

Usačev, I.P.; Neujmin, V.M.:
(K.E. Vorošilov-Ural-Turbomotorenfabrik)

**Allgemeine Berechnungsmethode der ventilationsbedingten
Leistungsverluste in der Turbinenstufe**

aus: Energomašinostroenie. Leningrad, 24 (1978), Nr 3, S. 9 - 11.

Russ.: Общий метод расчета вентиляционных потерь мощности в
 ступенях турбомашин
 Obščij metod rasčeta ventiljacionnyh poter' moščnosti v stupenjach
 turbomašin

In der Arbeit [1] ist eine vereinfachte Variante der genauen Methode zur Berechnung der ventilationsbedingten Leistungsverluste in den Stufen von Turbinen mit langen Laufradschaufeln (LS) beschrieben. In diesem Aufsatz hier wollen wir diese Methode ganz allgemein untersuchen.

Wie in [1] dargelegt, ist der Hauptteil der Verluste bedingt durch die Wirkung der dissipativen Coriolis-Kräfte (CK) auf das Ventilationsgas. Dieses Gas wird als mechanisch inert bezeichnet (MIG), da es in einem Rotationssystem wie dem Drehbereich der LS (LSDB) nur durch seine Trägheitskräfte wirkt. Dort wird - ebenfalls ohne Berücksichtigung der durch die Frequenzschwingungen der Wellendrehung hervorgerufenen Kräfte - die Wirkung der Fliehkräfte (FK) je nach radialer Verschiebung des MIG untersucht, aufgrund dessen es zu einer radialen Verteilung der Dichte kommt.

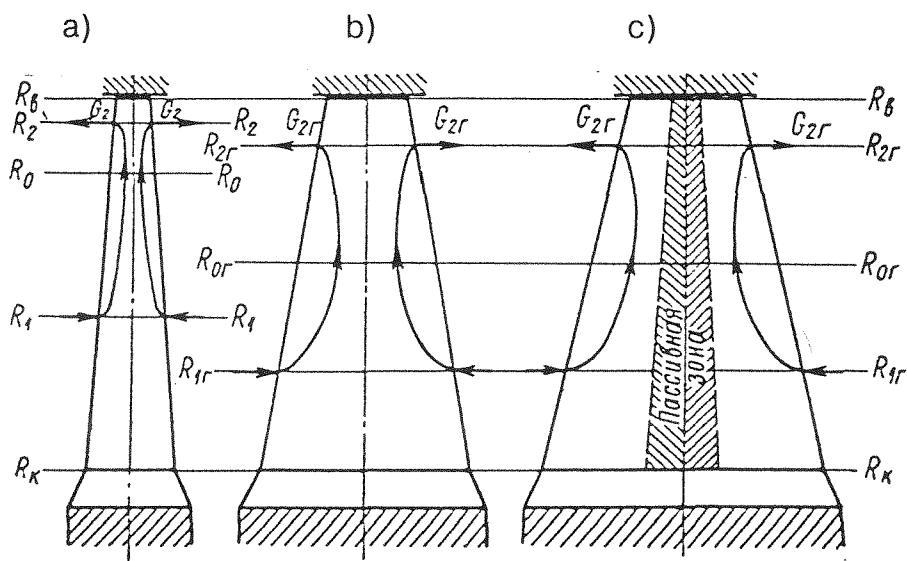


Abb. 1. Schematische Darstellung der MIG-Ventilation in langen (a), mittleren (b) und kurzen LS (c).

Offensichtlich erzeugt das Dichtegefälle zwischen dem LSDB und den sich anschließenden Bereichen eine MIG-Strömung. In den Fußquerschnitten ist dieses Gefälle negativ, d.h. das Gas bewegt sich auf die LS zu, wie Abb. 1 zeigt. In den peripheren Querschnitten ist das Dichtegefälle positiv, und das MIG verläßt den LSDB. In den Zwischenquerschnitten ist das Dichtegefälle am Drehradius R_0 gleich Null, und es gibt keine axiale Strömung. In diesem "Null"-Querschnitt (NQ) ist die Dichte gleich der mittleren Gasdichte in normaler Umgebung. Durch den NQ verläuft längs dem Drehradius die gesamte MIG-Strömung.

