

Gerard KOSMAN

## **BADANIA TEORETYCZNE NATURALNEGO I WYMUSZONEGO CHŁODZENIA GRUBOŚCIENNYCH ELEMENTÓW MASZYN I URZĄDZEŃ ENERGETYCZNYCH**

**Streszczenie.** Przedstawiono wyniki własnych badań teoretycznych stanu termicznego i wytrzymałościowego grubościennych elementów turbin i kotłów parowych w czasie naturalnego i wymuszonego chłodzenia. Podano uproszczony, analityczny opis procesu naturalnego i wymuszonego stygnięcia. Określono dopuszczalne prędkości chłodzenia elementów grubościennych oraz oceniono wpływ wymuszonego chłodzenia na ich trwałość.

## **THE THEORETICAL STUDIES OF THE NATURAL AND FORCED COOLING OF THE THICK-WALLED COMPONENTS OF THE POWER MACHINES AND DEVICES**

**Summary.** The results of the theoretical analysis of the thermal and strength states of the thick-walled components of the turbines and steam boilers are presented for the cases of natural and forced cooling. A simplified analytical description of a natural and forced cooling – down are given. The allowable cooling rates of the thick-walled elements are given and the influence of the forced cooling on the durability was determined.

## **THEORETISCHE UNTERSUCHUNGEN VON UNGEZWUNGENEN UND GEZWUNGENEN KÜHLUNG VON DICKWANDIGEN BAUTEILEN VON ENERGETISCHEN MASCHINEN UND EINRICHTUNGEN**

**Zusammenfassung.** Die Resultate von eigenen theoretischem Forschungen thermischer Beanspruchung und Festigkeitszustände von dickwandigen Turbinenbauteilen und Dampferzeugerbauteilen im Zeit einer natürlichen und gezwungenen Kühlung. Es wurde eine vereinfachte Methode einer analytischen Beschreibung des ungezwungenen und gezwungenen Kühlungsprozesses beschrieben. Eine Ermittlung sicherheitsbedingten Kühlungsgeschwindigkeiten von dickwan-

digen Bauteilen und eine Auswertung des Einflusses gezwungener Kühlung auf ihre Lebensdauer wurde gegeben.

## 1. WSTĘP

Ogromna większość badań stanów przejściowych maszyn i urządzeń energetycznych dotyczy procesu nagrzewania i rozruchu z różnych początkowych stanów termicznych. Prowadzono szerokie badania eksperymentalne oraz analizy teoretyczne tego zagadnienia. Określono optymalne warunki rozruchu w postaci charakterystyk rozruchowych lub różnych kryteriów eksploatacyjnych. Istnieje bogata literatura w tym zakresie. Osobnym problemem jest jakość uzyskanych wyników. Mimo prowadzenia wielu badań, ich rezultaty nie są zadowalające.

Badania stanów przejściowych związanych z zatrzymaniem i stygnięciem maszyn i urządzeń cieplnych są mniej liczne, zwłaszcza w zakresie przyspieszenia tego procesu. Chodzi o próby skrócenia czasu postoju poprzez wymuszone chłodzenie. Efektywne rozwiązanie tego problemu może przynieść znaczne oszczędności związane z przedłużeniem eksploatacji bloku przed planowanymi remontami oraz skróceniem postojów awaryjnych.

Zagadnienie wymuszonego chłodzenia turbin parowych jest częściowo znane w literaturze technicznej. W skali krajowej do lat 80. nie prowadzono żadnych badań w tym zakresie. Pierwsze informacje podano w [1], a pierwsze zastosowanie praktyczne opisano w [2]. Koncepcję przyspieszonego chłodzenia grubościennych elementów ciśnieniowych kotłów parowych, zwłaszcza kolektorów w przestrzeni międzystropowej przedstawiono w [4].

W czasie wymuszonego chłodzenia zmieniają się warunki wymiany ciepła, pola temperatur i naprężeń w elementach grubościennych. Znajomość wymienionych wielkości pozwala dobrać odpowiedni układ chłodzący oraz parametry i strumień czynnika chłodzącego. Naprężenia pojawiające się w czasie wymuszonego chłodzenia mają znak przeciwny do naprężeń występujących w procesie nagrzewania. Tak więc niewłaściwie prowadzone wymuszone chłodzenie może zmniejszyć trwałość elementów, ze względu na rozwinięcie się procesu zmęczenia cieplnego.

## 2. ZAKRES BADAŃ TEORETYCZNYCH I DOŚWIADCZALNYCH

Przyspieszenie stygnięcia można osiągnąć przez [3]:

- odstawienie bloku na parametrach poślizgowych,
- chłodzenie wyłączonych maszyn lub urządzeń parą obcą,
- chłodzenie elementów grubościennych powietrzem.

Dla turbin parowych stosowane są dwa sposoby chłodzenia powietrzem:

- 1) powietrze z obcego źródła wprowadzane jest pod pewnym ciśnieniem do wnętrza turbiny,
- 2) powietrze jest zasysane z turbiny za pomocą smoczków. Do wnętrza turbiny powietrze wpływa poprzez uszczelnienia i odwodnienia.

Z analizy danych literaturowych oraz własnych doświadczeń zdobytych w czasie wymuszonego chłodzenia wynika, że jeżeli jest to tylko możliwe należy stosować chłodzenie powietrzem pod ciśnieniem. Jest to metoda, która umożliwia pełną kontrolę przebiegu procesu pod względem cieplnym i wytrzymałościowym. Jest to więc chłodzenie bezpieczne, a jednocześnie bardzo efektywne ze względu na możliwość stosowania dużych prędkości chłodzenia.

Metoda przyspieszonego chłodzenia obejmuje [3, 4]:

- a) wybór czynnika chłodzącego,
- b) organizację przepływu czynnika chłodzącego,
- c) dobór ilości i parametrów czynnika chłodzącego, które dedykują o prędkości chłodzenia,
- d) opracowanie sposobu kontroli stanu termicznego elementów grubościennych w czasie chłodzenia,
- e) określenie dopuszczalnej prędkości chłodzenia. Rozwiązanie wymienionych zadań wymaga przeprowadzenia szczegółowych badań doświadczalnych i teoretycznych.

Własne badania doświadczalne obejmowały pomiar i analizę przebiegów czasowych temperatur i wydłużeń cieplnych w czasie naturalnego i wymuszonego chłodzenia turbin, realizowanego dla różnych wariantów (różnej organizacji) przepływu powietrza chłodzącego przez turbinę [2, 3, 6]. Badano również przebiegi czasowe i prędkość chłodzenia grubościennych kolektorów kotłów parowych [7].

W ramach badań teoretycznych przeanalizowano stan termiczny i wytrzymałościowy elementów grubościennych turbin i kotłów parowych w czasie wymuszonego chłodzenia. Podjęto próbę analitycznego opisu procesu naturalnego i wymuszonego stygnięcia. Określono dopuszczalne prędkości chłodzenia elementów grubościennych oraz oceniono wpływ wymuszonego chłodzenia na ich trwałość [6]. W niniejszej pracy zawarto część uzyskanych w tym zakresie rezultatów.

### 3. WPLYW TEMPERATURY I STRUMIENIA POWIETRZA CHŁODZĄCEGO NA NAPRĘŻENIA W ELEMENTACH GRUBOŚCIENNYCH

Rzeczywistą prędkość chłodzenia można regulować przez zmianę temperatury i strumienia powietrza. Strumień powietrza wpływa w sposób istotny na wartość współczynnika wnikania ciepła. Zależność ogólną tych dwóch wielkości ujmuje równanie kryterialne  $Nu = f(Re, Pr)$ .

