨胀过程的计算结果与 RefProp 软件的计算结果的相对误差都较小,均在 4% 以内。但相比之下,利用 RKS 方程的计算精度更高,因此 RKS 方程更适合于以 R245fa 为工质的螺杆膨胀机膨胀过程的计算。

参考文献:

[1] I. K. Smith. Review of development of two-phase expanders[J]. Journal of Engineering for Power, 1999, 3(3): 24-27.

[2] 王晓玲. 利用螺杆膨胀动力机回收蒸汽余热发电[J]. 广州化工, 2010, 38(7): 199-217.
WANG Xiao-ling. Steam waste heat recovery-based power generation by utilizing screw expanders[J]. Guangzhou Chemical Engineering, 2010, 38(7): 199-217.

[3] 曹滨斌,李惟毅. 螺杆膨胀机双循环低温余热回收系统分析[J]. 天津大学学报, 2010, 43(4): 309-314.
CAO Bin-bin, LI Wei-yi. Analysis of a screw expander-based dual-cycle low-temperature waste heat recovery system[J]. Journal of Tianjin University, 2010, 43(4): 309-314.

[4] 谈西锋,李惟毅,史维秀. 非共沸混合工质用于螺杆膨胀机双循环低温余热回收系统的理论研究[J]. 机械工程学报, 2012, 48(6): 136-141.
TAN Xi-feng, LI Wei-yi, SHI Wei-xiu. Theoretical study of a non-azeotropic hybrid working medium used in a screw expander-based dual-cycle low-temperature waste heat recovery system[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2012, 48(6): 136-141.

[5] 王 维. 汽液两相螺杆膨胀机的定熵膨胀功率特性[J]. 热能

动力工程, 1995, 10(6): 397-400.
WANG Wei. Isentropic expansion power characteristics of a steam-liquid two-phase flow screw expander[J]. Journal of Engineering for Thermal Energy and Power, 1995, 10(6): 397-400.

[6] 苏长荪. 高等工程热力学[M]. 北京: 高等教育出版社, 1987.
SU Chang-sun. Higher engineering thermodynamics[M]. Beijing: Higher Education Press, 1987.

[7] 牛 刚,黄玉华,王 经. 液化天然气过程的热力学分析[J]. 化学工程, 2005, 33(1): 71-74.
NIU Gang, HUANG Yu-hua, WANG Jing. Thermodynamic analysis of a liquefied natural gas process[J]. Chemical Engineering, 2005, 33(1): 71-74.

[8] 刘 晖. 实际气体温度绝热指数和容积绝热指数的计算[J]. 石油化工高等学校学报, 2000, 13(4): 42-45.
LIU Hui. Calculation of the adiabatic exponent and volumetric adiabatic exponent of real gases[J]. Journal of Petrochemical Universities, 2000, 13(4): 42-45.

[9] 王东宇,李 岳,王淑兰. R-K-S 方程在压缩因子计算中的应用[J]. 化学工业与工程技术, 2011, 22(5): 32-35.
WANG Dong-yu, LI Yue, WANG Shu-lan. Applications of the R-K-S equation in the calculation of compressibility factor[J]. Journal of Chemical Industry & Engineering, 2011, 22(5): 32-25.

[10] 梁燕波,秦正龙,徐佳宁. Beallie-Bridgeman 方程的研究与改进[J]. 徐州师范大学学报(自然科学版), 1997, 15(1): 39-42.
LIANG Yan-bo, QIN Zheng-long, XU Jia-ning. Study and improvement of Beallie-Bridgeman equation[J]. Journal of Xuzhou Normal University (Natural Science Edition), 1997, 15(1): 39-42.

[11] 马诤彰,杜术代. 压缩机排气温度的设计值[J]. 压缩机技术, 1981(2): 1-2.
MA Jie-zhang, DU Shu-dai. Design value of the exhaust gas temperature of a compressor[J]. Compressor Technology, 1981, 2(2): 1-2.

[13] 朱明善,刘颖,林兆庄,彭晓峰. 工程热力学[M]. 北京: 清华大学出版社, 2011.
ZHU Ming-shan, LIU Ying, LIN Zhao-zhuang, et al. Engineering Thermodynamics[M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2011.

[13] W. H. Press, S. A. Teukolsky, W. T. Vetterling, B. P. Flannery. C++ 数值算法(第二版)(英文版)[M]. 北京: 电子工业出版社, 2003.
W. H. Press, S. A. Teukolsky, W. T. Vetterling, et al. C++ numerical algorithm (2nd Edition) (English Edition) [M]. Beijing: Electronic Industry Press, 2003.

(姜雪梅 编辑)

cy of the thermal efficiency of the cycle and that of the second thermodynamic law will somewhat differ depending on the working medium chosen. With an increase of the temperature of the working medium at the outlet of the feedwater heater, the total irreversible loss and net output power of the cycle will keep declining while the thermal efficiency of the cycle and that of the second thermodynamic law will first increase and then decrease. Under the same operating condition, the thermal efficiency of the recuperative organic Rankine cycle and that of the second thermodynamic law will be higher than that of the organic Rankine cycle, however, those results of the net output power and total irreversible loss of the cycle will be to this contrary. **Key Words:** organic dry fluid, recuperative organic Rankine cycle, performance analysis

不同状态方程计算螺杆膨胀机膨胀过程的比较 = Comparison of the Expansion Process of a Screw Expander as Calculated by Using Various State Equations [刊, 汉] YING Zhen-gen, MA Xiao-li (School of Mechanical Engineering, Quzhou College, Quzhou, China, Post Code: 324000), TANG Chang-liang (Engineering Thermophysics Research Institute, Chinese Academy of Sciences, Beijing, China, Post Code: 100190) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. -2015, 30(1). -31-36

The expansion process of a screw expander is the basic one in its operation and to employ the actual gas state equation to calculate this process can facilitate to analyze any problem. A general method for calculating the expansion process was given and the formula for calculating the expansion process were derived by using RKS equation and BB equation respectively and for the expansion process of the organic working medium R245fa in the screw expander, the RKS equation and BB equation were compared with the working medium physical property calculation software RefProp and a calculation was also performed. It has been found that both RKS and BB equation have a relatively high calculation precision, however, the RKS equation has an even higher calculation precision and more suitable for calculating the expansion process of a screw expander with R245fa serving as the working medium. **Key Words:** screw expander, expansion process, RKS equation, BB equation

壁面局部振动的管内射流流场模拟 = Numerical Simulation of the Jet Flow Field Inside a Tube With Its Wall Surface Being Locally Vibrated [刊, 汉] WANG Hong-guang, ZHU Zhi-wen, GE Li-shun (College of Energy Source and Power Engineering, Shanghai University of Science and Technology, Shanghai, China, Post Code: 200093) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. -2015, 30(1). -37-41

By using the motive grid technology and equation-based two turbulent flow models and through seeking solutions to