In [1] war der NQ durch eine zylindrische Normierung vorgegeben, d.h. durch die Mittelung der Dichte über die Drehscheibe der LS. Eine solche Annahme ist bei der genauen Bestimmung des Unterschiedes bei Berechnungen der Ventilationsverluste in Stufen mit kurzen und langen LS störend. In Abb. 1 ist die Transformation einer langen LS (Abb. 1a) über eine mittlere (Abb. 1b) in eine kurze (Abb. 1c) dargestellt. Danach wird in langen LS die MIG-Strömung durch die Axialbreite des LSDB B begrenzt. Bei direkter Drehung führt dies zu einer Gasdurchsatz-Unterlast der Eintrittsquerschnitte, die durch R_0 und R_K begrenzt sind. Demgegenüber sind die durch R_0 und R_B begrenzten Austrittsquerschnitte bei beliebiger Drehung voll belastet, da sie unter Druck stehen.

Angenommen, die Lage des NQ R_0 sei bekannt. Dann kann man den MIG-Massenhalbdurchsatz am Austritt berechnen:

$$G_2 = \overline{g \sin \beta}_2 \int_{R_0}^{R_B} \rho w_{\text{austritt}} dF_{\text{austritt}}, \quad (1)$$

mit g für die Beschleunigung des freien Falls; $\overline{\sin \beta}_2 = 0,5 (\overline{\sin \beta}_{12} + \overline{\sin \beta}_{22})$ dem mittleren Sinus der Beschäufelungswinkel β_1 und β_2 im MIG-Austrittsbereich; $\rho = \rho_0 \exp \left[\overline{\psi}^2 \omega^2 (R^2 - R_0^2) / 2g\pi_0 V_0 \right]$ der MIG-Dichte in Funktion von der Energie des Drehfeldes, normiert durch die Dichte im NQ ρ_0 ; R dem laufenden Drehradius; ω der Rotordrehfrequenz; p_0 und V_0 dem Druck und spezifischen Volumen im NQ; $\overline{\psi}^2 = \overline{\psi}_\pi^2 \overline{\psi}_\lambda^2$; $\overline{\psi}_\lambda$ dem in Wärmeberechnungen zu bestimmende Geschwindigkeitskoeffizient; $\overline{\psi}_\pi^2$ dem in [1] bestimmten Koeffizienten über die verfügbare Beschleunigungsenergie im LSDB; $w_{\text{austritt}} = \left\{ gp_0 V_0 \left[1 - (r_0/r)^{k-1} \right] k / (k-1) \right\}^{0,5}$ der relativen Austrittsgeschwindigkeit des MIG in den LSDB (k Adiabatenexponent); $F_{\text{austritt}} = p(R^2 - R_0^2)$ dem normalen Austrittsquerschnitt.

Bei rationalem k stellt die Lösung von Gleichung (1) eine Reihe dar. Zu ihrer Einschränkung nimmt man im Falle von Wasserdampf am besten $k = 4/3$ oder $5/4$ an, da die CK-Wirkung völlig in Wärme dissipiert und dabei den Feuchtdampf trocknet und häufig auch überhitzt. In dieser Arbeit gilt immer $k = 5/4$. Wir bezeichnen mit $r_B = \exp \left[\overline{\psi}^2 \omega^2 (R_B^2 - R_0^2) / 2gp_0 V_0 \right]$, wobei R_B der Drehradius der LS-Spitze ist. Dann ist

$$G_2 = \frac{2\pi \overline{g \sin \beta}_2 p_0}{\overline{\psi}^2 \omega^2} \sqrt{\frac{2k}{k-1} gp_0 V_0} \left[\sqrt{1 - r_B^{-1/4}} \left(r_B - \frac{1}{6} r_B^{3/4} - \frac{5}{24} r_B^{1/2} - \frac{15}{48} r_B^{1/4} \right) + \frac{15}{48} \ln \frac{r_B^{-1/8}}{1 + \sqrt{1 - r_B^{-1/4}}} \right]. \quad (1')$$

Analog berechnen wir MIG-Halbdurchsatz am Eintritt in den LSDB:

$$G_1 = \overline{g \sin \beta_1} \overline{\sin \delta} \int_{R_0}^{R_K} \rho w_{\text{eintritt}} dF_{\text{eintritt}} =$$

$$= \frac{16 \pi \overline{g \sin \beta_1} \overline{\sin \delta} p_0}{9 \overline{\psi^2 \omega^2}} \sqrt{\frac{2k}{k-1} g r_0 V_0 (1 - r_K^{1/4})} \left(r_K - \frac{1}{7} r_K^{3/4} - \frac{6}{35} r_K^{1/2} - \frac{24}{105} r_K^{1/4} - \frac{48}{105} \right), \quad (2)$$