W praktycznym użyciu najpopularniejsza jest formuła podana przez Dittusa i Boeltera, którą można stosować w uproszczonej postaci

$$Nu = 0,023 Re^{0,8} Pr^{0,4}$$

Powstaje zatem problem, w jakim stopniu temperatura powietrza chłodzącego i współczynnik wnikania ciepła wpływają na naprężenia w elementach grubościennych. Problem ten w odniesieniu do wirnika turbiny był analizowany w opracowaniu [1].

Analizujemy wycinek wirnika części WP w obszarze najwyższych temperatur. W stanie ustalonym temperatura wirnika zmienia się w kierunku osiowym, natomiast wzdłuż promienia jest bardzo wyrównana. Załóżmy więc, że w chwili rozpoczęcia chłodzenia temperatura badanego wycinka wirnika jest wyrównana i równa  $T_p$ . Wirnik jest chłodzony powietrzem o temperaturze  $T_o$ , a przepływ ciepła odbywa się przez konwekcję przy znanym współczynniku wnikania ciepła.

Zakres badań obejmuje analizę wpływu temperatury powietrza  $T_p$  i współczynnika  $\alpha$  na rozkład temperatury i naprężeń w wirniku.

Temperaturę powietrza chłodzącego i współczynnik wnikania ciepła zmieniono w następujących zakresach:

$$T_p = 20 - 150^\circ\text{C}$$

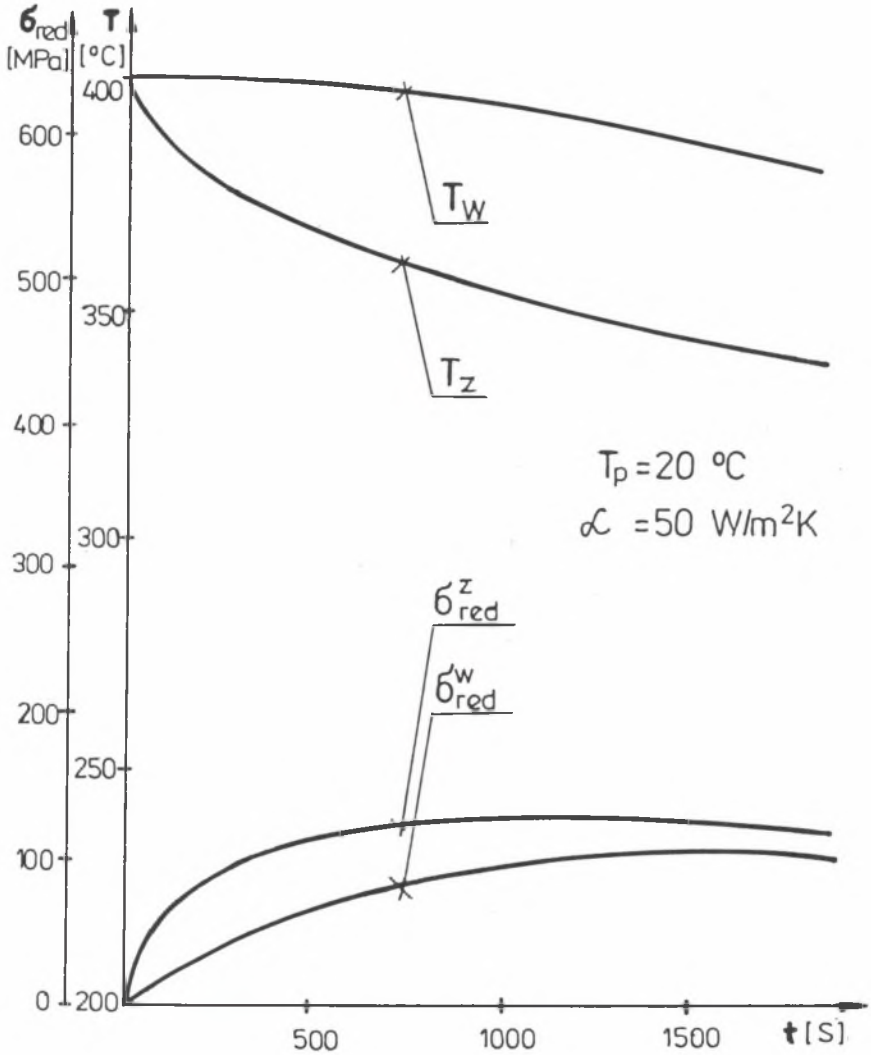
$$\alpha = 10 - 100 \text{ W/m}^2\text{K}$$

Rozkład temperatury w wirniku wyznaczono metodą numeryczną w formie bilansów elementarnych [5]. Przyjęto osiową symetrię szukanych temperatur. Założenie to w odniesieniu do wirnika jest całkowicie uzasadnione. Naprężenia cieplne w wirniku liczone według zależności podanych w [5]. Zakres obliczeń ograniczono do wyznaczenia sprężystego stanu naprężenia i odkształcenia wirnika.

Przykładowe wyniki obliczeń pól temperatury i naprężeń w wirniku przedstawiono na rys. 1 i 2. Na każdym rysunku nakreślono przebiegi czasowe temperatury i naprężeń na powierzchni wewnętrznej i zewnętrznej wirnika dla wybranych par  $T_p$  i  $\alpha$ .

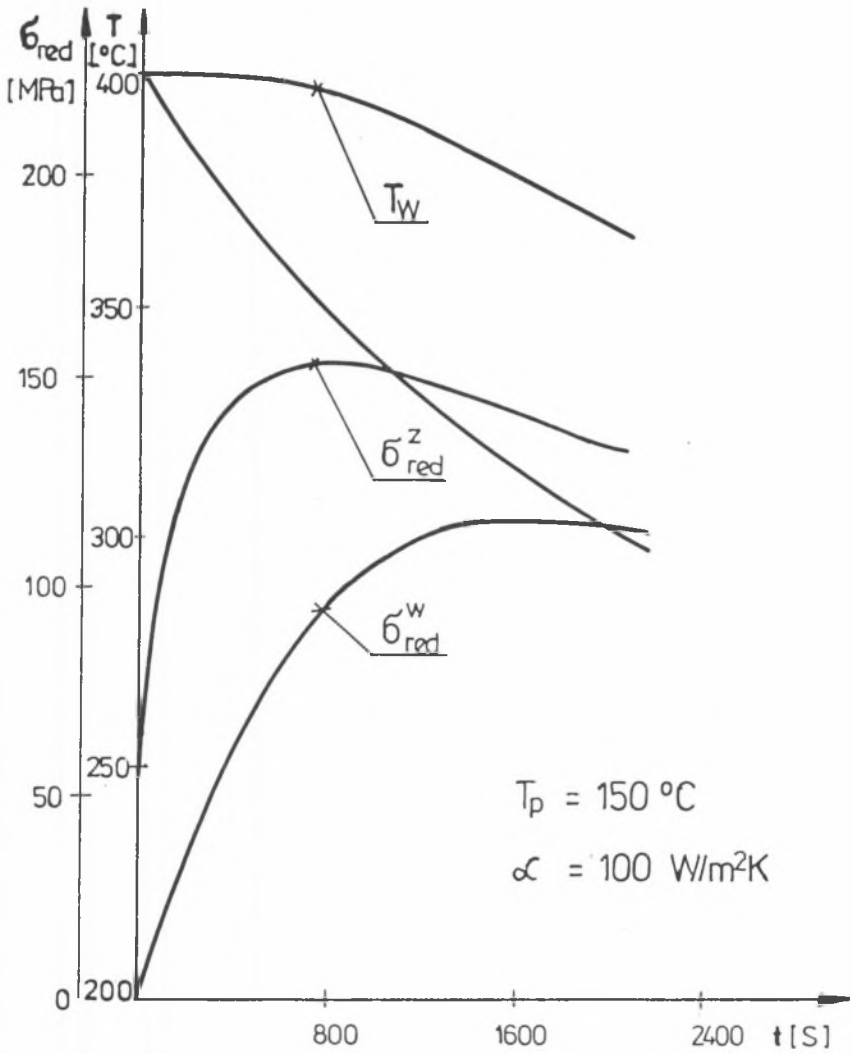
Najważniejszą wielkością jest wartość maksymalnych naprężeń zredukowanych dla różnych temperatur powietrza  $T_p$  i współczynników wnikania ciepła.