wobei $\overline{\sin \beta_1} = 0,5 (\overline{\sin \beta_{11}} + \overline{\sin \beta_{21}})$; δ dem Gasanströmungswinkel an den Gitterquerschnitt, gleich $F_{\text{eintritt}} \overline{\sin \beta_1}$ (δ bezeichnet die Durchsatzbelastung der Eintrittsquerschnitte); R_K dem Drehradius des LS-Fußes; $w_{\text{eintritt}} = \left\{ g p_0 V_0 \left[1 - (\rho / \rho_0)^{k-1} \right] k / (k-1) \right\}^{0,5}$ der relativen Eintrittsgeschwindigkeit des MIG in den LSDB; $F_{\text{eintritt}} = \pi (R_0^2 - R^2)$ dem normalen Eintrittsquerschnitt; $r_K = \exp \left[\overline{\psi^2 \omega^2} (R_K^2 - R_0^2) / 2 g p_0 V_0 \right]$.

Die MIG-Strömungsgeschwindigkeit im NQ ist bedingt durch die Eintrittsenergie in den LSDB $w_1^2 / 2$ und der FK-Beschleunigung auf dem Weg vom mittleren Eintrittsquerschnitt R_1 zum NQ. Deshalb ist der Gashalbdurchsatz im NQ

$$G_0 = \pi K_{F_0} B_0 R_0 \overline{\psi \omega} \left[R_0^2 - R_1^2 + w_1^2 / \overline{\psi^2 \omega^2} \right]^{0,5} / V_0, \quad (3)$$

wobei K_{F_0} die Relation des gasförmigen NQ zum vollen NQ ist; B_0 die Axialbreite des NQ.

Die Geschwindigkeit w_1 (in m/s) erhält man durch Mittelung der Eintrittsgeschwindigkeit über den Impuls, da letzterer, indem er die Wirkung ausdrückt, eine streng adiabatische Größe ist, d.h.

$$w_1 = \frac{\int_{R_K}^{R_0} \rho w_{\text{eintritt}}^2 R dR}{\int_{R_K}^{R_2} \rho w_{\text{eintritt}} R dR} = \sqrt{\frac{2k}{k-1} g p_0 V_0} \times$$

$$\times \frac{r_K \left(1 - \frac{4}{5} r_K^{1/4} \right) - \frac{1}{5}}{\frac{8}{9} \sqrt{1 - r_K^{1/4}} \left(r_K - \frac{1}{7} r_K^{3/4} - \frac{6}{35} r_K^{1/2} - \frac{24}{105} r_K^{1/4} - \frac{48}{105} \right)}. \quad (4)$$

Das entsprechende R_1 (in m) beträgt

$$R_1 = \left[R_0^2 + \frac{1}{k-1} \frac{2 g p_0 V_0}{\overline{\psi^2 \omega^2}} \ln \left(1 - \frac{k-1}{k} \frac{w_1^2}{2 g p_0 V_0} \right) \right]^{0,5}. \quad (5)$$

Zur Berechnung der CK-Wirkung muß man den mittleren MIG-Austrittsradius aus dem LSDB R_2 bestimmen. Diesem Radius entspricht die mittlere Austrittsgeschwindigkeit w_2 (in m/s), die wir entsprechend w_1 ermitteln:

$$w_2 = \frac{\int_{R_K}^{R_0} \rho w_{\text{austritt}}^2 R dR}{\int_{R_K}^{R_2} \rho w_{\text{austritt}} R dR} = \sqrt{\frac{2k}{k-1} g p_0 V_0} \times$$

$$\times \frac{r_B \left(1 - \frac{4}{3} r_B^{-1/4} \right) + \frac{1}{3}}{\sqrt{1 - r_B^{-1/4}} \left(r_B - \frac{1}{6} r_B^{3/4} - \frac{5}{24} r_B^{1/2} - \frac{15}{48} r_B^{1/4} \right) + \frac{15}{48} \ln \frac{r_B^{-1/8}}{1 + \sqrt{1 - r_B^{-1/4}}}}, \quad (6)$$

und hieraus:

$$R_2 = \left[R_0^2 + \frac{1}{k-1} \frac{2g p_0 V_0}{\psi^2 \omega^2} \ln \left(1 - \frac{k-1}{k} \frac{w_2^2}{2g p_0 V_0} \right) \right]^{0,5}. \quad (7)$$

Entsprechend dem Dargelegten ergibt sich die Lage des NQ und R_0 aus der Gleichung

$$G_0 = G_2. \quad (8)$$

Offensichtlich ist $G_1 = G_0$, und die Unterlast der Eintrittsquerschnitte ist

$$\overline{\sin \delta} = G_1 / G_{1 \max}. \quad (9)$$

Als Beispiel sind in Abb. 2 die Graphiken über die Veränderung der Hauptdurchsätze, der Geschwindigkeiten und der Lagen in Abhängigkeit von R_0 in den beiden NDZ-Stufen der Turbine T-100/120-130 wiedergegeben. Als MIG wird hier gesättigter trockener Wasserdampf bei $p_0 = 0,1$ at ($V_0 = 14,95$ m³/kg) angenommen. Der Schnittpunkt von G_2 und G_0 ergibt in den Graphiken die Lage des tatsächlichen NQ R_{0H} bei direkter Drehung. Der Schnittpunkt G_2 und $G_{1 \max}$ bestimmt die Lage des NQ bei voller Belastung des Eintrittsquerschnitts R_{0r} und ist untere Grenze der möglichen NQ-Lage bei kurzen LS. Wie ersichtlich, sind die Schaufeln beider NDZ-Stufen lang, die Strömungsart des Gases in ihnen ist in Abb. 1a dargestellt. Eine Zunahme der Axialbreite bei gleichbleibendem Profil dieser Schaufeln hat zur Folge, daß R_{0H} bis auf R_{0r} abnimmt und daß die Durchsatzbelastung der Eintrittsquerschnitte bis auf G_{1r} ($G_{1 \max}$) zunimmt. Bei Erreichen von $R_{0H} = R_{0r}$ und $G_1 = G_{1r}$ nimmt die CK-Wirkung nicht mehr weiter zu. Die Ventilation für diesen Fall ist schematisch in Abb. 1b dargestellt.

Nimmt die Axialbreite weiter zu, kann sich dies nicht mehr auf den Ventilationseffekt auswirken; der Ventilationsdurchsatz erreicht sein Maximum, die Geschwindigkeiten und Lagen der MIG-Strömung bleiben konstant. Im LSDB bildet sich ein passiver Ventilationsbereich mit der Axialbreite

$$B_{II} = B_0 - B_{0r}. \quad (10)$$

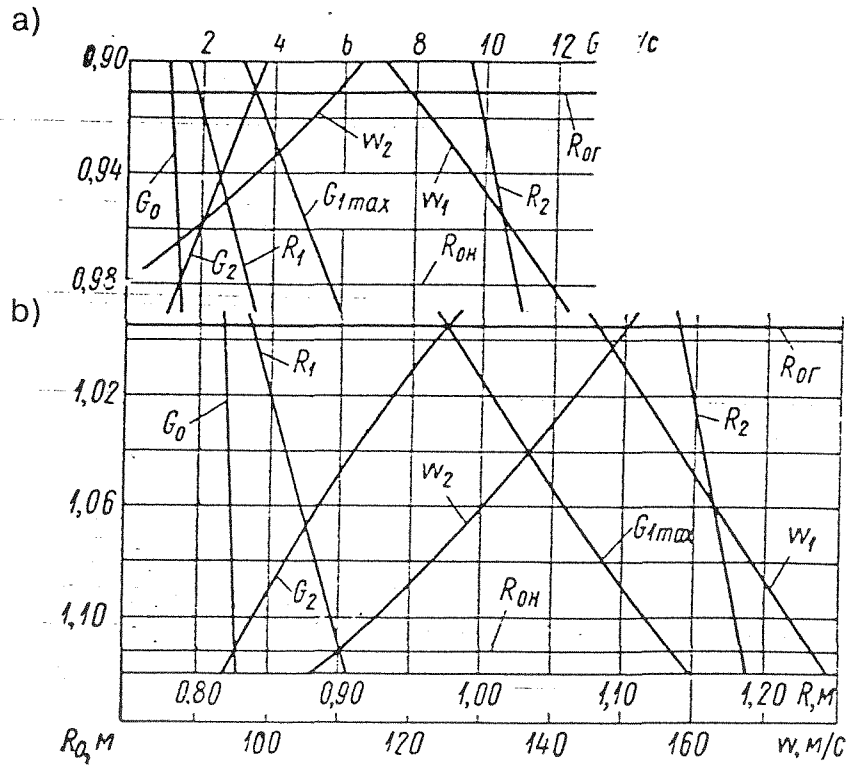


Abb. 2. Graphiken über die Veränderung der Hauptdurchsätze, Geschwindigkeiten und Lagen von R_0 in den LS der vorletzten (a) und letzten (b) Stufen der Turbine T-100/120.