Opierając się na uzyskanych rezultatach nakreślono zależność maksymalnych naprężeń zredukowanych i czasu ich występowania od temperatury czynnika chłodzącego i współczynnika  $\alpha$ .



Rys. 1. Przebiegi czasowe temperatury i naprężeń na powierzchni wewnętrznej i zewnętrznej wirnika

Fig. 1. Time variation of temperature and stress on the inner and outer surface of a rotor



Rys. 2. Przebiegi czasowe temperatury i naprężeń na powierzchni wewnętrznej i zewnętrznej wirnika

Fig. 2. Time variation of temperature and stress on the inner and outer surface of a rotor

$$\sigma_{\max} = f(T_p, \alpha)$$

$$t_{\sigma} = f(T_p, \alpha)$$

Zależności te przedstawiono graficznie na rys. 3 i 4. Maksymalne naprężenie zredukowane wzrasta ze wzrostem współczynnika wnikania ciepła i maleje przy wzroście temperatury powietrza (rys. 3). Czas występowania  $\sigma_{\text{red,max}}$  zależy od współczynnika  $\alpha$ , natomiast nie zmienia się przy zmianie temperatury powietrza.

Wszystkie podane wyniki obliczeń temperatur i naprężeń dotyczą początkowej temperatury wirnika równej

$$T = 400^{\circ}\text{C}$$

Omówione obliczenia można powtórzyć dla innych wartości temperatury  $T_0$ , traktowanej jako parametr.

W przedstawionym zagadnieniu bardzo istotną sprawą jest również czas trwania procesu chłodzenia do osiągnięcia stanu zimnego. Jako górną granicę stanu zimnego przyjmuje się  $150^{\circ}\text{C}$ .

W uzupełnieniu wyżej omówionych analiz przeprowadzono obliczenia czasu trwania procesu chłodzenia do osiągnięcia przez wirnik temperatury 150 i  $100^{\circ}\text{C}$ . Wyniki obliczeń przestawiono graficznie na rys. 5.

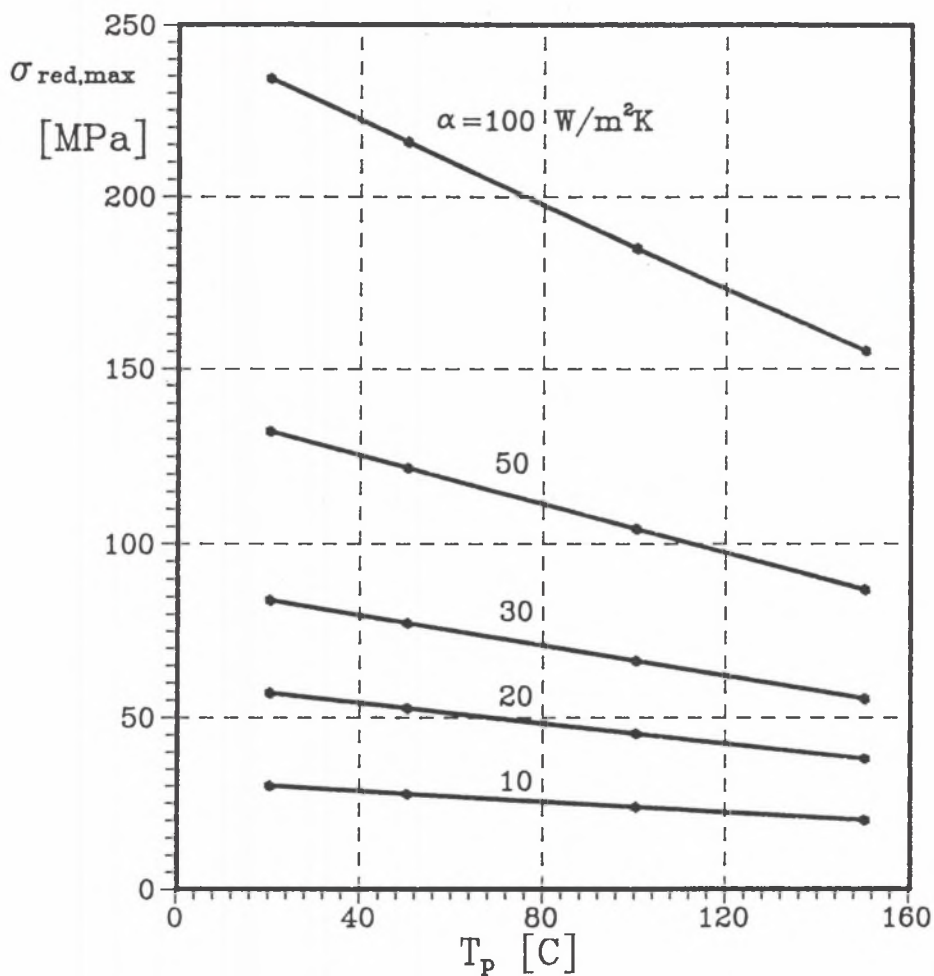
W dalszej kolejności przeprowadzono obliczenia średniej prędkości chłodzenia wirnika do osiągnięcia temperatury  $150^{\circ}\text{C}$  oraz  $100^{\circ}\text{C}$ , a następnie maksymalnych prędkości chłodzenia (rys. 6). Wyniki tych obliczeń przedstawiono w tablicach 1 i 2. Maksymalne prędkości występują w pierwszej fazie chłodzenia (rys. 6).