Somit bedeutet die Entstehung eines passiven Ventilationsbereiches, daß die LS kurz sind, wie in Abb. 1c dargestellt. Eine Veränderung der Axialbreite bei solchen LS führt lediglich zu einer proportionalen Veränderung der FK-Wirkung, die in Bereichen aktiver Ventilation normalerweise größenmäßig kleiner ist als die CK-Wirkung.

In Abb. 3 ist die rechnerische Graphik über die Abhängigkeit der Ventilationsverluste von der Veränderung der relativen Axialbreite der letzten Stufe einer Turbine T-100/120-130 dargestellt. Daraus geht hervor, daß die Ventilationsleistung von kurzen LS wesentlich weniger von der Axialbreite abhängt als die von langen LS. Teilweise läßt sich dies anscheinend dadurch erklären, daß in den bekannten empirischen Formeln keine direkte Funktion für die Ventilationsverluste von der Axialbreite enthalten ist, denn die früheren und die meisten jüngsten Untersuchungen wurden an kurzen LS durchgeführt, wie z.B. die Arbeiten [2 - 5] u.a.

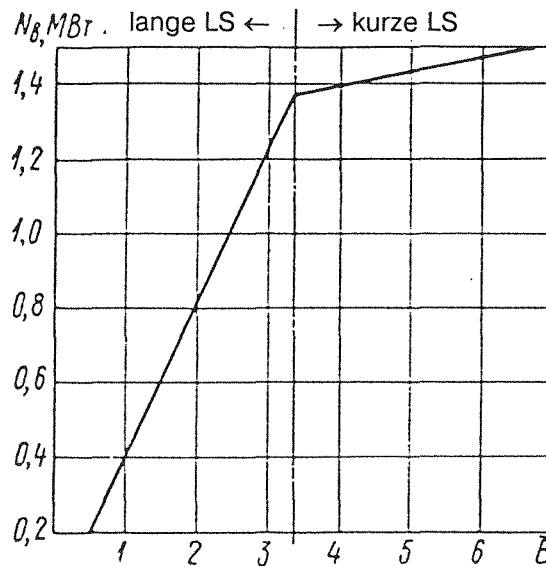


Abb. 3. Veränderung der Ventilationsverluste in den Stufen mit langen und kurzen LS bei Veränderung der Axialbreite.

Wir untersuchen deshalb, ausgehend von Gleichung (3), das Verhältnis von LS-Länge zu ihrer maximalen Axialbreite B_{or} :

$$\frac{L}{B_{or}} = \frac{R_B - R_K}{B_{or}} = \pi K_{F_0} \frac{\bar{\psi} \omega}{G_{or} V_0} R_{or} (R_B - R_K) \left(R_{or}^2 - R_{ir}^2 + w_{ir}^2 / \bar{\psi}^2 \omega^2 \right)^{0.5}. \quad (11)$$

Nach Vereinfachung der Formeln (1') und (2) erhalten wir aus ihnen und Gleichung (11) die Relation

$$L / B_{or} \approx \sqrt{1 + \frac{1}{k}} / \overline{\sin \beta}, \quad (11')$$

wobei $\overline{\sin \beta} = 0,5 (\overline{\sin \beta}_1 + \overline{\sin \beta}_2)$.

Bei kurzen LS kann man Gleichung (11') als genau annehmen. Bei $k = 5/4$ für die vorletzte und letzte Stufe der Turbine T-100/120-130 ist $L/B_{or} = 2,54$ und $2,23$. Hinzuzufügen bleibt, daß bei den meisten aktiven drallfreien Schaufeln $L/B_{or} > 3$ ist. Dies bedeutet, daß in den genannten experimentellen Arbeiten hauptsächlich kurze LS eingesetzt waren.

Aus den Formeln (1) und (2) folgt die proportionale Abhängigkeit des MIG-Durchsatzes aus $\overline{\sin \beta}$. Nach Gleichung (11') verändert sich bei kurzen LS in derselben Beziehung auch die CK-Wirkung (bzw. die aktiven Ventilationsbereiche). In der Arbeit [5] wurde bereits früher auf experimentelle Weise ein ähnliches Ergebnis erzielt.