Tablica 1

**Wartości średnich prędkości chłodzenia  $\bar{V}_{150}$  i  $\bar{V}_{100}$  w K/min do osiągnięcia przez wirnik temperatury 100 i  $150^{\circ}\text{C}$**

$\alpha$ [W/m <sup>2</sup> K]		30	50	100
$\bar{V}_{150}$	$T_p = 20^{\circ}\text{C}$	0,71	1,13	2,03
	$T_p = 50^{\circ}\text{C}$	0,61	0,97	1,75
$\bar{V}_{100}$	$T_p = 20^{\circ}\text{C}$	0,59	0,59	1,71
	$T_p = 50^{\circ}\text{C}$	0,47	0,47	1,39

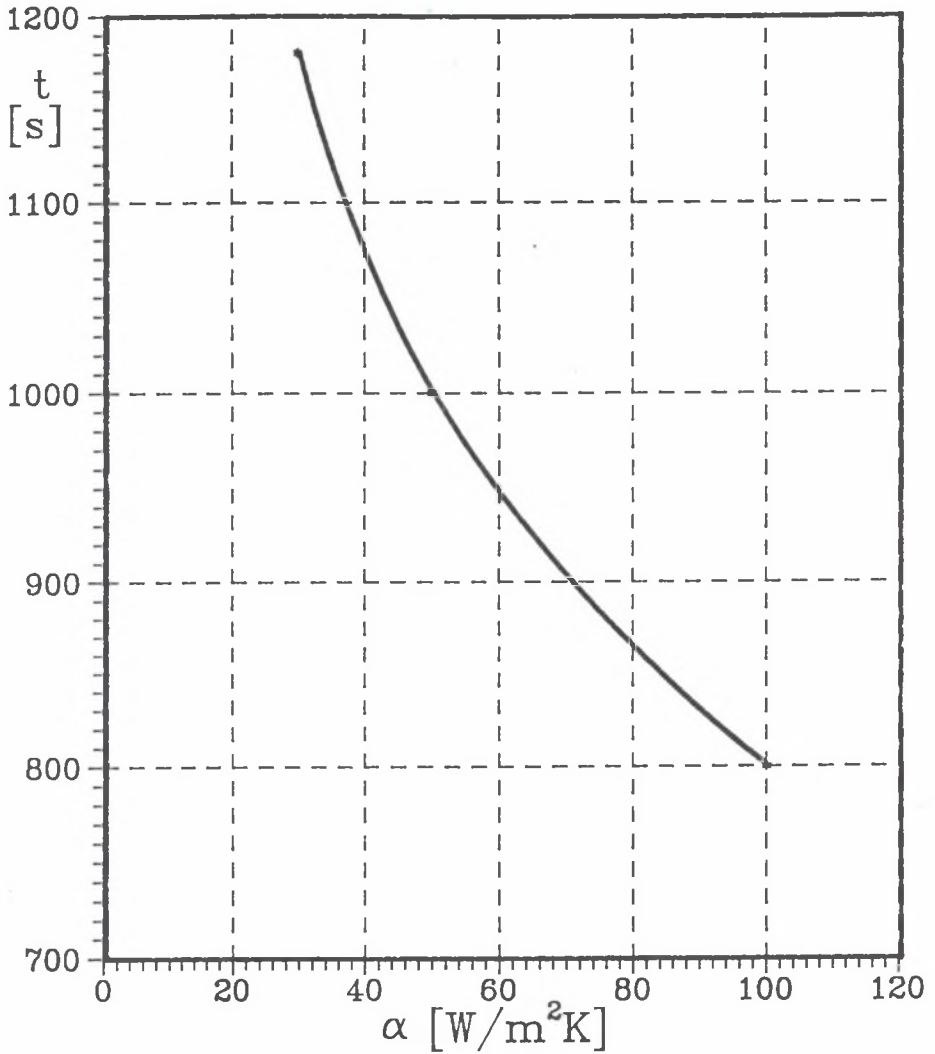




Rys. 3. Zależność maksymalnych naprężeń zredukowanych od temperatury czynnika chłodzącego  $T_p$  i współczynnika  $\alpha$

Fig. 3. Dependence of the maximum effective stress on the cooling medium temperature  $T_p$  and the value of  $\alpha$





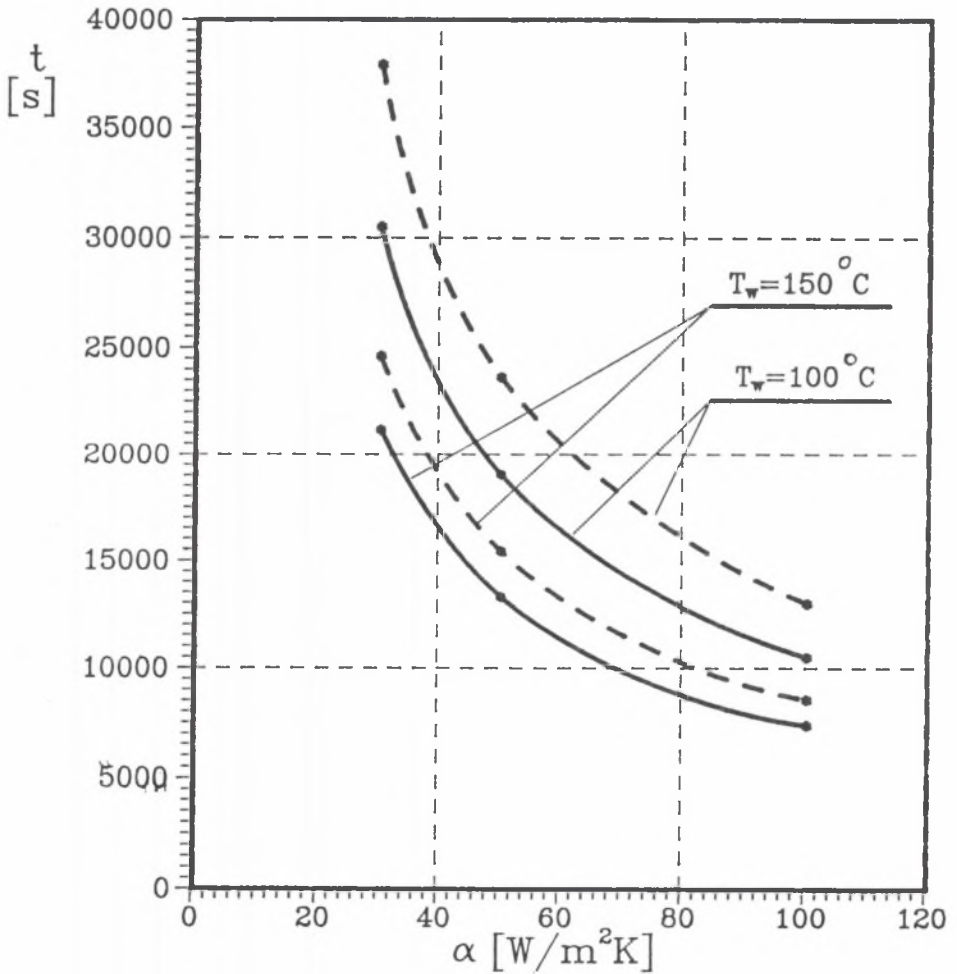
Rys. 4. Zależność czasu wystąpienia maksymalnych naprężeń od współczynnika wnikania ciepła

Fig. 4. Dependence of the time of occurrence of the maximum stress on the heat transfer coefficient value