Anhand der durchgeführten Analyse über die MIG-Strömungskinetik, mit der man den Begriff der kurzen und langen LS (von der Ventilation her) definieren kann, kann man auch die Berechnung der Ventilationsverluste präzisieren. Dafür integrieren wir die Gleichungen der Leistung für die FK- und CK-Wirkung, wie sie in Arbeit [1] enthalten sind, und gehen dabei von neuen Voraussetzungen aus. In [6] wurden am Beispiel der NDZ-Stufe einer Turbine T-100/120-130 die Abhängigkeiten K_F und ψ_{II}^2 vom Drehradius aufgezeigt. Vernachlässigt man die Verteilung der Dichte, kann man leicht die Mittelwerte dieser Koeffizienten bezogen auf die Leistung berechnen:

$$a_1(B_K + \Delta\bar{B}R_K) \frac{R_B^5 - R_K^5}{5} + \left[a_2(B_K + \Delta\bar{B}R_K) - a_1\Delta\bar{B} \right] \\ \times \frac{R_B^6 - R_K^6}{6} - a_2\Delta\bar{B} \frac{R_B^7 - R_K^7}{7} \\ \bar{K}_F = a_0 + \frac{\left(B_K + \Delta\bar{B}R_K \right) (R_B^4 - R_K^4) / 4 - \Delta\bar{B} (R_B^5 - R_K^5) / 5}{\left(B_K + \Delta\bar{B}R_K \right) (R_B^4 - R_K^4) / 4 - \Delta\bar{B} (R_B^5 - R_K^5) / 5}; \quad (12)$$

$$b_1(B_K + \Delta\bar{B}R_K) \frac{R_B^5 - R_K^5}{5} + \left[b_2(B_K + \Delta\bar{B}R_K) - b_1\Delta\bar{B} \right] \\ \times \frac{R_B^6 - R_K^6}{6} - b_2\Delta\bar{B} \frac{R_B^7 - R_K^7}{7} \\ \bar{\psi}_{II}^2 = b_0 + \frac{\left(B_K + \Delta\bar{B}R_K \right) (R_B^4 - R_K^4) / 4 - \Delta\bar{B} (R_B^5 - R_K^5) / 5}{\left(B_K + \Delta\bar{B}R_K \right) (R_B^4 - R_K^4) / 4 - \Delta\bar{B} (R_B^5 - R_K^5) / 5}, \quad (13)$$

wobei sich die Koeffizienten a_i und b_i auf die Beschreibung der Abhängigkeit K_F und ψ_{II}^2 vom Drehradius beziehen; B_K und B_B bezeichnen die Fuß- und periphere Axialbreite; $\Delta\bar{B} = (B_K - B_B)/L$ steht für die relative Veränderung der Axialbreite vom Fuß bis zur Peripherie.

Wir bezeichnen $\Omega_K = \bar{\psi}^2 \omega^2 R_K^2 / 2g p_0 V_0$ und $\Omega_B = \psi^2 \omega^2 R_B^2 / 2g p_0 V_0$. Dann beträgt die Leistung der FK-Wirkung (in W)

$$N_{FK} = \frac{\omega^3 R_B}{2g R_K} \int_{R_K}^{R_B} \rho \left[(B_K + \Delta\bar{B}R_K) - \Delta\bar{B}R \right]^3 dR = \\ = \frac{g^2 p_0^2 V_0}{\bar{\psi}^4 \omega} \left\{ (B_K + \Delta\bar{B}R_K) \left[(\Omega_B - 1) r_B - (\Omega_K - 1) r_K - \right. \right. \\ \left. \left. - \frac{3}{2} \Delta\bar{B} \left[R_B r_B \sum_{n=2}^{\infty} (-1)^n \frac{2^{2n} n!}{(2n+1)!} \Omega_B^n - R_K r_K \sum_{n=2}^{\infty} (-1)^n \frac{2^{2n} n!}{(2n+1)!} \Omega_B^n \right] \right\}. \quad (14)$$

Formel (14) gilt für beliebige LS. Wir führen die Bezeichnungen ein: $\Omega_1 = \bar{\psi}^2 \omega^2 R_1^2 / 2g p_0 V_0$ und $\Omega_2 = \bar{\psi}^2 \omega^2 R_2^2 / 2g p_0 V_0$, sowie

$r_1 = \exp\left[\overline{\psi}^2 \omega^2 (R_1^2 - R_0^2) / 2gp_0V_0\right]$ und $r_2 = \exp\left[\overline{\psi}^2 \omega^2 (R_2^2 - R_0^2) / 2gp_0V_0\right]$. Die Leistung der CK-Wirkung beträgt:

in Stufen mit langen LS

$$\begin{aligned}
 N_{CK} &= 4\pi \overline{K}_F \overline{\psi}^2 \frac{\omega^3}{g} \int_{R_1}^{R_2} \rho \left[(B_K + \overline{\Delta B} R_K) - \overline{\Delta B} R \right] \times \left(R^2 - R_1^2 + \frac{w_1^2}{\overline{\psi}^2 \omega^2} \right) R dR = \\
 &= \frac{8\pi \overline{K}_F g^2 p_0^2 V_0}{\overline{\psi}^2 \omega} \left\{ (B_K + \overline{\Delta B} R_K) \left[\left(\Omega_2 - \Omega_1 - 1 + \frac{w_1^2}{2gp_0V_0} \right) r_2 - \left(\frac{w_1^2}{2gp_0V_0} - 1 \right) r_1 \right] - \right. \\
 &- \overline{\Delta B} \left[\left(\frac{3}{2} + \Omega_1 - \frac{w_1^2}{2gp_0V_0} \right) \times \left(R_2 r_2 \sum_{n=2}^{\infty} (-1)^n \frac{2^{2n} n!}{(2n+1)!} \Omega_2^n - R_1 r_1 \sum_{n=2}^{\infty} (-1)^n \frac{2^{2n} n!}{(2n+1)!} \Omega_1^n - \right. \right. \\
 &\left. \left. - \frac{4}{3} \left(\Omega_1 - \frac{w_1^2}{2gp_0V_0} \right) (R_2 r_2 \Omega_2 - R_1 r_1 \Omega_1) \right] \right\}; \quad (15)
 \end{aligned}$$

in Stufen mit kurzen LS:

$$N_{CK} = \frac{B_{0\Gamma}}{B_{0H}} N_{CK} \approx \frac{L \overline{\sin\beta}}{B_{0H} \sqrt{1+1/k}} N_{CK} \quad (15')$$

Die Berechnung der Verluste nach diesem Verfahren ergibt für die Stufen der Turbine T-100/120-130 folgende Ergebnisse: bei der vorletzten Stufe ist $N_{B_1} = N_{FK} + N_{CK} = 11,4 + 76,7 = 88,1$ (kW); bei der vorletzten Stufe ist $N_{B_2} = 36,8 + 373,3 = 410,1$ (kW); im gesamten Abschnitt ist $N_B = 88,1 + 410,1 = 498,2$ (kW). Dieser Betrag ist um ganze 26 kW niedriger als der nach Arbeit [6] berechnete Wert.

Diese allgemeine Methode liefert außerdem die notwendigen Werte (G_0 und G_1 max; w_1 und w_2 ; R_1 und R_2 ; $\overline{\sin\beta}_1$ und $\overline{\sin\beta}_2$) zur Überprüfung der Leistungsberechnung der CK-Wirkung:

$$N_{CK} = G_0 (c_2^2 - c_1^2) \quad (16)$$

wobei c_1 und c_2 die absoluten Ein- und Austrittsgeschwindigkeiten der MIG-Strömung bezeichnen.

Anhand des untersuchten Materials kann man folgende Schlußfolgerungen ziehen:

1. Der Ventilationsdurchsatz in der Turbinenstufe kann entweder über die Seitenquerschnitte von Ein- und Austritt des MIG oder über die Axialbreite (bzw. den NQ) des LSDB begrenzt werden.

2. Beschränkt man den Durchsatz über die Seitenquerschnitte, macht dies die CK-Wirkung von der Axialbreite unabhängig und führt zur Entstehung eines passiven Ventilationsbereichs. Dabei sind die LS in Bezug auf die Axialbreite kurz.
3. Beschränkt man den Ventilationsdurchsatz über den NQ (bzw B_0), führt dies zu einer Durchsatzumkehr der Seiteneintrittsquerschnitte der Beschaufelung und zu einer Verringerung des NQ zur Peripherie hin. Dabei steht die CK-Wirkung in direkter Abhängigkeit von der Axialbreite des Drehbereichs, und die LS sind in Bezug auf sie lang.
4. Die Berechnung der Verluste in Stufen mit langen LS ergibt nach den Arbeiten [1, 6] überhöhte Werte und kann deshalb nur zu einer vorläufigen Schätzung verwendet werden.
5. Die Berechnung der Ventilationsverluste in Stufen mit langen LS nach den empirisch ermittelten Formeln führt zu wesentlich überhöhten Werten, da in diesen Formeln eine maximale CK-Wirkung angesetzt wurde. So werden nach den in Arbeit [7] angeführten Formeln die Verluste im NDZ der Turbine T-250/300-240 auf 3 - 3,5 MW ($p_0 = 0,1$ at) geschätzt, d.h. fast doppelt so hoch wie in Wirklichkeit.