Tablica 2

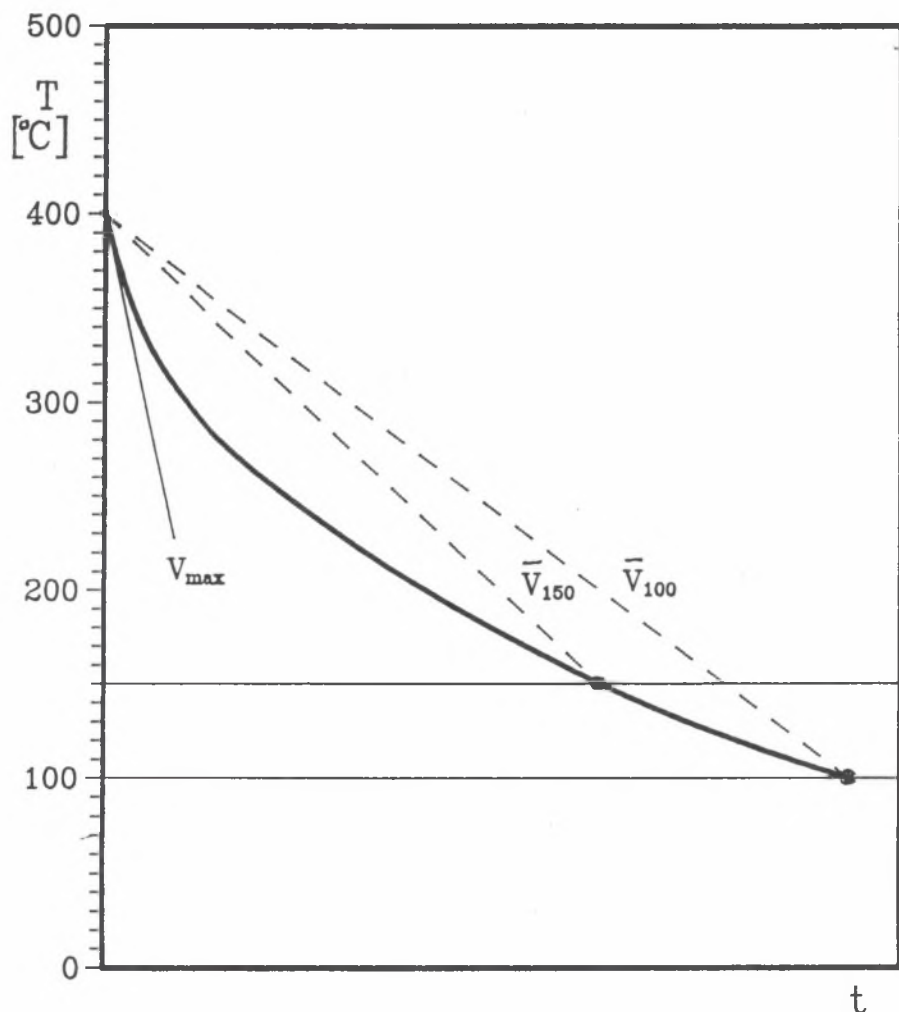
**Wartości maksymalnych prędkości chłodzenia [K/min]**

$T_p$ \ $\alpha$	30	50	100
20	7,21	11,70	22,58
50	6,53	10,73	20,78



Rys. 5. Czas trwania procesu chłodzenia do osiągnięcia przez wirnik temperatury 150 i 100°C

Fig. 5. Cooling time, the rotor cooled to 150°C and 100°C



Rys. 6. Maksymalna i średnie prędkości chłodzenia do osiągnięcia temperatury 150 i 100°C

Fig. 6. Maximum and mean cooling rates, the rotor cooled to 150 and 100°C

#### 4. UPROSZCZONY ANALITYCZNY OPIS STYGNIĘCIA ELEMENTÓW GRUBOŚCIENNYCH

Analiza wyników pomiarów temperatury elementów grubościennych w czasie stygnięcia wskazuje, że występuje duża równomierność nagrzania w da-

nym przekroju elementu (różnice temperatury, zwłaszcza dla większych czasów stygnięcia, są niewielkie), a proces przebiega bardzo równomiernie, ze zmniejszającą się prędkością.

Rozwijając dalej pierwszy wniosek należy zauważyć, że wyrównywanie temperatury wewnątrz ciała w czasie jego chłodzenia (nagrzewania) występuje wtedy, gdy opór wnikania ciepła znacznie przewyższa opór przewodzenia. Wniosek ten uzasadnia próbę opisu naturalnego i wymuszonego stygnięcia procesem chłodzenia ciała o dużym oporze wnikania ciepła [8].

Na podstawie drugiego wniosku do analizy pola temperatury w czasie stygnięcia można wykorzystać teorię uogólnionego stanu uporządkowanego.

#### 4.1. Chłodzenie ciała o dużym oporze wnikania ciepła

Dla ciała o objętości  $V$ , temperaturze  $T$ , polu powierzchni  $A$  otoczonej przez płyn o temperaturze  $T_p$  równanie bilansu ma postać:

$$-V \rho c dT = \alpha A (T - T_p) dt \quad (1)$$

lub

$$\frac{dv}{v} = -\frac{\alpha A}{V \cdot \rho \cdot c} dt \quad (2)$$

gdzie

$$v = T - T_p \quad (3)$$

Z (2) otrzymujemy rozwiązanie

$$v = v_0 \exp\left(-\frac{\alpha A}{V \cdot \rho \cdot c} t\right) \quad (4)$$

$v_0$  jest początkową nadwyżką temperatury ciała.

Wielkość

$$t_0 = \frac{V \cdot \rho \cdot c}{\alpha A} \quad (5)$$

ma wymiar czasu i nosi nazwę stałej czasowej, a jej odwrotność

$$m = \frac{1}{t_0}$$

jest nazywana tempem chłodzenia.

Wprowadzając wielkości  $m$  i  $t_0$  do (4) mamy

$$v = v_0 \exp(-mt) = v_0 \exp\left(-\frac{t}{t_0}\right) \quad (6)$$

#### 4.2. Proces przepływu ciepła w warunkach uporządkowanych

Aperiodyczną zmianę nadwyżki temperatury ciała podczas chłodzenia można przedstawić w postaci sumy szeregu:

$$v = \sum_{n=1}^{\infty} A_n U_n \exp(-m_n t) \quad (7)$$

gdzie:

$A_n$  – stałe zależne od warunków początkowych i kształtu ciała

$U_n$  – funkcje uwzględniające zależność temperatury od współrzędnych i warunków chłodzenia.

Szereg we wzorze (7) jest szybkozbieżny. Począwszy od pewnego czasu  $t$  wystarcza uwzględnić tylko pierwszy wyraz szeregu

$$v = A_1 U_1 \exp(-mt) \quad (8)$$

Wprowadzając do (8) początkową nadwyżkę temperatury  $v_0$  otrzymujemy

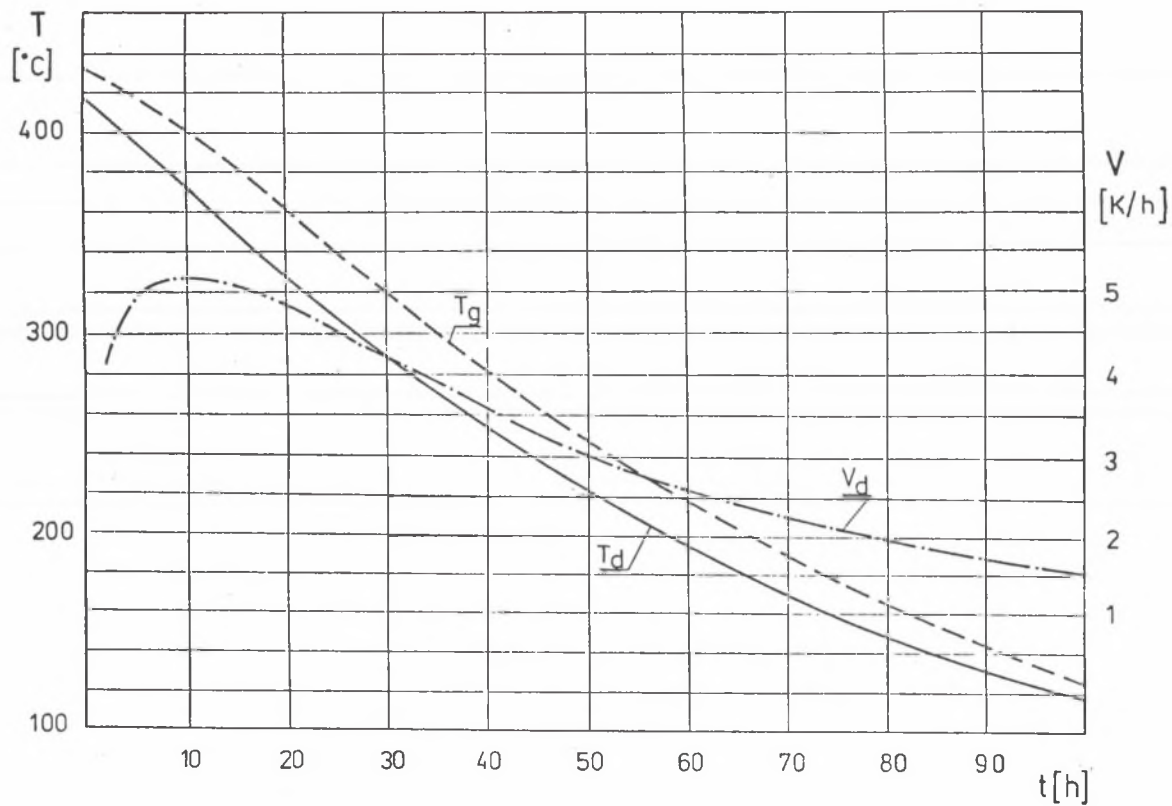
$$v(x, t) = v_0(x) \exp(-mt) \quad (9)$$

Zależność wykładnicza nadwyżki temperatury od czasu ma taki sam charakter jak dla ciała o pomijalnym oporze przewodzenia.

Jeżeli przyjąć, że początkowa temperatura  $T_0$  i jej nadwyżka  $v_0$  są stałe, to wzór (9) przechodzi w zależność (6).

Wielkości  $m$  i  $t_0$  są stałe w warunkach uporządkowanego przepływu ciepła i jednakowe dla wszystkich punktów rozpatrywanego ciała, natomiast są zależne od kształtu, wymiarów i własności termofizycznych ciała oraz od warunków wnikania ciepła. Wielkości te w warunkach uporządkowanej wymiany ciepła można prosto wyznaczyć w sposób doświadczalny przez pomiar dwóch wartości nadwyżek temperatur  $v_1$  i  $v_2$  w chwilach  $t_1$  i  $t_2$  w tym samym dowolnym punkcie ciała

$$m = \frac{1}{t_0} = \frac{\ln v_2 - \ln v_1}{t_2 - t_1} \quad (10)$$



Rys. 7. Przebieg czasowy temperatury kadłuba w czasie naturalnego stygnięcia (g – góra, d – dół kadłuba)

Fig. 7. The casing temperature curve under normal cooling conditions. (g – upper, d – bottom part of the casing)

Przykładowe wyniki obliczeń tempa i stałej czasowej naturalnego chłodzenia kadłubów turbiny podano w tablicy 3. Wartości te wyznaczono na podstawie rezultatów pomiarów temperatury metalu kadłubów (rys. 7).

**Tablica 3**  
**Uśrednione wartości tempa i stałej czasowej chłodzenia naturalnego turbiny**

Kadłub	m [1/h]	$t_0$ [h]
Kadłub wewnętrzny cz. WP	0,0142	70,4
Kadłub zewnętrzny cz. WP	0,0146	68,5
Kadłub wewnętrzny cz. SP	0,0195	51,3
Kadłub zewnętrzny cz. SP	0,0203	49,3

### 4.3. Chłodzenie elementów jako proces quasi-ustalony

Przyjmujemy, że proces chłodzenia jest procesem quasi-ustalonym, tzn. prędkość chłodzenia wszystkich punktów danego elementu jest taka sama. Rozpatrujemy wycinek dowolnego grubościennego elementu, powstały przez wycięcie powierzchniami krzywoliniowego układu współrzędnych  $x$ ,  $\eta$ ,  $\zeta$  dobranego odpowiednio do kształtu elementu. Rozkład temperatury  $T(x, t)$  wzdłuż grubości elementu określa równanie przewodzenia ciepła

$$\frac{1}{H_\eta H_\zeta} \frac{\partial}{\partial x} \left( H_\eta H_\zeta \frac{\partial T}{\partial x} \right) = \frac{c\rho}{\lambda} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (11)$$

W celu skrócenia zapisu stosować będziemy następujące oznaczenie

$$H = H_\eta \cdot H_\zeta$$

Rozwiązanie równania (11) musi spełniać warunek początkowy

$$T(x, 0) = T_0 \quad (12)$$

oraz warunki brzegowe

$$\begin{aligned} -\lambda \frac{\rho T}{\rho x} \Big|_{x=0} &= q \\ -\lambda \frac{\rho T}{\rho x} \Big|_{x=h} &= q^* \end{aligned} \quad (13)$$



Dla tak przyjętych warunków brzegowych po krótkim okresie występowania wstępnego nagrzewania w elemencie ustala się stan quasi-stacjonarny, charakteryzujący się niezmiennym profilem temperatury wzdłuż grubości ścianki i stałą dla wszystkich punktów szybkością nagrzewania. Stan ten dla dowolnego elementu opisuje zależność

$$T(x, t) = T_0 + Vt + \frac{q}{\lambda} f(x) - \frac{q^*}{\lambda} f^*(x) \quad (14)$$

gdzie:

$V$  – szybkość nagrzewania (stała dla wszystkich punktów wzdłuż grubości elementu).

$$V = \frac{q(H(0) - q^*H(h))}{c\rho \int_0^h H dx} \quad (15)$$

$f(x)$ ,  $f^*(x)$  – funkcje zależne od kształtu i wymiarów elementu [5].

Składowe stanu naprężenia wywołanego nierównomiernym rozkładem temperatury w elemencie są równe:

$$\sigma_{ij} = A[q F_{ij}(x) - q^* F_{ij}^*(x)], \quad i, j = x, \eta, \zeta \quad (16)$$

gdzie:

$A$  – współczynnik uwzględniający własności materiału.

$$A = \frac{\beta E}{(1 - \nu)\lambda} \quad (17)$$

$F_{ij}$ ,  $F_{ij}^*$  – funkcje zależne od kształtu elementu.

Na przykład dla powłoki walcowej o promieniu wewnętrznym  $a$  i grubości  $h$  w układzie współrzędnych  $x, z, \rho$  pierwsza z funkcji  $F_{ij}(x)$  przyjmuje postać:

$$F_{xx}(x) = \frac{1}{(a+x)^2} \left[ \frac{2ax + x^2}{2ah + h^2} \int_0^h (a+x) f(x) dx - \int_0^x (a+x) f(x) dx \right] \quad (18)$$

Maksymalne naprężenia zredukowane w elemencie wynoszą

$$\sigma_{\max} = A \left[ q F_{\max} - q^* F_{\max}^* \right] \quad (19)$$

gdzie:  $F_{\max}$ ,  $F_{\max}^*$  – współczynniki zależne od kształtu elementu

$$F_{\max} = \frac{\int_0^h H f(x) dx}{\int_0^h H dx} - f(0) \quad (20)$$

Na podstawie (19) dopuszczalna gęstość strumienia ciepła odprowadzonego jest równa

$$q_{\text{dop}} = \frac{\sigma_{\text{dop}}}{A (F_{\max} - \varepsilon F_{\max}^*)} \quad (21)$$

gdzie:  $\varepsilon = q^*/q$ .