Literaturverzeichnis

1. Усачев И.П., Неуймин В.М., Тихомиров А.Н.: Расчет и анализ установившихся режимов ц.н.д. паровых турбин. - Энергомашиностроение. 1976, № 10, стр. 11 - 13.
Usačev, I.P.; Neujmin, V.M.; Tichomirov, A.N.: Rasčet i analiz ustanovivšichsja režimov c.n.d. parovyh turbin. - In: Energomašinoštroenie. Leningrad, 22 (1976), Nr 10, S. 11 - 13.
<Berechnung und Analyse des stationären Betriebs der Niederdruckzylinder von Dampfturbinen; russ.>
2. Stodola, Aurel: Steam and gas turbines. With a supplement on the prospects of the thermal prime mover. <Übers.> Louis C. Loewenstein. New York: Peter Smith, 1945, Bd 1, XVIII + 763 S.
3. Траупель, В.: Тепловые турбомашини. Том 1. Москва/Ленинград: Госэнергоиздат, 1961, 342 стр.
Traupel', V.: Teplovyje turbomašino. Tom 1. Moskva/Leningrad: Gosenergoizdat, 1961, 342 str.
Aus dem Dt.: Traupel, Walter: Thermische Turbomaschinen. Bd 1: Thermodynamisch-strömungstechnische Berechnung. Berlin/Heidelberg: Springer, 1958, XII + 407 S.
4. Марков Н.М., Терентьев И.К.: Расчет вентиляционных потерь при парциальном подводе пара в ступенях давления паровых турбин. - Труды. Центральный научно-исследовательский и проектно-конструкторский котлотурбинный институт им. И.И. Ползунова. Ленинград, 70 (1966), стр. 91 - 102.
Markov, N.M.; Terent'ev, I.K.: Rasčet ventiljacionnyh poter' pri parcial'nom podvode para v stupenjach davlenija parovyh turbin. - In: Trudy. Central'nyj naučno-issledovatel'skij i

proektно-konstruktorskij kotloturbinnyj institut im. I.I. Polzunova. Leningrad, 70 (1966), S. 91 - 102.

<Berechnung der Ventilationsverluste bei partieller Dampfung in den Druckstufen von Dampfturbinen; russ.>

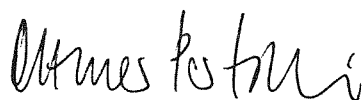
5. Межеричкий А.Д.: Вентиляционные потери мощности в турбинной ступени. - Энергомашиностроение. 1976, № 10, стр. 11 - 13.
Mežerickij, A.D.: Ventilacionnye poteri moščnosti v turbinnoj stupeni. - In: Energomašinostroenie. Leningrad, 22 (1976), Nr 10, S. 11 - 13.
<Ventilationsbedingte Leistungsverluste in einer Turbinenstufe; russ.>

6. Неуймин В.М., Подкорытова Л.Н., Тихомиров А.Н.: Затраты мощности на вентиляцию механически инертного пара в ступенях ЦНД паровых турбин. - Опыт создания турбин и дизелей. Свердловск: Средне-Уральское книжное издательство, 4 (1977), стр. 24 - 32.
Neujmin, V.M.; Podkorytova, L.N.; Tichomirov, A.N.: Zatraty moščnosti na ventilaciju mehaničeski inertnogo pera v stupenjach CND parovyh turbin. - In: Opyt sozdanija turbin i dizelej. Sverdlovsk: 4 (1977), S. 24 - 32.
<Ventilationsbedingte Leistungsverluste an mechanisch inertem Dampf in den NDZ-Stufen von Dampfturbinen; russ.>

7. Шапиро Г.А., Трубилов М.А., Захаров Ю.В., Гуторов В.Ф., Бойко И.И.: Экспериментальное исследование потерь мощности на трение и вентиляцию в турбине УТМЗ типа Т-50-130. - Теплоэнергетика. 1972, № 1, стр. 63 - 66.
Šapiro, G.A.; Trubilov, M.A.; Zacharov, Ju.V.; Gutorov, V.F.; Bojko, I.I.: Eksperimental'noe issledovanie poter' moščnosti na trenie i ventilaciju v turbine UTMZ tipa PT-50-130. - In: Teploenergetika. Moskva, 19 (1972), Nr 1, S. 63 - 66.
Engl. Übers.: Experimental investigation of power loss due to friction and windage in a UTZM T-50-130 turbine. - In: Thermal engineering. Oxford/New York, 19 (1972), Nr 1, S. 84 - 88

Stuttgart, den 24. April 1998

übersetzt von



(Ottmar Pertschi)

Dipl.-Übersetzer