Z formuły (15) wynika, że szybkość chłodzenia dowolnego elementu zależy od gęstości strumienia odprowadzonego ciepła i rośnie wraz z jej wzrostem. Istnieje więc wartość graniczna (dopuszczalna) tej szybkości, która związana jest z dopuszczalnym strumieniem ciepła  $q_{\text{dop}}$ . Jest to zarazem szybkość optymalna, ponieważ zapewnia minimalny czas chłodzenia

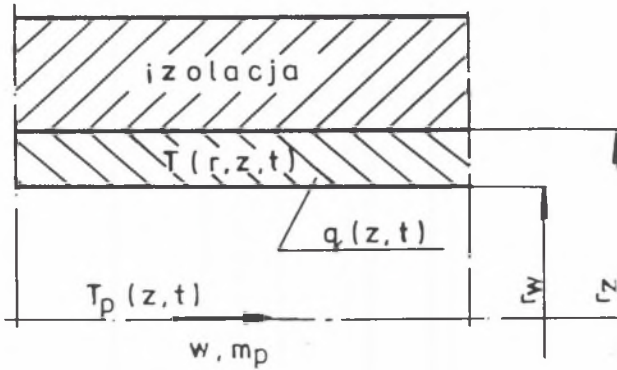
$$V_{\text{dop}} = \left( \frac{\partial T}{\partial t} \right)_{\text{dop}} = \frac{\sigma_{\text{dop}}}{A_{\text{cp}}} \frac{H(0) - \varepsilon H(h)}{(F_{\max} - \varepsilon F_{\max}^*) \int_0^h H dx} \quad (22)$$

Opierając się na przedstawionych formułach można ocenić wpływ geometrycznych i materiałowych cech konstrukcyjnych elementu na optymalne warunki chłodzenia. Wartości liczbowe uzyskuje się z podanych równań przyjmując dla elementu walcowego i kulistego odpowiednio:

$$H_w = H_\eta H_\zeta = a + x, \quad H_k = H_\eta H_\zeta = (a + x)^2 \quad (23)$$

#### 4.4. Przyrost temperatury powietrza chłodzącego

Powietrze chłodzące, w czasie przepływu przez turbinę lub układ ciśnieniowy kotła, podgrzewa się. Zmniejsza to intensywność wymuszonego chłodzenia. W celu uwzględnienia tego faktu w analizie teoretycznej procesu chłodzenia należy rozwiązać odpowiednie sprzężone zagadnienie wymiany ciepła. Najprościej zagadnienie to można sformułować i rozwiązać dla grubościennego kolektora kotła parowego (rys. 8).



Rys. 8. Chłodzenie izolowanego kolektora

Fig. 8. Cooling down of an insulated collector

Rozkład temperatury w kolektorze  $T(r, z, t)$  opisuje równanie przewodzenia ciepła

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \left[ \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right] \quad (24)$$

z warunkami brzegowymi

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=r_w} = q(z, t) \quad (25)$$

$$\frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=r_z} = 0$$

i warunkiem początkowym

$$T_0(r, z) = T(r, z, 0) \quad (26)$$

Strumień ciepła  $q(z, t)$  określony za pomocą współczynnika wnikania ciepła

$$q(z, t) = \alpha(z, t) [T(r_w, z, t) - T_p(z, t)] \quad (27)$$

Zmianę temperatury powietrza określa równanie

$$\frac{d i_p}{dt} = \frac{P q}{A \rho_p}$$

lub

$$\frac{d i_p}{dz} = \frac{P q}{A w \rho_p} \quad (28)$$

gdzie (rys. 8):

$$\rho_p = f(p_p, T_p) \quad w = \frac{m_p}{\rho_p A} \quad P = 2\pi r_w \quad A = \pi r_w^2$$

Równania (28) zapisano przy założeniu, że przepływ powietrza jest izobaryczny, a strumień ciepła przewodzony w powietrzu jest pomijalnie mały.

Próby analitycznego rozwiązania sformułowanego zagadnienia są w ogólnym przypadku mało skuteczne. Pozytywne rezultaty daje stosowanie metod numerycznych [6].

Rozwiązanie uproszczone dla omówionego wcześniej (pkt 4.3) procesu quasi-ustalonego, tzn. stałego (uśrednionego) strumienia ciepła  $q$  przyjmuje postać

$$\Delta T = \frac{2\pi l r_w}{m_p c_p} q \quad (29)$$

gdzie:

$\Delta T$  – przyrost temperatury powietrza na długości  $l$  kolektora.

## 5. DOPUSZCZALNA PRĘDKOŚĆ CHŁODZENIA ELEMENTÓW

Zgodnie z wcześniej podanymi uwagami, dla każdego grubościennego elementu należy określić jego dopuszczalną prędkość chłodzenia. W charakterze przykładu problem ten zostanie rozpatrzony dla kadłubów turbiny parowej.

Maksymalną prędkość chłodzenia kadłubów wyznaczono na podstawie zależności omówionych w punkcie 4.3 i dokumentacji konstrukcyjnej. Dane te obejmowały:

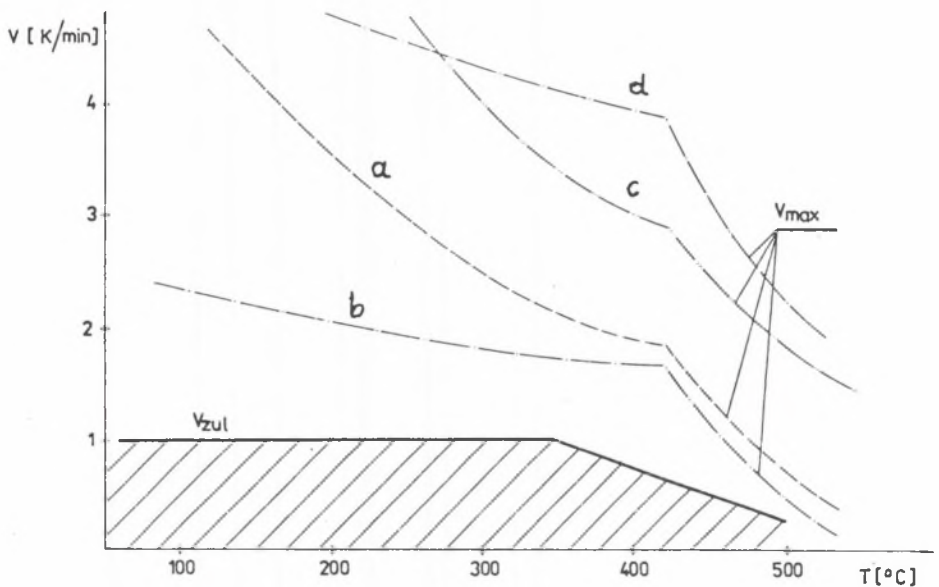
- rysunki konstrukcyjne kadłubów części WP i SP,
- charakterystyki materiałowe.

W obliczeniach uwzględniono zależności własności cieplnych i mechanicznych materiału ( $c$ ,  $\rho$ ,  $\lambda$ ,  $E$ ,  $Re$ ) od temperatury.

Dla każdego kadłuba wyznaczono maksymalne prędkości chłodzenia. Ponieważ grubości ścianek są mniejsze od grubości kołnierzy, prędkość chłodze-

nia jest limitowana grubością kołnierzy. Prędkość chłodzenia jest odwrotnie proporcjonalna do kwadratu grubości elementu.

Wyniki obliczeń przedstawiono na rys. 9. Na tej podstawie określono dopuszczalną prędkość chłodzenia wspólną dla wszystkich elementów turbiny (linia ciągła na rys. 9). Jest to prędkość znacznie mniejsza od wartości maksymalnych, a więc bezpieczna.



Rys. 9. maksymalne i dopuszczalne prędkości chłodzenia: a – kadłub wewnętrzny WP, b – kadłub zewnętrzny WP, c – kadłub wewnętrzny SP, d – kadłub zewnętrzny SP

Fig. 9. The maximum and allowable cooling rates: a) inner casing HP, b) outer casing HP, c) inner casing IP, d) outer casing IP

## 6. OCENA WPŁYWU WYMUSZONEGO CHŁODZENIA NA TRWAŁOŚĆ ELEMENTÓW TURBIN

Zużycie całkowite elementu, oznaczone umownie przez  $Z$ , jest sumą zużycia pełzaniowego  $Z_t$  podczas pracy ustalonej (przy obciążeniu nominalnym lub częściowym) i zużycia zmęczeniowego  $Z_z$  w czasie pracy nieustalonej (rozruchy, zmiany mocy, chłodzenie)

$$Z = Z_t + Z_z \quad (30)$$

Zastosowanie wymuszonego (przyspieszonego) chłodzenia nie wpływa na zużycie pełzaniowe elementu.

### Zużycie zmęczeniowe $Z_z$

$$Z_z = \frac{N}{N_A} \quad (31)$$

$N$  – rzeczywista liczba cykli,

$N_A$  – liczba cykli do pojawienia się pierwszych pęknięć (z charakterystyki zmęczeniowej)

$$\Delta\sigma = f(N_A) \quad (32)$$

$\Delta\sigma$  – amplituda maksymalnych naprężeń zredukowanych

Jeżeli w czasie eksploatacji turbiny występują cykle o różnych amplitudach, to do określenia łącznego zużycia zmęczeniowego stosuje się regułę liniowej kumulacji uszkodzeń

$$Z_z = \sum_{i=1}^n \frac{N_i}{N_{Ai}} = \sum_{i=1}^n E_i N_i \quad (33)$$

gdzie:

$N$  ( $i = 1, 2, 3$ ) – liczba cykli zmian obciążenia (liczba uruchomień, zmian mocy, przyspieszonych chłódzeń itd),

$N_{Ai}$  – liczba cykli do powstania pierwszego pęknięcia,

$E = 1/N_{Ai}$  – ułamki trwałości.

Z podanych zależności wynika, że punktem wyjścia do określenia zużycia zmęczeniowego są następujące dane eksploatacyjne i wyniki obliczeń stanów cieplnych i wytrzymałościowych elementów turbin:

$N$  – rzeczywista liczba cykli zmian obciążenia,

$T$  – temperatura elementu,

$\Delta\sigma$  – amplituda maksymalnych naprężeń.

Przykładowe wyniki obliczeń podano w tablicy 4. Wyznaczono jedynie ułamki trwałości dotyczące chłodzenia z prędkością  $v = 1$  K/min. Na tej podstawie można w prosty sposób ocenić wpływ przyspieszonego chłodzenia na zużycie eksploatacyjne elementów.

**Tablica 4**

**Ułamki trwałości dotyczące chłodzenia z prędkością  $V = 1$  K/min**

	$N_A$	E
Kadłub WP	6500	$1,5 \cdot 10^{-4}$
Wirnik WP	6000	$1,7 \cdot 10^{-4}$

## 7. UWAGI KOŃCOWE

Głównym celem podjętych analiz teoretycznych i badań doświadczalnych było opracowanie i wdrożenie do eksploatacji metody wymuszonego (przyspieszonego) chłodzenia podstawowych maszyn i urządzeń bloku energetycznego. Metodę wymuszonego chłodzenia zastosowano do przyspieszenia procesu stygnięcia turbin parowych i grubościennych kolektorów kotłów parowych.

W ramach badań teoretycznych analizowano stan termiczny i wytrzymałościowy głównych elementów turbin i kotłów w czasie chłodzenia. Na tej podstawie określono dopuszczalne prędkości prowadzenia tego procesu. Sprawą bardzo ważną jest określenie wpływu przyspieszonego chłodzenia na trwałość. Rezultaty uzyskane w ramach niniejszej pracy dają pogląd na stopień zużycia elementów wywołanych chłodzeniem.

W niniejszej pracy nie rozpatrywano najważniejszego, naszym zdaniem, zagadnienia, tzn. organizacji przepływu czynnika chłodzącego. Problem ten w odniesieniu do turbin został szczegółowo omówiony w pracy [3]. Sposób organizacji przepływu czynnika chłodzącego przez układ ciśnieniowy kotła opisano w [4].

## LITERATURA

- [1] Kosman G., Łukowicz H.: Wymuszone chłodzenie turbin przed planowanymi i awaryjnymi remontami bloku. Etap a1, a2. Opracowanie założeń do przyspieszonego chłodzenia. Wymiana ciepła w wirniku. Gliwice 1982. Problem PR-8. Zad. 6.4.9.11.
- [2] Chmielniak T., Kosman G., Sopicki T., Jaromin Z.: Metoda wymuszonego chłodzenia turbin 13K215 zastosowana w Elektrowni Rybnik. Energetyka nr 8, 1987.



- [3] Kosman G.: Przyspieszenie procesu stygnięcia turbin parowych. Zeszyty Naukowe Pol. Gdańskiej nr 445, Gdańsk 1989.
- [4] Kosman G.: Wymuszone (przyspieszone) chłodzenie grubościennych kolektorów kotłów parowych. Zeszyty Naukowe WSI Opole, s. Elektryka, z. 38, Opole 1994.
- [5] Kosman G.: Termowytrzymałość maszyn przepływowych. Skrypt Pol. Śl. Gliwice 1982.
- [6] Kosman G.: Badania i wdrożenie do eksploatacji wymuszonego chłodzenia turbiny 18UK135 w EC Kymijarvi – Lahti (Finlandia). Gliwice 1988.
- [7] Kosman G.: Przyspieszenie procesu stygnięcia grubościennych kolektorów kotłów parowych z zachowaniem ograniczeń wytrzymałościowych. Zeszyty Naukowe Pol. Śląskiej, s. Energetyka z. 123, Gliwice 1995.
- [8] Wiśniewski S.: Wymiana ciepła. WNT, Warszawa 1980.

## Abstract

The main objective of the theoretical analysis and the experimental studies was to develop and implement a method of forced (increased) cooling of the main machines and devices of a power unit. The forced cooling method was applied in order to speed up the cooling down process of the steam turbines and the thick – walled collectors of the steam boilers.

Only the results of the theoretical analysis are presented here. The experimental studies as well as the problem of so called organisation of the flow of the cooling medium (in our opinion this is the most important problem) have not been considered, as the relevant discussion may be found in works [4] and [5].

In the theoretical analysis, the thermal state and the strength state of the main components of turbines and boilers with natural and forced cooling were analysed. A simplified analytical description of this process is given. The allowable cooling rates of the thick – walled elements are given. One of the most important problems is the determination of the influence of the increased cooling on the durability. The results presented illustrate the degree of damage of the components due to cooling.